

Міністерство освіти і науки України
Донбаська державна машинобудівна академія

*Кваліфікаційна наукова
праця на правах рукопису*

Алієва Лейла Іграмотдіновна

УДК 621.7.011: 621.7.043: 621.777.4

ДИСЕРТАЦІЯ

**РОЗВИТОК НАУКОВИХ ОСНОВ І РОЗРОБКА
РЕСУРСОЗБЕРІГАЮЧИХ ПРОЦЕСІВ ОБ'ЄМНОГО
ФОРМОУТВОРЕННЯ НА ОСНОВІ СПОСОБІВ
КОМБІНОВАНОГО ДЕФОРМУВАННЯ**

**05.03.05 – процеси та машини обробки тиском,
13. – Механічна інженерія**

Подається на здобуття наукового ступеня доктора технічних наук

Дисертація містить результати власних досліджень.
Використання ідей, результатів і текстів інших авторів мають
посилання на відповідне джерело _____ Л.І. Алієва

**Науковий консультант Огородніков Віталій Антонович,
Заслужений діяч науки і техніки України, доктор
технічних наук, професор**

Краматорськ - 2017

АНОТАЦІЯ

Алієва Л.І. Розвиток наукових основ і розробка ресурсозберігаючих процесів об'ємного формоутворення на основі способів комбінованого деформування. – Кваліфікаційна наукова праця на правах рукопису.

Дисертація на здобуття наукового ступеня доктора технічних наук за спеціальністю 05.03.05 – Процеси та машини обробки тиском (13 – Механічна інженерія). – Донбаська державна машинобудівна академія, Міністерство освіти і науки України, Краматорськ, 2017.

Дисертація спрямована на вирішення важливої науково-технічної проблеми підвищення ефективності технологічних процесів об'ємного пластичного формоутворення на базі розвитку наукових основ і удосконалення технологічних способів і режимів комбінованого деформування.

На підставі проведеного літературного аналізу встановлені проблеми та шляхи розвитку процесів пластичного деформування і точного об'ємного штампування. Визначено основні напрями удосконалення даної галузі обробки тиском, які полягають у створенні і застосуванні нових концепцій проектування процесів деформування, заснованих на нових і удосконалених методах моделювання процесів об'ємного деформування, в тому числі, на методах прогнозування закономірностей формоутворення і технологічної деформівності матеріалів, а також на нових технологічних способах комбінованого деформування. Визначено, що створення і освоєння ресурсозберігаючих наукоємних технологій, що базуються на комбінованих методах обробки, є одним із пріоритетних напрямків розвитку технологій машинобудування.

Метою роботи є підвищення ефективності процесів об'ємного формоутворення на основі розвитку наукових основ, створення і застосування нових технологічних способів комбінованого деформування і розробки методик проектування ресурсозберігаючих технологічних процесів і оснащення.

Об'єктом дослідження є технологічні процеси і оснащення об'ємного деформування, а предметом дослідження – методи аналізу і закономірності

формування і розвитку технологічних режимів, удосконалення способів деформування, оцінка їх технологічних можливостей і деформовності заготовок.

Тема роботи відповідає пріоритетному напрямку розвитку науки і техніки та науковому напрямку наукової школи "Обробка металів тиском» Донбаської державної машинобудівної академії.

На основі методу морфологічних карт і комбінаторного методу розроблені класифікації процесів комбінованого деформування і систематизовано основні схеми формування, що дозволили запропонувати ряд нових способів штампування.

Розвинено метод кінематичних модулів і дана оцінка їх властивостей, що сприяло розширенню їх застосування для вирішення задач аналізу процесів об'ємного формування. Співставленні різні кінематичні модулі – кінематично можливі поля швидкостей переміщення і встановлено перевагу трапецеїдальних і трикутних модулів з криволінійними сторонами. Лінеаризація підінтегральних залежностей показала свою неефективність через труднощі в підборі прийнятних функцій для всього об'єму трапецеїдальних модулів. Для отримання наближених верхніх оцінок потужності сил деформування в таких модулях використано наближене інтегрування на основі нерівності Коші-Буняковського. Встановлено оптимальні з точки зору мінімальних розрахункових тисків кінематичні модулі для опису полів швидкостей переміщень.

Для випадків комбінованого видавлювання з обтисненням кращий результат забезпечує поле, яке включає трикутні криволінійні модулі, а при видавлюванні з роздачею – комбіноване поле, що складене з трапецеїдального і прямокутного модулів.

Для оцінки технологічної деформовності при холодній об'ємній обробці розглянуті можливості критеріїв руйнування, в основу яких покладена гіпотеза про вплив першого і третього інваріантів тензора напружень на величину використаного ресурсу пластичності при пластичній деформації металу.

Використано простір «накопичена інтенсивність деформацій – безрозмірні показники напруженого стану». На відміну від девіаторного простору Іллюшина, розглядається простір безрозмірних показників напруженого стану, що включають перший і третій інваріанти тензора напружень відносно другого інваріанта девіатора напружень. Уточнено методики побудови діаграм і поверхонь пластичності із залученням нових координат, в тому числі параметра Лоде-Надаї і параметра В.А. Огороднікова, який враховує вплив третього інваріанта тензора напружень, що дозволило при оцінці деформовності заготовок моделювати процеси пластичного деформування на матеріалах різного рівня зміцнення.

Показано, що на пластичність основний вплив здійснює не кривина траєкторії деформацій – похідна траєкторії деформацій, а швидкість зміни показників напруженого стану або кривина шляху деформування. Отримані результати досліджень пластичності металів в залежності від 3-х інваріантів тензора і девіатора напруження дозволили встановити межі застосовності феноменологічних критеріїв деформовності без руйнування в залежності від інтервалу значень другої похідної від показника напруженого стану.

Отримали розвиток оцінки напружено-деформованого стану та технологічної деформовності при холодному комбінованому видавлюванні порожнистих деталей з фланцем, що дозволили встановити зони з граничним вичерпанням ресурсу пластичності і уточнити граничні можливості способів комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання і способу радіального видавлювання фланців з протитиском.

Отримав подальший розвиток метод розрахунку граничної технологічної деформовності заготовки в процесах холодного деформування з проміжними відпалими і технологічними паузами за рахунок урахування ефекту відновлення пластичності металу після відпалу і в паузах, що дозволило розробити раціональні режими пластичного деформування, які забезпечують підвищену пластичність металу заготовки.

Виконано теоретичні дослідження енергетичним методом верхньої оцінки і розроблено комплекс математичних моделей процесів суміщеного радіально-зворотного і радіально-прямого видавлювання деталей з фланцем, а також послідовного радіально-прямого видавлювання з роздачею деталей типу гільз і радіально-прямого видавлювання з обтисненням деталей типу втулок зі змінною товщиною стінки. Отримано залежності, що дозволяють визначити силовий режим деформування з урахуванням впливу геометрії інструменту, схеми і форми осередку деформації, умов контактної тертя, а також прогнозувати поетапне формоутворення виробів.

На основі досліджень напружено-деформованого стану заготовки при комбінованому радіально-зворотному видавлюванні деталей з високих заготовок на початковому етапі деформування встановлено наявність проміжної жорсткої зони, що розділяє автономні осередки деформації радіального і зворотного видавлювання металу.

На основі експериментальних досліджень силового режиму, вимірювань контактної пластичної тертя на оригінальних установках власної розробки, вивчення деформованого стану заготовки при комбінованому видавлюванні деталей уточнені вихідні дані для математичних і комп'ютерних моделей і адекватність припущень, прийнятих в теоретичному аналізі процесу. Порівняння теоретичних розрахункових формул і експериментальних значень тисків деформування і показників деформованого стану між собою, а також з результатами, отриманими методом скінченних елементів і експериментальними даними, показало прийнятність отриманих залежностей для технологічних розрахунків силових параметрів і оцінки формоутворення деталей.

Встановлено, що для виготовлення порожнистих деталей доцільно застосовувати нові схеми комбінованого видавлювання з роздачею і обтисненням, які сприяють розширенню технологічних можливостей процесів штампування за рахунок ускладнення конфігурації, скорочення технологічних переходів і зниження сил деформування.

Результати моделювання сприяли розширенню уявлень про закономірності пластичної деформації в умовах декількох ступенів свободи течії і запропонуванню нових способів видавлювання на основі регулювання кінематичного впливу на заготовку. Для видавлювання деталей з фланцями аналіз кінематичного впливу і схеми подачі металу на параметри напружено-деформованого стану заготовки в процесі деформування дозволив запропонувати способи керування розміщенням зон максимального зміцнення в осередку деформації.

Розроблено на основі енергетичного методу і методу скінченних елементів математичні моделі для прогнозування появи дефектів типу утяжин в процесі видавлювання деталей і запропоновано способи, які попереджують появу дефектів шляхом підготовки заготовок з технологічними елементами у вигляді буртів на торцях або бічних поверхнях вихідної заготовки.

Розроблено перспективні способи видавлювання складних східчастих деталей і втулок в рухомій матриці і видавлювання з обтисненням, зі знакозмінною подачею, з рухомими осередками деформації, а також метод і пристрої дослідження контактних умов при пластичній деформації.

Отримали подальший розвиток способи маловідходного комбінованого видавлювання-пробивання порожнистих деталей типу кілець з багатоштучної заготовки. Встановлено схеми деформування, які забезпечують підвищення рівня тиску в зоні поділу, що сприяє підвищенню якості деталей. Для отримання деталей типу втулок проведені аналогічні дослідження з профільовання вихідних заготовок, що встановлюються одна над одною перед наскрізним прошиванням.

Розглянуто схеми комбінованого деформування великогабаритних виробів ступінчастим інструментом, що дозволяє створити інтенсивні зсувні деформації в заготовці. Процес використаний при виготовленні заготовок відповідального призначення з литих вихідних матеріалів.

Аналіз силового режиму дозволив розробити нову концепцію експлуатації важконавантаженого інструменту – пуансонів для видавлювання

глухих порожнин. Запропоновано знімати деталі з пуансонів після їх спільного видалення з матриці, що в кілька разів знижує найбільш небезпечні розтягуючі навантаження на пуансон, які повинні у недостатній стійкості інструменту.

На основі результатів експериментальних і теоретичних досліджень розроблена методика проектування технологічних процесів об'ємного формоутворення деталей на основі використання способів комбінованого деформування. Запропоновано рекомендації з проектування нових ресурсозберігаючих технологічних процесів і штампового оснащення для комбінованого видавлювання порожнистих і стрижневих деталей з фланцем, порожнистих деталей типу гільз і втулок. Розроблено і передано в промислове освоєння технологічні процеси і креслення оснащення для видавлювання точних заготовок порожнистих деталей типу стаканів і стрижневих деталей з фланцем, а також великогабаритних виробів типу валів і стаканів. Впроваджені нові технологічні процеси комбінованого деформування (при штампуванні і куванні), які дозволили підвищити ефективність виробництва за рахунок поліпшення якості поковок і зниження їх собівартості. Методи і результати досліджень використовуються також в навчальному процесі студентами спеціальності «Обробка металів тиском».

Ключові слова: комбіноване деформування, радіально-поздовжнє видавлювання, метод кінематичних модулів, метод скінченних елементів, теорія деформовності, напружено-деформований стан, силовий режим, формоутворення.

ABSTRACT

L.I. Aliieva. Development of scientific foundations and elaboration of resource-saving processes of volumetric shaping on the basis of combined deformation methods. - Qualification scientific work on the rights of the manuscript.

Dissertation for the degree of Doctor of Science in Technical Sciences in the Specialty 05.03.05 – Processes and Machines of Plastic Working. – Donbass State Engineering Academy, the Ministry of Education and Science of Ukraine, Kramatorsk, 2017.

The dissertation is aimed at solving an important scientific and technical problem of increasing the efficiency of technological processes of volumetric plastic deformation on the basis of the development of scientific foundations and improvement of technological methods and modes of combined deformation.

Based on the literature analysis problems and ways of development of plastic deformation processes and of accurate volumetric stamping are established. The main directions of improving this area of pressure processing are determined, which consist in the creation and application of new design concepts for deformation processes based on new and improved methods for modeling of volumetric plastic deformation processes, including methods for predicting patterns of formation and technological deformability of materials, as well as for new technological methods of combined deformation. It is determined that the creation and development of resource-saving high-tech technologies, based on combined methods of processing, is one of the priority directions in the development of machine building technologies.

The aim of the work is to increase the efficiency of volumetric plastic deformation processes on the basis of the development of scientific foundations, the creation and application of new technological methods for combined deformation and the development of methods for designing resource-saving technological processes and equipment.

The object of the research is technological processes and equipment of volumetric

plastic deformation, and the subject of research is the methods of analysis and regularities of formation and development of technological regimes, improvement of deformation methods, and assessment of their technological capabilities and deformability of blanks.

The theme of the work corresponds to the priority direction of development of science and technology, as well as the scientific direction of the scientific school "Metal forming by pressure" of the Donbass State Engineering Academy.

Based on the method of morphological maps and the combinatorial method, classifications of combined deformation processes have been developed and the main shape formation schemes have been systematized, which made it possible to propose a number of new methods of stamping.

The method of kinematic modules is developed and their properties are evaluated, which contributes to their successful application for solving the problems of volumetric shape formation process analysis. Different kinematic modules are compared and the advantage of trapezoidal and triangular modules with a curvilinear boundary is established. Linearization of integrand dependencies has shown its inefficiency due to the difficulties in selecting suitable functions for the entire set of the trapezoidal modules. To obtain approximate upper bounds for the power of the deformation forces, approximate integration based on the *Cauchy-Bunyakovsky-Schwarz* inequality is implemented in such modules. The optimal kinematic modules for describing the velocity fields are optimal in terms of the minimum design pressures.

For the cases of combined extrusion with compression, the best result is provided by the field including triangular curvilinear modules, and when extruded with distribution – by the a combined field composed of trapezoidal and rectangular modules.

To assess the technological deformability while cold volumetric machining, the possibilities of failure criteria based on the hypothesis of the influence of the first and third invariants of the stress tensor on the magnitude of the plasticity resource flow during plastic deformation of a metal are considered.

The space has been deployed – «accumulated intensity of deformations -

dimensionless indices of the stressed state », which made it possible to simulate metal forming processes of materials of various hardenability when evaluating the deformability of blanks. Unlike Ilyushin's deviator space, we consider the space of dimensionless indices of the stress state, including the first and the third invariants of the stress tensor with respect to the second invariant of the stress deviator. The methods have been refined for constructing diagrams and surfaces of plasticity with the use of new coordinates, including the Lode-Nadai parameter and the parameter of Ogorodnikov V.A, which takes into account the influence of the third invariant of the stress tensor.

It is shown that the plasticity is primarily influenced not by the curvature of the trajectory of deformations, i.e. the derivative of the deformation trajectory, but by the rate of change of the stress state indicators or the curvature of the strain path. The obtained results of the studies of ductility of metals as a function of the 3 invariants of the tensor and the stress deviator made it possible to establish the limits of applicability of phenomenological criteria of deformability without destruction, depending on the interval of values of the second derivative of the stress state index.

There has been given further development to evaluation of the stress-strain state and of technological deformability under cold combined extrusion of hollow parts with a flange, which made it possible to establish zones with the maximum exhaustion of the plasticity resource, and to clarify the limiting possibilities of the combined radial-longitudinal extrusion methods and the method of radial extrusion of flanges with backpressure.

The method of calculating the limiting technological deformability of a billet in cold deformation processes with intermediate annealing and technological pauses has got further development, which takes into account the effect of restoring the ductility of metal after annealing and during pauses, which made it possible to develop rational plastic deformation regimes providing increased plasticity of the billet metal.

Theoretical studies of the upper bound by the energy method have been carried out and a complex of mathematical models of the processes of combined radial-inverse and radially direct extrusion of parts with a flange as well as successive radial-direct extrusion

with the distribution of liner-type parts and radial-direct extrusion with compression of parts of the type of bushings with variable thickness of the wall was elaborated. Dependences have been obtained, which make it possible to determine the force regime of deformation taking into account the influence of the geometry of the tool, the scheme and the shape of the deformation center, the conditions of contact friction, and also to predict the step-by-step shaping of the stamped product.

On the basis of studies of the stress-strain state of the billet for the combined radial-reverse extrusion of parts from high blanks, the presence of an intermediate rigid zone separating the autonomous foci of deformation of the radial and backward outflow of the metal was established at the initial stage of deformation.

On the basis of the experimental studies of the power regime, of the measurements of contact plastic friction on original installations of our own design, and of the study of the deformed state of the billet with combined extrusion of details, the initial data for mathematical and computer models and acceptability of the assumptions adopted in the theoretical analysis of the process have been refined. Comparison of theoretical design formulas and experimental values of deformation pressures and indicators of deformed state among themselves, as well as with the results obtained by the finite element method and experimental data, showed the acceptability of the obtained dependences for technological calculations of power parameters and evaluation of the formation of parts.

It is found that for the manufacture of hollow parts it is advisable to use new schemes of combined extrusion with distribution and crimping, which contribute to the expansion of the technological capabilities of the stamping processes due to the complication of the configuration, the reduction of technological transitions and the reduction of the deformation forces.

The results of modeling contributed to the expansion of ideas on the laws of plastic flow under conditions of several degrees of freedom of flow and to offering new extrusion methods based on the regulation of kinematic effect on the workpiece. For extrusion of parts with flanges, the analysis of the influence of the kinematic action and metal feeding scheme on the parameters of the stress-strain state of the billet in the process of deformation made it possible to propose methods for

controlling the placement of zones of maximum hardening in the deformation zone.

On the basis of the energy method and of the finite element method, the mathematical models for predicting the appearance of defects of the type of sinks in the process of extruding parts are developed, and the methods are suggested, which anticipate the appearance of defects by preparing blanks with technological elements in the form of collars at the ends or lateral surfaces of the initial billet.

Perspective methods of extrusion of complex stepped parts and bushings in a mobile matrix and extrusion with crimping with alternating feed with movable deformation centers, as well as a method and devices for studying contact conditions during plastic deformation are developed.

The methods of low-waste combined extrusion-punching of hollow parts such as rings from a multi-piece billet have got further development. Schemes of deformation have been established, which provide an increase in the pressure level in the zone of division and in the amount of workpiece and accuracy of forging. In order to obtain bushings, similar studies have been carried out for profiling the initial blanks that are stacked on top of each other before the through sewing.

The schemes of combined deformation of large-sized products with a step-by-step tool, allowing to create intensive shear deformations in the workpiece are considered. The process is used in the manufacture of blanks for critical purposes from raw cast materials.

Analysis of the force regime allowed the development of a new concept for the operation of a heavily loaded tool - punches for squeezing out blind cavities. It is proposed to remove the parts from the punches after their joint removal from the matrix, which reduces several times the most dangerous tensile load on the punch, which is mainly due to their insufficient resistance.

Based on the results of experimental and theoretical studies, a methodology has been developed for designing technological processes of volumetric shaping of parts based on the use of combined deformation methods. Recommendations are offered on the design of new resource-saving technological processes and die equipment for the combined extrusion of hollow and rod parts with a flange, hollow parts such as liners and bushings.

Technological processes and drawings of rigging for extrusion of precise blanks of hollow parts such as cups and rod parts with a flange and large-sized products such as shafts and cups have been developed and transferred to industrial implementation. New technological processes of combined deformation (for stamping and forging) were introduced, which made it possible to increase production efficiency by improving the quality of forgings and reducing their prime cost. Methods and results of research are also employed in the educational process by students of the specialty «Metal Forming by Pressure».

Keywords: combined deformation, radial-longitudinal extrusion, method of kinematic modules, finite element method, deformability theory, stress-strain state, power regime, shape formation.

СПИСОК ОПУБЛІКОВАНИХ РОБІТ ЗА ТЕМОЮ ДИСЕРТАЦІЇ

1. Алиева Л. И. Оценка и прогнозирование отклонений формы деталей при холодном выдавливании / Л. И. Алиева // Пластическая деформация металлов : Коллективная монография. – Днепропетровск : НМетАУ, 2014. – С. 353–369. – ISBN 978-617-7109-18-0.

2. Aliieva L. Application of fracture criteria in technological problems of metal forming / L. Aliieva // XVI International scientific conference «New technologies and achievements in metallurgy, material engineering and production engineering» : a collective monograph. – Chnstohov, 2015. – P. 94–99. – ISBN 978 -83-63989-27-9.

3. Aliieva L. Cold extrusion shaping of parts with flange / L. Aliieva // XVII International scientific conference «New technologies and achievements in metallurgy, material engineering and production engineering» : a collective monograph. – Chnstohov, 2016. – P. 183–188. – ISBN 978-83-63989-38-5.

4. Огородников В. А. Ресурс пластичности металлов при холодном объемном формоизменении / В. А. Огородников, И.А. Деревенько, Л. И. Алиева // Монография. – Винница : ВНТУ, ООО «Меркьюри-Подолье», 2016. – 176 с.– ISBN 978-966-2696-69-1.

5. Алієва Л. І. Основи феноменологічної теорії деформованості та її застосування до процесів обробки металів тиском / Л. І. Алієва, В. А. Огородніков, О. В. Грушко. // Теорія та практика обробки матеріалів тиском : колективна монографія. – Запоріжжя: вид. АТ «Мотор-Січ», 2016. – С. 5–31. – ISBN 978-966-2906-60-8.

6. Алиева Л. И. Анализ силового режима и формоизменения при поперечном выдавливании деталей с отрезками / Л. И. Алиева, Р. С. Борисов // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 2007. – № 11. – С. 9–11.

7. Оценка деформируемости заготовок при радиальном выдавливании с противодействием / Е. И. Коцюбивская, И. О. Сивак, Л. И. Алиева,

С. В. Куценко // *Обработка материалов давлением: сб. науч. тр. – Краматорск: ДГМА, 2008. – № 1 (19). – С. 29–33.*

8. Формоизменение заготовки при радиально-прямом выдавливании на оправке / И.С. Алиев, Л.И. Алиева, Я.Г. Жбанков [и др.] // *Наукові праці ДНТУ. Серія «Металургія». – 2008. – № 10 (141). – С. 201–205. – URL: <http://ea.donntu.edu.ua/handle/123456789/10404> .*

9. Новые способы выдавливания для безотходного изготовления полых деталей типа втулок и колец / Л. И. Алиева, О. В. Чучин, Е. Н. Бондарева, Я. Г. Жбанков // *Обработка материалов давлением : сб. науч. тр. – Краматорск : ДГМА, 2010. – № 3 (24). – С. 86–91.*

10. Особенности формоизменения полых деталей с фланцем в процессах комбинированного радиально-обратного выдавливания / Л. И. Алиева, Н. С. Грудкина, Я. Г. Жбанков, К. Крюгер // *Обработка материалов давлением : сб. науч. тр. – Краматорск : ДГМА, 2010. – № 4 (25). – С. 115–119.*

11. Prediction of the variation of the form in the processes of extrusion / I. Aliiev, L. Aliieva, N. Grudkina, I. Zhibankov // *Metallurgical and Mining Industry. – Dnepropetrovsk, 2011. – Vol. 3. – № 7. – P. 17–22.*

12. Параметры модели, формирующей карту материала в процессах обработки давлением / В. А. Огородников, Л. И. Алиева, В. М. Кожушаный, И. А. Деревенько // *Обработка материалов давлением : сб. науч. тр. – Краматорск : ДГМА, 2011. – № 1 (26). – С. 91–98.*

13. Алиева Л. И. Анализ заполнения полости штампа в процессе радиального выдавливания / Л. И. Алиева, П. Абхари, Е. Н. Бондарева // *Вісник НТУУ «КПІ». Серія «Машинобудування». – Київ, 2011. – № 63. – С. 285–288.*

14. Алиева Л. И. Силовые режимы радиального выдавливания деталей с высоким фланцем / Л. И. Алиева, Я. Г. Жбанков, П. Абхари // *Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 2010. – № 4. – С. 24–26.*

15. Огородников В. А. Параметры напряженного состояния диаграмм пластичности / В. А. Огородников, Л. И. Алиева, И. А. Деревенько // Обработка материалов давлением : сб. науч. тр. – Краматорск : ДГМА, 2011. – № 4 (29). – С. 10–18.

16. Алиева Л. И. Моделирование процесса комбинированного радиально-обратного выдавливания деталей типа стакан с фланцем / Л. И. Алиева, Н. С. Грудкина // Вісник НТУ «ХП». – Харків, 2012. – № 47 (953). – С. 3–9.

17. Aliieva L. Analysis of billet deformation during the combined radial-backward extrusion / L. Aliieva, N. Grudkina, I. Zhdankov // New technologies and achievements in metallurgy and materials engineering. – Czestochowa : Quick-druk, 2012. – P. 389–396.

18. Огородников В. А. Пластичность металлов при объемном напряженном состоянии / В. А. Огородников, Л. И. Алиева, И. А. Деревенько // Вісник НТУУ «КП». Серія «Машинобудування». – 2012. – № 64. – С. 201–207.

19. Алиева Л. И. Исследование деформированного состояния при комбинированном радиально-обратном выдавливании полых деталей с фланцем / Л. И. Алиева, Н. С. Грудкина // Вестник Донского ГТУ : сб. науч. тр. – Ростов-на-Дону : ДГТУ, 2012. – С. 195–198.

20. Алиева Л. И. Ресурс пластичности в процессах комбинированного выдавливания / Л. И. Алиева, И. А. Деревенько, Р. И. Сивак // Обработка материалов давлением : сб. науч. тр. – Краматорск : ДГМА, 2013. – № 1 (34). – С. 11–17.

21. Алиева Л. И. Теоретический анализ процесса комбинированного радиально-обратного выдавливания деталей с фланцем / Л. И. Алиева, Н. С. Грудкина // Известия МГТУ «МАМИ». Научный рецензируемый журнал. Серия 2 «Технология машиностроения и материалы». – М. : МГТУ «МАМИ», 2013. – № 2 (16). – Т. 2. – С. 163–172.

22. Комбинированная пластическая деформация со сдвигом для получения крупных заготовок / Л. И. Алиева, Я. Г. Жбанков, М. А. Маркова,

Л. В. Таган // Обработка материалов давлением : сб. науч. тр. – Краматорск : ДГМА, 2013. – № 3 (36). – С. 3–9.

23. Технологическая деформируемость при штамповке стаканов с фланцем / Л. И. Алиева, С. В. Мартынов, Н. С. Грудкина, А. Д. Комиринко // Научный Вестник ДГМА : сб. науч. тр. – Краматорск : ДГМА, 2013. – № 1 (11). – С. 20–24. – URL : [http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/science_vesnik/%E2%84%961\(11%D0%95\)_2013/article/5.pdf](http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/science_vesnik/%E2%84%961(11%D0%95)_2013/article/5.pdf).

24. Калюжний В. Л. Порівняльний аналіз процесів зворотного видавлювання і прямого видавлюванням з роздачою вісесиметричних виробів з порожниною постійного діаметру / В. Л. Калюжний, Л. І. Алієва, І. П. Куліков // Обработка материалов давлением : сб. науч. тр. – Краматорск : ДГМА, 2013. – № 4 (37). – С. 87–92.

25. Алиева Л. И. Влияние гидростатического давления и истории его изменения на пластичность в задачах обработки металлов давлением / Л. И. Алиева, В. А. Огородников // Известия ТулГУ. Технические науки. – Тула : Изд-во ТулГУ, 2014. – Вып. 10. – Ч. 1. – С. 118–128.

26. Алиева Л. И. Исследование процесса комбинированного радиально-обратного выдавливания деталей с фланцем с разьединенным очагом деформации / Л. И. Алиева, Н. С. Грудкина // Вестник КГИУ. Республ. науч. журнал. – Темиртау, 2014. – № 1 (4). – С. 19–24.

27. Zhbakov I. G. New schemes of forging plates, shafts and discs / I. G. Zhbakov, A. V. Perig, L. I. Aliieva // Int. J. of Advanced Manufacturing Technology. – 2015. – Vol. 82. – P. 287–301. – Access : DOI : 10.1007/s00170-015-7377-7.

28. Aliieva L. Radial-direct extrusion with a movable mandrel / L. Aliieva, Y. Zhbakov // Metallurgical and Mining Industry. – 2015. – № 11. – P. 175–183.

29. Експериментальне дослідження деформованого стану при комбінованому радіально-поздовжньому видавлюванні / Алієва Л. І., Солодун Є. М., Гончарук Х. В., Шкіра О. В. // Вісник ХНТУ. – Херсон, 2015. – № 4 (55). – С. 82–87.

30. Алиева Л.И. Анализ процесса последовательного радиально-прямого выдавливания методом кинематических модулей / Л.И. Алиева, О.В. Чучин // Научный вестник ДГМА : сб. науч. тр. – Краматорск ДГМА, 2015. – № 3 (18Е). – С. 5–21. – URL: [http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/science_vesnik/%E2%84%963\(18%D0%95\)_2015/article/3.pdf](http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/science_vesnik/%E2%84%963(18%D0%95)_2015/article/3.pdf).
31. Алиева Л.И. Моделирование процесса комбинированного выдавливания фланцев на полых деталях / Л. И. Алиева // Вісник НТУУ «КПІ». Серія «Машинобудування». – 2016. – № 1 (76). – С. 20–30.
32. Алиева Л. И. Процессы комбинированного деформирования и выдавливания // Обработка материалов давлением: сб. науч. тр. – Краматорск: ДГМА, 2016. – № 1 (42). – С. 100–108.
33. Алиева Л. И. Способы снижения сил деформирования при холодном выдавливании / Л. И. Алиева, О. В. Чучин, П. В. Гнездилов // Вісник ХНТУ. – Херсон, 2016. – № 1 (56). – С. 18–25.
34. Алиева Л. И. Оценка деформированного состояния деталей в процессе холодного выдавливания / Л.И. Алиева // Metallurgical and Mining Industry. – 2016. – № 2. – С. 77–85.
35. Алиева Л. И. Деформирование заготовок способом радиального выдавливания с противодавлением / Л.И. Алиева // Вісник ХНТУ. – Херсон, 2016. – № 2 (57). – С. 29–36.
36. Алиева Л. И. Критерии деформируемости и возможности их использования в задачах обработки давлением / Л. И. Алиева // Вісник ДДМА : зб. наук. пр. – Краматорськ : ДДМА, 2016. – № 2 (38). – С. 17–21.
37. Алиева Л. И. Комбинированное радиально-обратное выдавливание стержневых деталей с фланцем / Л.И. Алиева // Вестник КГИУ. Республ. науч. журнал. – Темиртау, 2016. – №4 (15). – С. 14–22.
38. Алиева Л.И. Радиально-обратное выдавливание деталей с фланцем / Л.И. Алиева // Физика и техника высоких давлений. – 2016. – Том 26. – № 3–4. – С. 43–56.

39. Zhbankov I. G. Calculation of recovery plasticity in multistage hot forging under isothermal conditions / Iaroslav G. Zhbankov, Alexander V. Perig, Leila I. Aliieva // Springer Plus – 2016. – 5:1881. DOI: 10.1186/s40064-016-3570-x.

40. Алиева Л. И. Управление формообразованием деталей с фланцем при холодном выдавливании / Л.И. Алиева // Вісник НТУ «ХП». – Харків, 2016. – № 30 (1202). – С. 13–20.

41. Алиева Л. И. Образование дефектов деталей в процессах холодного выдавливания / Л.И. Алиева // Вісник ХНТУ. – Херсон, 2016. – № 4 (59). – С. 18–27.

42. Калюжный А. В. Силовые режимы извлечения пуансонов из деталей после холодного обратного выдавливания и прямого выдавливания с раздачей / А. В. Калюжный, Л. И. Алиева, Л. В. Таган // Обработка материалов давлением : сб. науч. тр. – Краматорск : ДГМА, 2016. – № 2 (43). – С. 67–76.

43. Алиева Л.И. Формоизменение стержневых деталей с фланцем при радиально-прямом выдавливании / Л.И. Алиева, К.В. Гончарук, А.В. Шкира // Вісник НТУ «ХП». – Харків, 2016. – № 31 (1203). – С. 5–10.

44. Алиева Л. И. Силовой режим формообразования полых деталей при холодном радиально-прямом выдавливании с обжатием / Л. И. Алиева // Вісник НТУ «ХП». – 2016. – № 38 (1210). – С. 5–12.

45. Алиева Л. И. Моделирование процесса радиально-обратного выдавливания полых деталей / Л. И. Алиева, Н.С. Грудкина, К. Крюгер // Mechanics and Advanced Technologies. – 2017. – № 1 (79). – С. 91–99. – DOI: <http://dx.doi.org/10.20535/2521-1943.2017.79.95873>.

46. Алиева Л. И. Технологические возможности процессов комбинированного радиально-продольного выдавливания / Л. И. Алиева // Технологические системы. – 2017. – № 1 (78). – С. 31–40.

47. Моделирование процесса холодного выдавливания полых изделий / В. Л. Калюжный, Л. И. Алиева, Д. А. Картамышев, И. Г. Савчинский // Metallurg. – 2017. – № 5. – С. 22–27.

48. Пат. 104817 Україна, МПК В 21 К 22/04. Спосіб виготовлення деталей з фланцем / Л. І. Алієва; заявник та патентовласник Донбаська державна машинобудівна академія. – № u201506428; заявл. 30.06.15; опубл. 25.02.16, Бюл. № 4.

49. Пат. 105542 Україна, МПК G 01 N 3/08, В 21 J 13/00. Пристрій для дослідження умов контактного тертя / Л. І. Алієва, заявник і патентовласник Донбаська державна машинобудівна академія. – № u201508939; заявл. 16.09.2015; опубл. 25.03.2016. – Бюл. № 6.

50. Пат. 108568 Україна, МПК В 21 J 1/04. Спосіб інтенсивного пластичного деформування заготовок/ Л. І. Алієва, заявник і патентовласник Донбаська державна машинобудівна академія. – № u201513087; заявл. 30.12.2015; опубл. 25.07.2016. – Бюл. № 14.

51. Пат. 108586. Україна, МПК В21J 5/12, В21J 13/02. Пристрій для видавлювання порожнистих виробів з фасонною зовнішньою поверхнею / Л. І. Алієва, заявник і патентовласник Донбаська державна машинобудівна академія. – № u201600088; заявл. 04.01.2016; опубл. 25.07.2016. – Бюл. № 14.

52. Пат. 82189 Україна, МПК В 21 J 1/04. Спосіб пластичного деформування виробів Л. І. Алієва, І. А. Деревенько, Я. Г. Жбанков, Л. В. Таган; заявник і патентовласник Донбаська державна машинобудівна академія. – № u201301279; заявл. 04.02.2013; опубл. 25.07.2013. – Бюл. № 14.

53. Aliiev I. S. Press tools for the extrusion hollow parts with complex surface profiles / I. S. Aliiev, L. I. Aliieva, I. G. Zhbakov // 9th International Conference «Research and Development in Mechanical Industry» RaDMI. – Serbia : Vrnjačka Banja, 2009. – September. – P. 139–143.

54. Коцюбивская Е. И. Пластичность металлов при плоском напряженном состоянии / Е. И. Коцюбивская, Л. И. Алиева // Прогрессивные методы и технологическое оснащение процессов ОМД. Материалы МНТК 11–14 октября 2005. – Санкт-Петербург: БГТУ. – С. 86–90.

55. Алиева Л. И. Перспективные направления развития процессов точной объемной штамповки / Л. И. Алиева // Машини та пластична деформація металів. Матеріали II МНТК. – Запоріжжя, 2012. – С. 71–72.

56. Алиева Л. И. Феноменологические критерии разрушения и их применение в задачах технологической механики / Л. И. Алиева, В. А. Огородников // Прогрессивные методы и технологическое оснащение процессов ОМД. Материалы МНТК. – СПб, 2014. – С. 33–39.

57. Алиева Л. И. Конструирование штампов для комбинированного выдавливания / Л. И. Алиева // Прогресивна техніка, технологія і інженерна освіта. Матеріали XVI МНТК – Одеса–Київ : НТУУ «КПІ», 2015. – С. 77.

58. Алиева Л. И. Комбинированное радиально-прямое выдавливание деталей с фланцем / Л. И. Алиева // Научно-технический прогресс в металлургии. Материалы VIII МНТК 23–24 октября 2015 года. – Темиртау, 2015. – С 377–382.

59. Investigation of defect in combined precision extrusion process with multiple ram / I. Aliiev, L. Aliieva, P. Abhari, K. Goncharuk // New technologies and achievements in metallurgy, material engineering and production engineering. XVI International scientific conference. – Czestochowa, 2015. – P. 90–93.

60. Алиева Л. И. Технологические возможности процессов радиально-прямого выдавливания с раздачей / Л. И. Алиева, О. В. Чучин // Современные проблемы горно-металлургического комплекса. Материалы XII МНТК. – Старый Оскол : НИТУ МИСиС, 2015. – С. 148–153.

61. Дефектообразование в процессах холодного выдавливания / Л. И. Алиева, Я.Г. Жбанков, Н.С. Грудкина, П.Б. Абхари // Теоретичні та практичні проблеми в обробці матеріалів тиском і якості фахової освіти. Матеріали VII МНТК. – Київ – Херсон, 2016. – С. 148–152.

62. Алиева Л. И. Свойства кинематических модулей для анализа процессов выдавливания / Л. И. Алиева // Прогресивна техніка, технологія і інженерна освіта. Матеріали XVII МНТК. – Одеса–Київ : НТУУ «КПІ», 2016. – С. 69–71.

63. Алиева Л. И. Восстановление пластичности при радиальном выдавливании с промежуточными отжигами / Л. И. Алиева, Л. В. Таган, Е. И. Коцюбивская // Сучасні технології промислового комплексу-2015. Матеріали I МНПК. – Херсон, 2015. – С. 33–35.

64. Алиева Л. И. Методика исследования контактного трения в процессе холодного выдавливания // Л. И. Алиева, Я. Г. Жбанков // Сучасні технології промислового комплексу-2016. Матеріали II МНПК 14–18 вересня 2016 року. – Херсон, 2016. – С. 121–124.

65. Алиева Л. И. Комбинированное трехстороннее выдавливание полых деталей с отростком и фланцем / Л. И. Алиева, К.В. Гончарук, А.В. Шкира // Прогресивна техніка, технологія і інженерна освіта. Матеріали XVIII МНТК. – Київ : НТУ України «КПІ», 2017. – С. 164–166.

66. Алиева Л. И. Развитие процессов объемного пластичного деформирования на основе застосування схем комбінованої течії / Л. И. Алиева // Пластична деформація металів. Матеріали XI МНТК. – Дніпро : Національна металургійна академія України, 2017. – С. 41–42.

67. Оценка технологической деформируемости при поперечном выдавливании / Л. И. Алиева, Р.И. Сивак, Е.И. Коцюбивская, С.И. Сухоруков // Прогресивна техніка, технологія і інженерна освіта. Матеріали XVIII МНТК 29 червня – 1 липня 2017 – Київ : НТУ України «КПІ», 2017. – С. 108–110.

Додатково наукові результати відображені в роботах:

68. Буренников Ю. А. Применение промежуточных отжигов для улучшения механических характеристик заготовок, получаемых выдавливанием / Ю. А. Буренников, К.И. Сивак, Л.И. Алиева // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні: зб. наук. пр. – Краматорськ: ДДМА, 2004. – С. 384–387.

69. Жбанков Я. Г. Восстановление пластичности при изотермическом горячем дробном деформировании / Я. Г. Жбанков, Л. И. Алиева, В. М. Михалевич // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 2013. – № 7. – С. 12–17.

70. Алиева Л. И. Ковка поковок типа валов с продольным сдвигом специальными бойками / Л. И. Алиева, Я. Г. Жбанков, В. Ю. Станков // Вісник НТУ «ХП». – Харків, 2013. – № 43 (1015). – С. 3–11.

71. Алиева Л. И. Деформируемость металла в процессе трехстороннего комбинированного выдавливания / Л. И. Алиева, А. В. Шкира, К. В. Гончарук // Вісник НТУ «ХП» – Харків, 2014. – № 43 (1086). – С. 3–7.

72. Алиева Л. И. Особенности проектирования процессов холодного выдавливания на основе развития модульного подхода в рамках энергетического метода / Л. И. Алиева, Н. С. Грудкина // Вісник НТУ «ХП». – Харків, 2015. – № 24 (1133). – С. 21–32.

73. Алиева Л. И. Неравномерность деформированного состояния заготовок при холодном выдавливании / Л. И. Алиева // Обработка материалов давлением : сб. науч. тр. – Краматорск: ДГМА, 2016. – № 2 (43). – С. 57–66.

74. Алиева Л. И. Комбинированное выдавливание упрочняющегося материала / Л.И. Алиева, О.В. Чучин, Е.В. Мироненко // Научный вестник ДГМА сб. науч. тр. – Краматорск : ДГМА, 2016. – № 1 (20Е). – С. 70–79. – URL: [http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/science_vesnik/%E2%84%961\(19%D0%95\)_2016/article/18.pdf](http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/science_vesnik/%E2%84%961(19%D0%95)_2016/article/18.pdf).

75. Формоизменение в процессе комбинированного выдавливания полых деталей типа стакана / Л. И. Алиева, И.С. Алиев, Д.А. Картамышев, О. В. Чучин // Обработка материалов давлением : сб. науч. тр. – Краматорск : ДГМА, 2017. – №1 (44). – С. 100–107.

76. Напряженно-деформированное состояние при холодном выдавливании втулок с внутренним фланцем / Л. И. Алиева, С. В. Мартынов, Н. С. Грудкина А. Р. Гарифулина // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 2011. – № 9. – С. 18–21.

77. Алиева Л. И. Проектирование процессов холодного выдавливания деталей с фланцами / Л. И. Алиева // Научный вестник ДГМА : сб. науч. тр. – Краматорск: ДГМА, 2016. – № 3 (21Е). – С. 19–27. – URL: <http://www.dgma>.

[donetsk.ua/science_public/science_vesnik/%E2%84%963\(21%D0%95\)_2016/article/5.pdf](http://donetsk.ua/science_public/science_vesnik/%E2%84%963(21%D0%95)_2016/article/5.pdf).

78. Технологія кування : підручник для студентів вищих технічних навчальних закладів / Л. М. Соколов, І. С. Алієв, О. Є. Марков, Л. І. Алієва. – Краматорськ : ДДМА, 2011. – 268 с.

79. –Пат. 32102 Україна, МПК В 21 К 21/00. Спосіб розділення сортового прокату на заготовки / Алієв І. С., Алієва Л. І., Жбанков Я. Г., Косенко М. В.; власник Донбаська державна машинобудівна академія. – № у 200711369 ; заявл. 12.05.2008 ; опубл. 12.05.2008, Бюл. № 9.

80. Пат. 67960 А Україна, В 21 К 21/00. Спосіб виготовлення порожнистих деталей з фасонною бічною поверхнею / Алієв І. С., Савченко О. К., Алієва Л. І., Чучин О. В.; власник Донбаська державна машинобудівна академія. – № 2003076832; заявл. 15.07.2004; опубл. 15.07.2004, Бюл. № 7.

81. Пат. 72113 А Україна, МПК В 21 J 5/00. Спосіб одержання деталей з порожниною / Алієв І. С., Савчинський І. Г., Лобанов О. І., Алієва Л. І.; власник Донбаська державна машинобудівна академія. – № 20031211130; заявл. 08.12.2003; опубл. 17.01.2005, Бюл. №1.

82. Пат. 32229 Україна, МПК В 21 К 21/00. Спосіб виготовлення порожнистих деталей / Алієв І. С., Алієва Л. І., Жбанков Я. Г.; власник Донбаська державна машинобудівна академія. – № у 200714594; заявл. 12.05.2008 ; опубл. 12.05.2008, Бюл. № 9.

83. Пат. 32661 Україна, МПК В 21 К 23/00. Спосіб виготовлення деталей типу стрижня з фланцем / Алієв І. С., Алієва Л. І., Жбанков Я. Г., Коцюбівська К. І., Савчинський І. Г.; власник Донбаська державна машинобудівна академія. – № у 200800342; заявл. 10.01.2008 ; опубл. 26.05.2008, Бюл. № 10.

84. Пат. 38879 Україна, МПК В 21 К 21/00. Спосіб виготовлення порожнистих деталей / Алієв І. С., Алієва Л. І., Жбанков Я. Г., Куценко С. В.; власник Донбаська державна машинобудівна академія. – № у 200809685; заявл. 24.07.2008 ; опубл. 26.01.2009, Бюл. № 2.

85. Пат. 45702 Україна, МПК В 21 К 21/00. Спосіб виготовлення порожнистих деталей / Алієв І. С., Алієва Л. І., Жбанков Я. Г.; власник Донбаська державна машинобудівна академія. – № u 200904880; заявл. 18.05.2009; опубл. 25.11.2009, Бюл. № 22.

86. Пат. 48902 Україна, МПК В21 К 21/00. Спосіб виготовлення деталей типу втулки з зовнішнім фланцем / П. Абхарі, І. С. Алієв, Л. І. Алієва, С. В. Мартинов; заявник і патентовласник Донбаська державна машинобудівна академія. – № 200910370; заявл. 13.10.2009; опубл. 12.04.2010, Бюл. № 7.

87. Пат. 51926 Україна, В21К21/00. Спосіб виготовлення деталей типу втулки з фланцем / Л. І. Алієва, С. В. Мартинов, М. С. Москаленко; заявник і патентовласник Донбаська державна машинобудівна академія.. – № 201000434; заявл. 18.01.2010; опубл. 10.08.2010, Бюл. № 15.

88. Пат. 59104 Україна, МПК В21 К 21/00. Спосіб виготовлення заготовок із підвищеними механічними властивостями / Алієв І. С., Алієва Л. І., Жбанков Я. Г.; заявник і патентовласник Донбаська державна машинобудівна академія. – № u 201009176; заявл. 21.07.2010; опубл. 10.05.2011, Бюл. № 9.

89. Пат. 60575 А Україна, МПК В 21 J 13/00. Пристрій для поперечного видавлювання / Алієв І. С., Лобанов О. І., Перерва О. В., Алієва Л. І. ; власник Донбаська державна машинобудівна академія. – № 2003010085; заявл. 03.01.2003; опубл. 15.10.2003, Бюл. №10.

90. Пат. 73920 Україна, МПК В 21 К 21/00. Спосіб виготовлення деталей з наскрізним отвором / Алієв І. С., Алієва Л. І., Бондарева О. М.; заявник і патентовласник Донбаська державна машинобудівна академія. – № u 201204045; заявл. 02.04.2012; опубл. 10.10.2012. – Бюл. № 19.

91. Пат. 74207 Україна, МПК В 21 К 21/00. Спосіб виготовлення деталей типу втулок / Алієв І. С., Алієва Л. І., Бондарева О. М., Гаріфуліна А. Р.; заявник і патентовласник Донбаська державна машинобудівна академія. – № u 201202793; заявл. 12.03.2012; опубл. 25.10.2012. – Бюл. № 20.

92. Пат. 74528 Україна, МПК В 21 К 21/00. Спосіб одержання порожнистих виробів з тонким дном / Алієв І. С., Савчинський І. Г., Борисов Р. С., Алієва Л. І.; власник Донбаська державна машинобудівна академія. – № 20031211209; заявл. 09.12.2003; опубл. 15.12.2005, Бюл. №12.

93. Пат. 84078 Україна, МПК В 21 К 21/00. Спосіб виготовлення деталей з бічними відростками / Л. І. Алієва, О. М. Бровкін, І. А. Деревенько, О. А. Жукова, В. В. Цимбаліст; заявник та патентовласник Донбаська державна машинобудівна академія. – № u201304310; заявл. 05.04.13; опубл. 10.10.13, Бюл. № 19.

94. Пат. 107950 Україна, МПК В 21 J 5/12, В 21 К 21/00. Спосіб виготовлення порожнистих виробів типу стакану / Л. І. Алієва, Х.В. Гончарук, О.В. Шкира, Р.І. Сивак; заявник та патентовласник Донбаська державна машинобудівна академія. – № u201513100; заявл. 30.12.15; опубл. 24.06.16, Бюл. № 12.

95. Пат. 117796 Україна, В 21 К 21/00. Спосіб одержання порожнистих виробів з тонким дном / Л. І. Алієва, П. Абхарі, Х. В. Гончарук, Л. В. Таган, - заявник і патентовласник Донбаська державна машинобудівна академія. – № u201700272; заявл. 10.01.2017; опубл. 10.07.2017. Бюл. №13.

ЗМІСТ

	Стр.
ВСТУП	34
РОЗДІЛ 1. СТАН І ПЕРСПЕКТИВИ РОЗВИТКУ ПРОЦЕСІВ ОБ'ЄМНОГО ПЛАСТИЧНОГО ДЕФОРМУВАННЯ	44
1.1. Тенденції та проблеми розвитку технологій об'ємного пластичного деформування.....	44
1.2. Комбіновані способи деформування та видавлювання.....	62
1.3. Моделювання процесів об'ємного деформування.....	73
1.3.1 Аналітичні методи дослідження процесів видавлювання.....	88
1.3.2 Моделювання методом скінчених елементів.....	98
1.3.3 Експериментально-аналітичні та експериментальні методи.....	104
1.4 Деформовність заготовок при об'ємному пластичному деформуванні.....	111
1.5. Розробка і освоєння технологій і оснащення об'ємного деформування.....	124
Висновки	138
РОЗДІЛ 2. ВИБІР НАПРЯМКІВ І МЕТОДИК ПРОВЕДЕННЯ ДОСЛІДЖЕНЬ	119
2.1 Класифікація процесів комбінованої обробки металів і видавлювання	119
2.2 Методика проведення теоретичних досліджень.....	132

2.3	Методика дослідження пластичності металів при об'ємному напруженому стані.....	137
2.2	Методика проведення експериментальних досліджень.....	147
	Висновки	156
РОЗДІЛ 3. МЕТОД КІНЕМАТИЧНИХ МОДУЛІВ ТА ЙОГО ЗАСТОСУВАННЯ У ТЕХНОЛОГІЧНИХ ЗАДАЧАХ.....		158
3.1	Застосування кінематичних модулів для задач плоского пластичного деформування	158
3.2	Кінематичні модулі для осесиметричного деформування і їх властивості.....	165
	Висновки.....	192
РОЗДІЛ 4. ЗАСТОСУВАННЯ ФЕНОМЕНОЛОГІЧНОЇ ТЕОРІЇ ДЕФОРМОВНОСТІ ДЛЯ АНАЛІЗУ ПРОЦЕСІВ ОБРОБКИ МЕТАЛІВ ТИСКОМ		193
4.1	Оцінювання технологічної деформовності заготовок з урахуванням впливу напруженого стану.....	193
4.1.1	Показники напруженого стану, що враховують його об'ємність.....	193
4.1.2	Вплив історії деформування на пластичність.....	195
4.1.3	Пластичність металів при об'ємному напруженому стані ...	200
4.1.4	Методика побудови діаграм пластичності з урахуванням впливу третього інваріанта тензора напружень.....	207
4.1.5	Оцінка деформовності в процесі радіального обтиснення....	209
4.1.6	Пластичність металів при плоскому напруженому стані....	212
4.2	Оцінка деформовності в процесі радіального видавлювання фланця з протитиском	215
4.3	Вплив проміжних відпалів і технологічних пауз на відновлення ресурсу пластичності при об'ємному пластичному деформуванні.....	223

4.3.1 Дослідження відновлення пластичності при радіальному видавлюванні з проміжними відпалами.....	223
4.3.2 Відновлення пластичності при ізотермічному гарячому деформуванні з технологічними паузами.....	227
4.4 Оцінка технологічної деформовності в процесах точної об'ємного штампування видавлюванням.....	232
4.4.1 Оцінка деформівності в процесі радіально-прямого видавлювання.....	232
4.4.2 Деформовність металу при радіально-зворотному видавлюванні	238
Висновки.....	242
РОЗДІЛ 5. МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСІВ СУМІЩЕНОГО КОМБІНОВАНОГО ВИДАВЛЮВАННЯ.....	244
5.1 Способи комбінованого радіально-зворотного видавлювання і види осередків деформації	244
5.2 Моделювання процесу радіально-зворотного видавлювання порожнистих деталей.....	248
5.3 Дослідження процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання деталей з фланцем з роз'єднаним осередком деформації.....	271
5.4 Силовий режим та формозміна заготовок при радіально-зворотному видавлюванні порожнистих деталей.....	277
5.5 Дослідження технологічних режимів процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання стрижневих деталей.....	291
5.5.1 Моделювання процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання стрижневих деталей.....	291
5.5.2 Формоутворення при радіально-зворотному видавлюванні стрижневих деталей з фланцем.....	299
5.6 Моделювання процесу радіально-прямого видавлювання стрижневих деталей з фланцем.....	306

5.7 Моделювання силового режиму процесу комбінованого радіально-зворотного-прямого видавлювання.....	315
Висновки	325
РОЗДІЛ 6. ДОСЛІДЖЕННЯ І РОЗРОБКА ПРОЦЕСІВ ПОСЛІДОВНОГО КОМБІНОВАНОГО ВИДАВЛЮВАННЯ.....	328
6.1 Аналіз процесу комбінованого радіально-прямого видавлювання з роздачею	328
6.2 Комбіноване видавлювання матеріалу, який зміцнюється.....	339
6.3 Моделювання процесу холодного комбінованого видавлювання (прямого видавлювання з роздачею) порожнистих виробів.....	347
6.4. Формозміна в процесі комбінованого видавлювання порожнистих деталей типу стакан	365
6.5 Експериментальне дослідження процесів послідовного радіально-прямого видавлювання.....	373
6.5.1 Силовий режим деформування при холодному видавлюванні з роздачею.....	373
6.5.2 Формоутворення деталей при холодному видавлюванні роздачею.....	379
6.6 Дослідження і розробка процесу послідовного радіально-прямого видавлювання з обтисненням	382
6.6.1 Моделювання процесу осесиметричного радіально-прямого видавлювання з обтисненням	382
6.6.2 Моделювання процесу осесиметричного радіально-прямого видавлювання з обтисненням на оправці.....	390
6.6.3 Формозміна заготовки при комбінованому радіально-прямому видавлюванні з обтисненням.....	395
Висновки.....	402
РОЗДІЛ 7 ДОСЛІДЖЕННЯ І РОЗРОБКА ПРОЦЕСІВ КОМБІНОВАНОГО ДЕФОРМУВАННЯ.....	406

7.1 Керування якістю деталей в процесах точного об'ємного штампування видавлюванням.....	406
7.1.1 Дослідження і прогнозування відхилень форми деталей.....	406
7.1.2 Нерівномірність деформованого стану заготовок при холодному видавлюванні.....	423
7.1.3 Рекомендації щодо зниження і усунення дефектів.....	435
7.2 Деформування заготовок способом видавлювання з протитиском.....	442
7.3 Комбіноване видавлювання-розділення порожнистих деталей.....	450
7.3.1. Радіальне видавлювання-розділення деталей типу кілець....	450
7.3.2 Маловідходні способи виготовлення деталей типу втулок.....	458
7.4 Комбіноване деформування великих заготовок з інтенсивними зсувними деформаціями.....	462
7.5 Силевий режим процесів холодного видавлювання порожнистих деталей за технологічними варіантами.....	476
7.6 Дослідження фактору контактного пластичного тертя в процесах об'ємного деформування.....	482
Висновки	489
РОЗДІЛ 8 РОЗРОБКА МЕТОДИК ПРОЕКТУВАННЯ І	
ВДОСКОНАЛЕННЯ ПРОЦЕСІВ ОБ'ЄМНОГО	
ДЕФОРМУВАННЯ.....	491
8.1 Методика проектування технологічних процесів комбінованого видавлювання.....	491

8.2. Нові способі комбінованого деформування і видавлювання.....	498
8.2.1 Способі видавлювання складнопрофільованих деталей.....	498
8.2.2 Способи видавлювання деталей з керуванням кінематикою течії металу.....	499
8.2.3 Способи інтенсифікації пластичного деформування	502
8.2.4 Способи комбінування процесів видавлювання і поділу деталей.....	505
8.3 Розробка технологічних процесів комбінованого видавлювання і деформування.....	507
8.3.1 Розробка технологій комбінованого видавлювання порожнистих і стрижневих деталей.....	507
8.3.2 Комбіноване об'ємне деформування великогабаритних заготовок.....	512
8.4. Розробка штампів для видавлювання в роз'ємних матрицях.....	517
Висновки	528
ВИСНОВКИ	530
СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ.....	534
Додаток А Список опублікованих робіт за темою дисертації	588
Додаток Б Апробація результатів дисертаційної роботи.....	598
Додаток В Шляхи удосконалення та розвитку процесів об'ємного деформування.....	601
Додаток Г Методика експериментальних досліджень.....	603
Додаток Д Напружено-деформований стан заготовки при комбінованому радіально-прямому видавлюванні.....	606

Додаток Е Експериментальні дані для побудови діаграм пластичності.....	608
Додаток Ж Проміжні розрахунки і вирази для визначення енергетичних витрат при моделюванні процесів видавлювання.....	609
Додаток З Аналіз напружено-деформованого стану при радіальному видавлюванні методами вимірювання твердості і МСЕ.....	615
Додаток І Розподіл показника напруженого стану і середнього напруження у характерних зонах на стадіях комбінованого видавлювання–пробивання кілець.....	617
Додаток К Поля розподілу деформацій при комбінованому деформуванні зі зсувом.....	618
Додаток Л Довідки та акти впровадження результатів дисертаційної роботи	619

ВСТУП

Актуальність проблеми. Підвищення ефективності виробництва за рахунок розробки та освоєння нових наукоємних і ресурсозберігаючих технологій є однією із пріоритетних проблемних завдань, що стоять перед машинобудівними галузями промисловості. Серед інших велика увага приділяється питанням ресурсо- і енергозбереження, підвищення якості продукції та продуктивності, розширення технологічних можливостей процесів, що забезпечують конкурентоспроможність продукції в умовах ринкової економіки

Одним із шляхів вирішення зазначених проблем в галузях машинобудування є розробка комбінованих методів обробки металів тиском (ОМТ), які більш повно використовують можливості суміщених і додаткових силових і кінематичних впливів на заготовку, що обробляється пластичним деформуванням. Останнім часом багато робіт присвячені вивченню питань використання можливостей додаткового силового впливу, зокрема, силами тертя, кручення, натягу або протитиску для інтенсифікації процесів обробки тиском.

Способи комбінованого деформування з активним керуванням пластичною течією матеріалу, з підвищеним ступенем свободи течії, зі збільшенням компоненти деформації зсуву, а також з поєднанням різних схем формоутворення знаходять все більш ефективне застосування в процесах кування, точного об'ємного штампування і видавлювання.

Доповнення традиційних схем поздовжнього видавлювання (зворотного і прямого) видавлювання способами поперечного (радіального і бічного) видавлювання відкриває нові можливості для комбінування цих схем і виготовлення деталей більш складних конфігурацій поздовжньо-поперечним видавлюванням за менше число технологічних переходів.

Незважаючи на високу ефективність, приклади освоєння способів комбінованого деформування і видавлювання обмежені. Це обумовлено тим, що в даний час недостатньо науково-обґрунтованих рекомендацій з проектування технологічних режимів і розробки інструментів, визначення меж придатності і оцінки технологічних можливостей способів комбінованого деформування, браком інформації про характер розвитку напружено-деформованого стану, по розрахунку і вибору силових і деформаційних режимів обробки, а також з оцінки та прогнозування параметрів формоутворення деталей при обробці з підвищеним ступенем свободі течії металу. Розв'язок даної проблеми нерозривно пов'язаний з проведенням теоретичних і експериментальних досліджень, створенням і освоєнням нових способів комбінованого деформування, що забезпечують ефективне керування течією металу, створенням більш повноцінних і точних математичних моделей прогнозування формоутворення і технологічної деформовності металу і розробкою на їх основі методик проектування процесів об'ємного деформування.

Зважаючи на вищевикладене, науково-прикладна проблема вдосконалення процесів об'ємного пластичного формоутворення на базі розвитку наукових основ, методів моделювання та методик проектування технологій комбінованого деформування, є **актуальною**.

Зв'язок з науковими програмами, планами, темами. Результати роботи спрямовані на вирішення завдань, поставлених у Програмі науково-технічного розвитку Донецької області на період до 2020 року. Тема дисертаційної роботи відповідає пріоритетному напрямку розвитку науки і техніки «Новітні ресурсозберігаючі технології в енергетиці, промисловості та агропромислового комплексу» та відповідає науковому напрямку «Розвиток ресурсозберігаючих процесів обробки тиском на основі створення нових технологічних способів і методик аналізу закономірностей пластичного деформування» наукової школи «Обробка металів тиском» (ОМТ) Донбаської державної машинобудівної академії. Робота виконана в рамках держбюджетних науково-дослідних робіт (НДР), передбачених планами Міністерства освіти і науки України та виконаних на кафедрі ОМТ ДДМА (№ держреєстрації 0111U000883, 0113U000608, 0109U002664), а

також в рамках договорів про співдружність з підприємствами і госпдоговірної науково-дослідної роботи з ПАТ «Новокраматорський машинобудівний завод» (договір Х-14-2013, № 0113U004776). Автор була відповідальним виконавцем при виконанні держбюджетних тем.

Мета дисертаційної роботи і задачі дослідження:

Мета роботи полягає в підвищенні ефективності процесів об'ємного деформування на основі розвитку наукових основ, створення і застосування нових технологічних способів комбінованого деформування і розробки методик проектування ресурсозберігаючих технологічних процесів і оснащення.

Для досягнення зазначеної мети поставлені і розв'язані задачі:

- проведення аналізу проблем і тенденцій розвитку технологій об'ємного пластичного формоутворення;
- систематизація та класифікація технологічних схем комбінованого деформування і видавлювання з урахуванням впливу на формозміну заготовки та технологічні режими силових і кінематичних впливів і умов деформування;
- розвиток методу кінематичних модулів (МКМ) для моделювання процесів комбінованого об'ємного деформування з декількома ступенями свободи пластичної течії матеріалу;
- розвиток методів оцінки технологічної деформовності заготовки в процесах пластичного деформування і їх застосування в технологічних задачах об'ємного пластичного формоутворення;
- розвиток наукових основ комбінованих способів об'ємного деформування, що включають теоретично і експериментально обґрунтовані залежності і комп'ютерні моделі для визначення енергосилових параметрів, прогнозування формоутворення і граничної деформовності металу заготовки, в тому числі, в умовах додаткових силових і кінематичних впливів в осередку деформації;
- вивчення закономірностей формоутворення і технологічних можливостей нових схем комбінованого деформування, розширення сфери їх застосування шляхом розробки нових рішень, що усувають обмеження, пов'язані з відхиленнями форми і руйнуванням деталей, а також граничними навантаженнями на інструмент;

- вдосконалення комбінованих способів деформування, розробка нових технологічних способів і інструментів, технічних рішень і технологічних процесів, що забезпечують розширення можливостей, підвищення якості деталей, зниження матеріальних і енергетичних витрат;

- підготовка результатів теоретичних і експериментальних досліджень і конструкторсько-технологічних розробок до практичного застосування. Розробка рекомендацій, методик проектування і впровадження результатів досліджень в практику промислового виробництва.

Об'єкт дослідження. Технологічні процеси і оснащення об'ємного пластичного деформування.

Предмет дослідження. Методи аналізу та закономірності формоутворення і розвитку технологічних режимів, вдосконалення способів комбінованого деформування, оцінка їх технологічних можливостей і деформовності заготовок.

Методи дослідження. Для досліджень використано комплексний метод, який включає проведення попередніх експериментів і моделювання на їх основі процесів об'ємного деформування з експериментальною перевіркою запропонованих рішень.

Теоретичні дослідження силового і деформаційного режимів процесів видавлювання проведені з використанням енергетичного методу верхньої оцінки (ЕМВО) і методу скінченних елементів (МСЕ). Для оцінки граничних можливостей формозміни використані феноменологічні критерії руйнування, в яких за міру граничної формозміни прийнята ступінь пластичної деформації.

Дослідження пластичної течії в технологічних схемах виконано методом фізичного моделювання. Експериментальні дослідження проводились з використанням методів тензометрування, ділильних сіток, вимірювання твердості та мікроструктурного аналізу. Для оцінки точності отриманих результатів експериментальних досліджень використовувалися методи статистичної обробки дослідних даних. Механічні властивості визначені випробуванням зразків стандартними методами. Для оцінки умов контактного тертя використані спеціальні

пристрої для вимірювання сил тертя безпосередньо в процесі холодного об'ємного деформування.

Наукова новизна отриманих результатів.

1. *Отримав подальший розвиток* метод кінематичних модулів для математичного моделювання на основі енергетичного балансу потужностей, який *відрізняється* розробкою кінематичних модулів нових конфігурацій, встановленням та використанням їх властивостей, *що дає можливість* проведення оперативного аналізу силового режиму деформування і поетапного формоутворення деталей в процесах комбінованого деформування з декількома ступенями свободи витікання металу.

2. *Вперше* на основі аналізу експериментальних даних, проведених в камері високого тиску на зразках, що піддаються спільному крученню з розтягуванням, *встановлено*, що основний вплив на накопичення пошкоджень і їх заліковування надає не тільки схема напружено-деформованого стану, рівень накопиченої деформації, але і швидкість зміни показників напруженого стану. *Суть новизни* полягає у встановленні факту суттєвого впливу на пластичність швидкості зміни показника напруженого стану, який запропоновано відображати кривою шляху деформування, представленого в координатах «показник напруженого стану – накопичена інтенсивність деформацій», *що дає можливість* встановити межі застосування феноменологічних критеріїв деформовності без руйнування в залежності від характеру напруженого стану.

3. *Вперше* на основі енергетичного методу верхньої оцінки із застосуванням вдосконалених кінематичних модулів розроблено комплекс математичних моделей процесів суміщеного комбінованого видавлювання порожнистих і стрижневих деталей з фланцем, використання яких *дозволяє* встановити енергосилові режими осесиметричних процесів радіально-зворотного, радіально-прямого та радіально-зворотно-прямого видавлювання в залежності від технологічних параметрів і проаналізувати поетапну формозміну заготовки.

4. *Уточнено* розрахункові залежності для технологічних режимів деформування відносно високих заготовок, в яких *на відміну від відомих*

залежностей врахована наявність і вплив проміжної недеформованої зони між автономними осесиметричними осередками деформації радіального і зворотного видавлювання металу, що дає можливість підвищити точність визначення поетапного наростання розмірів напівфабрикату при комбінованій деформації.

5. *Вперше* на основі енергетичного методу і методу скінченних елементів розроблено комплекс математичних моделей процесів комбінованого послідовного радіально-прямого видавлювання і встановлено закономірності формоутворення порожнистих деталей типу гільз і втулок, які відрізняються аналізом нових схем осесиметричного деформування і використання яких дозволяє визначити технологічні режими з урахуванням деформаційного зміцнення металу, геометричних параметрів інструменту, а також напружено-деформованого стану в залежності від переважного напрямку переміщення металу.

6. *Отримав розвиток* метод розрахунку граничної технологічної деформовності заготовки в процесах деформування, який на відміну від відомих враховує ефект відновлення пластичності металу від проміжних відпалів і в технологічних паузах, що дозволяє розробити раціональні режими пластичного деформування, які забезпечують підвищену сумарну ступінь формозміни заготовки.

7. *Отримали розвиток* уявлення про закономірності комбінованого процесу радіального видавлювання фланця і подальшого пробивання – відділення деталі типу кільця від багатоштучної заготовки, суть новизни яких полягає у встановленні можливості підвищення гідростатичного тиску в зоні поділу за рахунок введення додаткового силового впливу на фланець, що створює умови для якісного відділення деталі від вихідної заготовки.

8. *Вперше* на основі методу скінченних елементів і експериментальних даних встановлені закономірності зміни силового режиму процесу видавлювання порожнистих деталей, який на відміну від існуючих, включає сили деформування, виштовхування і знімання деталей, що дозволило обґрунтувати новий принцип навантаження інструменту, який полягає у видаленні деталі з матриці спільно з пуансоном і подальшому зніманні деталі з пуансона поза межами матриці.

Практичне значення отриманих результатів.

Практичну цінність дисертаційної роботи представляють наступні її основні результати:

- класифікації процесів комбінованого деформування і видавлювання, отримані на основі застосування комбінаторного методу і методу морфологічних таблиць, що дозволяють розробити нові способи об'ємного деформування і розширити можливості технологій обробки тиском;

- методики моделювання процесів об'ємного деформування, в тому числі із застосуванням кінематичних модулів нових конфігурацій, що дозволяють оперативно і повно досліджувати процеси деформування складнопрофільованих деталей при підвищеному ступені свободи витікання металу з використанням систем автоматизованого проектування ;

- нові способи комбінованого об'ємного деформування, засновані на використанні встановлених закономірностей формоутворення, нових видів інструменту, кінематичних і силових впливів, що дозволяють підвищити ступінь керованості течією металу, рівень опрацювання заготовки, складність форми деталей, а також знизити нерівномірність деформованого стану і відхилення форми деталей. Новизна запропонованих способів і пристроїв підтверджена патентами України;

- методики проектування технологічних процесів виготовлення прецизійних і великогабаритних порожнистих деталей типу гільз, втулок і кілець, що дозволяють знизити витрати на технологічну підготовку виробництва і процесів радіального і комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання порожнистих і суцільних деталей з фланцем, що сприяють розширенню можливостей процесів штампування за рахунок ускладнення конфігурації отримуваних деталей і виключення можливості утворення дефектів форми.

Методичні матеріали, рекомендації з проектування технологічних процесів і оснащення комбінованого деформування великогабаритних поковок і штампування в роз'ємних матрицях передані для промислового освоєння на

ПАТ «Новокраматорський машинобудівний завод» (НКМЗ) і ПАТ «Енергомашспецсталь» (ЕМСС), АТ «Мотор Січ», ПрАТ «Дружківський завод металевих виробів» (ДЗМВ).

Результати досліджень використовуються в навчальному процесі в розділах лекційних курсів «Теорія процесів кування і штампування» і «Холодне об'ємне штампування», а також при виконанні практичних, лабораторних та проектних робіт студентами та магістрами спеціальності ОМТ.

Особистий внесок здобувачки полягає в наступному: обґрунтування мети роботи, розробка основних ідей і методик досліджень, постановка і рішення задач дисертаційної роботи; розробка комплексу математичних моделей процесів комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання і деформування на основі удосконалення кінематичних модулів; вдосконалення і застосування методик оцінки використаного ресурсу пластичності і керування формоутворенням деталі; розробка технологічних рекомендацій і методик проектування процесів комбінованого деформування з урахуванням отриманої бази розрахункових моделей; розробка способів і пристроїв об'ємного формоутворення. Автор планувала і проводила експериментальні дослідження, обробку та аналіз отриманих результатів, а також розробила технології і оснащення для виготовлення деталей з номенклатури заводів і приймала участь у впровадженні результатів роботи у виробництво. Особистий внесок автора в роботах, опублікованих у співавторстві, відображено в анотації до списку опублікованих праць за темою дисертації.

Апробація роботи. Основні положення роботи, наукові та практичні результати доповідалися на міжнародних науково-технічних конференціях (МНТК) всеукраїнських та регіональних науково-технічних (НТК) і науково-практичних конференціях (НПК), в тому числі: V МНПК молодих вчених і фахівців «Інтелект молодих – виробництву» (Краматорськ, НКМЗ, 2007); V МНТК «Прогресивні технології пластичної деформації металів» (Донецьк, 2008); IX МНТК «Research and Development in Mechanical Industry» –RaDMI (Врнячка-Баня, Сербія, 2009); XVI-XVIII МНТК «New technologies and achievements in metallurgy and materials engineering» (Ченстохов, Польща, 2015–2017); XVI–XX МНТК «Досягнення і

проблеми розвитку технологій і машин обробки тиском» (Краматорськ, 2013–2017); XIII, XIV МНПК «Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку» (Краматорськ, 2015, 2016); МНТК «Теоретичні та прикладні задачі обробки металів тиском та автотехнічних експертиз» (Вінниця, 2011); II МНТК «Машини и пластична деформація металів» (Запоріжжя, 2012); V МНПК «Стан і перспективи розвитку сільськогосподарського машинобудування» (Ростов-на-Дону, 2012); МНТК молодих вчених «Актуальні задачі сучасних технологій» (Тернопіль, 2012); МНТК «Сучасні технології обробки тиском: моделювання, проектування, виробництво», присвячена 70-річчю кафедри МТОМД МГТУ «МАМИ», (Москва, 2013); VII, VIII МНТК «Ресурсозбереження та енергоефективність процесів і обладнання обробки тиском в машинобудуванні та металургії» (Харків, 2015, 2016); X МНТК «Пластична деформація металів» (Дніпро, 2017); XII МНПК «Сучасні проблеми гірничо-металургійного комплексу. Нові технології» (Старий Оскол, 2015); VII, VIII МНПК «Науково-технічний прогрес в металургії» (Теміртау, Казахстан, 2013, 2015); IV, VI, VII МНТК «Теоретичні та практичні проблеми в обробці матеріалів тиском і якості фахової освіти» (Київ, 2013, 2015; Херсон, 2016); МНТК «Прогресивні методи і технологічне оснащення процесів обробки металів тиском» (Санкт Петербург, 2014); XVI, XVII, XVIII МНТК «Прогресивна техніка, технологія та інженерна освіта» (Одеса, 2015, 2016; Київ, НТУУ «КПІ» 2017); II МНПК «Сучасні технології промислового комплексу» (Херсон, 2016); Всеукраїнська НТК «Сучасні тенденції розвитку машинобудування та транспорту» (Кременчук, 2016); Всеукраїнська НТК «Актуальні проблеми проектування, виготовлення и експлуатації озброєння та військової техніки» (Вінниця 2017); I НТК молодих фахівців «Енергомашспецсталь» (Краматорськ, 2007); науково-технічних конференціях професорсько-викладацького складу ДДМА (2007–2015) на науковому семінарі при спеціалізованій раді Д.12.105.01 (ДДМА, 2017).

Публікації. Матеріали дисертаційної роботи опубліковані в 95 роботах, з яких 52 статті опубліковані в журналах і збірниках наукових праць, з них 5 статей в міжнародних наукових журналах, які входять до бази даних Scopus, 10

статей в зарубіжних виданнях, 25 статей у наукових фахових виданнях України, в тому числі 13 статей у збірниках, включених в міжнародні наукометричні бази даних; 15 робіт опубліковано в матеріалах міжнародних конференцій. Матеріали досліджень і розробок опубліковані також в 1 монографії та 4-х колективних монографіях і в 1 підручнику для ВНЗ. На нові технічні рішення отримані 22 патенти України.

Структура та обсяг роботи. Дисертація складається зі вступу, восьми розділів основної частини, висновків, списку використаних джерел та додатків. Загальний обсяг дисертації становить 632 сторінок машинописного тексту, з них 310 сторінок основного тексту, 298 рисунків і 28 таблиць на 191 сторінках, список використаних джерел з 473 найменувань на 54 сторінках, анотації і 11 додатків, що включають і список опублікованих праць за темою дисертації і перелік науково-технічних конференцій.

Автор висловлює щире подяку науковому консультанту професору Огороднікову В.А. за поради і консультації, а також співробітникам, аспірантам і докторантам кафедри ОМТ ДДМА за допомогу при проведенні експериментальних досліджень і оформленні дисертації.

РОЗДІЛ 1

СТАН І ПЕРСПЕКТИВИ РОЗВИТКУ ПРОЦЕСІВ ОБ'ЄМНОГО ПЛАСТИЧНОГО ДЕФОРМУВАННЯ

Машинобудування відіграє ключову роль у розвитку економіки країни, а пріоритетним напрямком його розвитку є розробка і освоєння нових наукоємних технологій. На зміну класичним способам формоутворення деталей шляхом зняття стружки все більше знаходять застосування процеси об'ємного деформування. Саме таке вдосконалення технології машинобудування, пов'язане з істотним підвищенням точності і якості заготовок, є в сучасних умовах основним резервом забезпечення ресурсозбереження.

Серед перспективних процесів заготівельного виробництва чільне місце займають технологічні процеси об'ємного деформування. Технологічні ознаки отримання об'ємних заготовок штампуванням, пресуванням і куванням відрізняються оригінальністю можливостей, різноманіттям варіантів і високою ефективністю в порівнянні з іншими процесами формоутворення. Еволюція технологій об'ємного деформування демонструє стійку тенденцію до збільшення обсягів випуску точних заготовок з регламентованою якістю, розширенням їх типорозмірів і виду матеріалів, а результати освоєння нових технологій підтверджують ефективність, конкурентоспроможність і перспективність процесів пластичного деформування.

Інтенсивний розвиток технологій обробки тиском в останні роки засновано на фундаментальній науковій базі, створеній працями вітчизняних та зарубіжних вчених, що працюють в області теорії і технології ОМТ.

Основні технологічні завдання пластичного деформування вирішуються в рамках сучасної теорії ОМТ [1–28], створеній завдяки роботам В. Авіцура, Ю. М. Алексєєва, Ю. А. Алюшина, М. Я. Бровмана, С. І. Губкіна, Г. Я. Гуна, В. М. Данченко, В. Джонсона, Ю. В. Зільберга, В. О. Євстратова, Ш. Кобаяші,

В. Л. Колмогорова, Х. Кудо, Є. М. Макушка, А. Г. Овчинникова, В. А. Огороднікова, Є. А. Попова, Г. А. Смирнова-Аляєва, М. В. Сторожева, Л. Г. Степанського, І. Я. Тарновського, А. Д. Томленова, Е. Томсена, Є. П. Унксова, Р. Хілла, О. І. Целікова, Л. А. Шофмана, С. П. Яковлева та ін.

Основоположні для становлення і розвитку технології об'ємного штампування роботи виконали А. Е. Артес, Е. П. Басалаєв, Я. Ю. Бейгельзімер, М. З. Ерманок, К. М. Богоявленський, А. Л. Воронцов, С. П. Гожий, В. А. Головін, Ю. І. Гуменюк, Г. А. Данілін, А. М. Дмитрієв, В. І. Дорошко, В. В. Драгобецький, А. В. Євдокимов, В. В. Євстифеев, В. О. Євстратов, В. Л. Калюжний, Д. П. Кузнецов, В. В. Кухар, В. А. Кроха, Е. Н. Ланської, А. В. Лясніков, Б. С. Мороз, Г. А. Навроцький, А. Г. Овчинніков, В. А. Огородніков, Л. Д. Оленін, І. Л. Перлін, І. П. Ренне, О. А. Розенберг, І. О. Сивак, В. З. Спусканюк, В. І. Стеблюк, Л. Г. Степанський, В. А. Тітов, Д. В. Хван, Ю. Ф. Філімонов, Ю. К. Філіппов, Ю. Ф. Чорний, П. Д. Чудаков, Л. А. Шофман, Р. Гейгер, К. Ланге, Х. Кудо, А. Н. Пасько, Х. Л. Д. П'ю, Г. Д. Фельдман, В. Фелькнер, Д. Еверхардт і багато інших вчених [29–43].

Різним аспектам проектування процесів об'ємного деформування присвятили свої роботи Л. Б. Аксьонов, І. С. Алієв, В. К. Воронцов, О. А. Ганаго, В. О. Гринкевич, А. М. Головка, А. І. Долматов, В. М. Єфімов, Я. Г. Жбанков, А. З. Журавльов, М. М. Золотухін, В. Г. Капорович, Н. В. Коробова, В. Д. Кухар, В. К. Лобанов, О. Є. Марков, А. А. Міленін, А. А. Мишулин, А. Б. Найзабеков, Я. М. Охріменко, В. П. Северденко, Е. І. Семенов, О. М. Смирнов, Л. М. Соколов, Е. М. Сосенушкін, А. В. Ребельський, О. Ф. Тарасов, І. Я. Тарновський, В. Н. Трубін, В. А. Тюрін, Я. В. Фролов, М. С. Едуардов, С. С. Яковлев та ін. [44–52].

Важливе значення для вирішення технологічних задач об'ємного деформування має теорія деформовності, яку розвинули в роботах А. А. Богатова, А. В. Власова, А. К. Григор'єва, О. В. Грушка, Г. Д. Деля, М. Я. Дзугутова, В. Л. Колмогорова, Ю. Г. Калпіна, В. А. Матвійчука, В. М. Михалевича, В. А. Огороднікова, В. М. Перетятко, І. О. Сивака,

В. А. Скуднава, С. В. Смирнова, Ю. К. Філіппова, М. Б. Штерна [53–60].

Основою інтенсифікації ковальсько-штампувального виробництва є створення нових, більш досконалих технологічних рішень, отриманих на основі розвитку наукових основ і узагальнення накопиченого виробничого і дослідницького досвіду в області ОМТ.

Базові лабораторії ряду заводів (НКМЗ, Енергомашспецсталь, ДМЗ, Мотор Січ, КАМАЗ та ін.), науково-дослідних і галузевих інститутів (ІСМ ім. В. М. Бакуля, ДонФТІ ім. О. О. Галкіна, ІПМ ім. І. М. Францевича, ЦНІТМАШ, НІТАВтопром, НІПТМАШ, ЕНІКМАШ и др.) та вузів (ДДМА, НТУУ «КПІ», НТУ «ХПІ», ВНТУ, МАМІ, МІСіС, БалтДТУ, МДТУ ім. Н. Е. Баумана, СІБДПУ, ПДТУ, ДонДТУ, ТулДУ, Штутгартського університету, ТУ Дрездена та ін.) провели значну роботу з розробки, дослідження та освоєння нових наукомістких технологій точного об'ємного деформування.

1.1. Тенденції та проблеми розвитку технологій об'ємного пластичного деформування

Традиційні схеми пластичного деформування (кування і штампування) між двома інструментами: активним рухомим (молотом, пуансоном) і нерухомим (матрицею) інструментами не відповідають сучасному стану техніки та ускладненим технологічним завданням. Керування властивостями, перш за все, пластичною течією, технологічними факторами, вимагає більш складного силового і кінематичного впливу. Комбінування такими впливами, течіями, способами деформування, їхнє активне регулювання за часом, за шляхом відкрило широкі можливості в напрямку підвищення якості продукції, отримання деталей раніше недоступних складних форм в оптимальному силовому режимі з нових конструкційних і функціональних матеріалів [61].

У машинобудуванні все більшого поширення набувають комбіновані і гібридні методи обробки, засновані на поєднанні традиційних методів механічного впливу на оброблювану поверхню з методами

електрофізикохімічного (теплого, електромагнітного, хімічного, ультразвукового і т.п.) впливу [1–4, 62–64]. Більш широке поширення вони набули в технологіях механічної обробки різанням, листового штампування і поверхневої пластичної обробки.

В обробці тиском поєднання процесів прокатки-пресування з процесами лиття привели до розвитку високоефективного способу поєданого лиття і прокатки-пресування (СЛПП), заснованого на одночасному здійсненні кристалізації рідкого металу і пластичної деформації [62]. У прокатному виробництві освоєні комбіновані методи обробки тиском, які більш повно використовують корисні сили тертя в осередку деформації і забезпечують «виконання додаткових функцій за рахунок використання прихованих можливостей» суміщення операцій, таких як деформування в неприводній кліті, поздовжнє розділення ділільним інструментом та ін. [63].

На якість виробів, що виготовляються обробкою тиском (штампованих, пресованих, кованих) істотно впливає напружено-деформований стан (НДС) заготовки в процесі пластичного об'ємного деформування. А на течію металу при деформації і НДС заготовки впливає безліч факторів, основними з яких є спосіб деформування, форма інструменту, форма заготовки, кінематичний режим, матеріал заготовки і т. д. [36, 61]. Формування властивостей виробу пов'язане з зовнішніми кінематичними та силовими впливами на заготовку і залежить від переважної механічної схеми деформації (МСД). Кінематичний вплив може сприяти різкому поліпшенню опрацювання структури деформованого металу, усуненню застійних зон і зниженню нерівномірності деформації [61, 65, 66].

При виготовленні поковок з вихідних заготовок з литою структурою (злитки, заготовки, отримані на МБЛЗ), що використовуються для отримання поковок відповідального призначення (вали, турбінні диски, ротори та ін.), доцільно шляхом комбінування МСД забезпечити переважну наявність зсувної компоненти деформації. Комбіновані способи деформування зі створенням інтенсивних деформацій зсуву, заснованих на керуванні кінематикою течії

металу заготовки за рахунок використання заготовок і інструментів спеціальної форми і поєднання кінематичного і силового впливу інструменту в процесі деформування. Деформування по таких схемах дозволяє ефективно перетворити литу структуру заготовки в деформовану (ефективно подрібнити зерна і залікувати внутрішні дефекти у вигляді порожнин) з мінімальними витратами і отримати якісні деталі складної форми за мінімальну кількість переходів [67–70]. У технологіях об'ємного деформування можна відзначити, як загальну, тенденцію до поєднання операцій та комбінування технологічних прийомів і методів обробки. Процеси, в яких комбінуються різні способи обробки тиском, використовуються як у виробництві куванням великих поковок, так і при виготовленні штампуванням середніх і прецизійних виробів [71–77].

Прагнення до комбінування фізичних ефектів і прийомів призвело в обробці тиском до створення ряду оригінальних і нетрадиційних технологій, таких як ізотермічне [78–80] та надпластичне штампування [81–83], тіксоштампування [78,84–86], комбіновані процеси «лиття + штампування» [78], деформування порошкових заготовок [87].

Успішно розвиваються способи гідромеханічного, гідростатичного [88–91] і гідродинамічного пресування [90, 92], обробки в електромагнітному [93], електроімпульсному [94] або в ультразвуковому полі [95, 96], а також спосіб локального пластичного деформування [31, 97–101], який є ефективним методом обробки нових матеріалів, що мають невелику пластичність та важко деформуються.

Для отримання штампованих виробів з заданим рівнем експлуатаційних властивостей застосовуються методи штампування з керуванням якістю шляхом призначення оптимальної програми деформування заготовок, зниження нерівномірності і локалізації деформацій [3, 102–104], усунення руйнування і відхилень форми деталей [105–109] за рахунок керування пластичною течією і, відповідно, переважаючою схемою НДС [110, 111, 65]. Нові можливості в інтенсифікації формозміни і створенні необхідного виду деформацій, що

забезпечують найкраще опрацювання структури, відкривають процеси комбінованого впливу: осадження зі зсувом [112], штампування з крученням [112], штампування з рідинним тертям [113], деякі нетрадиційні схеми штампування і пресування з корисним використанням сил тертя [114–115].

У зв'язку з цим дуже перспективними є нові способи інтенсивної пластичної деформації (ПД): видавлювання в рівноканальній матриці (процеси простого зсуву) [16, 89], знакозмінне деформування [111, 116, 117], гвинтова екструзія [118, 119] і різноосьове кування [120], розширююча екструзія [121], що дозволяють досягти якісного стрибка результатів холодної пластичної деформації за рахунок накопичення в об'ємних заготовках великих пластичних деформацій. Внаслідок цього в оброблюваних заготовках формується ультрадрібнозерниста (нано-) структура і вони набувають унікальних властивостей [89, 117, 122–126].

У ВІАМ розглянуті питання впливу холодної пластичної деформації на формування структури, фазового складу і властивості металів і сплавів [127] і показана ефективність застосування способів холодної деформації в процесах ОМТ з метою формування ультрадрібнозернистої і нанокристалічної структури, підвищення експлуатаційних і технологічних властивостей деформованих виробів.

Перспективним є процес здійснення послідовних операцій, який отримав назву комплексного заготівельно-розділового процесу (КЗРП) [76, 128]. КЗРП полягає у відділенні заготовки від прутка, калібруванні, відпалі і підготовці поверхні на одній технологічній позиції. Якісна підготовка поверхні і структури заготовки до холодної деформації є важливою умовою стабільного протікання процесу [128, 30, 33, 129–131]. Оцінку ефективності та тенденцій розвитку технологічних процесів об'ємного деформування в подальшому розглянемо на прикладі досить поширених в машинобудуванні суцільних і порожнистих деталей з фланцями. У виробництві поширених порожнистих деталей з фланцями найбільш ефективними методами є точне об'ємне або листове штампування [132–135].

Для забезпечення великого перепаду між діаметрами фланців і заготовок розроблені способи холодного торцевого розкочування і близькі до них за можливостями процеси обкатування і сферорухомого штампування [31, 97–101]. Великий інтерес для інтенсифікації формозміни представляють способи деформування з комбінованим навантаженням силами тертя, натягу або протитиску, з обтисканням і формоутворенням різьблення або шліцьових та спіральних канавок [136, 137], а також впливу обертовими інструментами (термофрикційне видавлювання, локальне деформування та ін.) [31, 37, 97–99, 138]. Відзначимо, що керування НДС за допомогою сил тертя або протитиску має сприяти і досягненню більшою мірою формозміни без руйнування заготовки.

На цій основі запропоновано альтернативні способи обробки, які представлені на рис. 1.1.

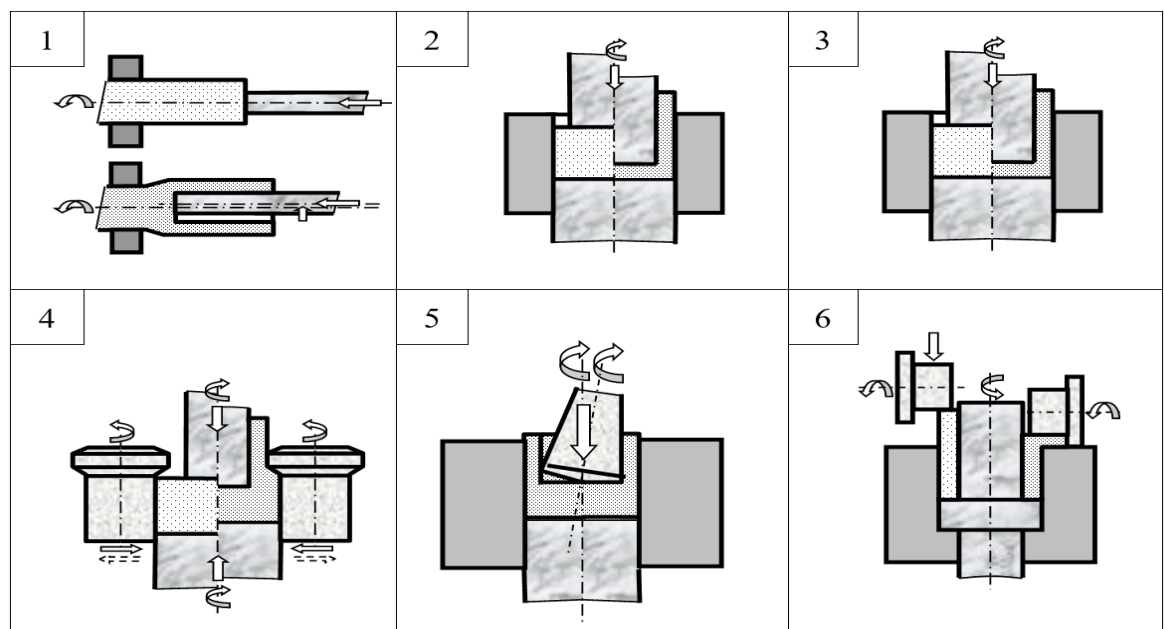


Рис. 1.1 – Способи виготовлення порожнистих деталей з різною кінематикою руху інструменту

За способом термофрикційного формування (схема 1) зниження сили деформування забезпечується за рахунок локального нагрівання до кувальної температури ділянки заготовки, що піддається деформації [138, 139]. Надання

пуансону, який деформує, при зворотному видавлюванні додаткового обертального руху дозволяє знизити навантаження на інструмент за рахунок створення активних сил тертя (схема 2) [26, 140]. Деякі дослідники повідомляють про корисність обертання матриці для зниження сил пресування [141]. В роботі [142] стверджується, що використання способу зворотного видавлювання з обертовим виштовхувачем, на торці якого виконані радіально розташовані западини, дає найбільший ефект. В цьому випадку, поряд з активізацією контактної ковзання на дні матриці, метал з осередку деформації примусово проштовхується в стінку виробу, що дозволяє мінімізувати товщину стінки і дна виробу.

Цікаві можливості мають методи сферорухомого і валкового штампування (див.рис.1.1, схеми 3 і 4), в яких одночасно відбувається поєднання видавлювання і локального деформування поверхні заготовки роликми (валками), які виконують функцію півматриці. Таке комбіноване навантаження осередку деформації дозволяє отримувати за рахунок інтенсифікації пластичної течії складні осесиметричні деталі або кільця на одній позиції обробки [31, 143, 144].

Зворотне видавлювання порожнистої заготовки в процесі холодного торцевого розкочування конічним деформуючим інструментом представлено на схемі 5 (див.рис.1.1) [31, 97]. Оформити фланці у втулок або кільце можна в процесі торцевого розкочування циліндричним (див. рис.1.1, схема 6) або конічним інструментами [40, 97–100]. Схеми деформування 4–6, як і схема 1, відносяться до способів з локальним характером прикладання навантаження, що дозволяє значно знизити зусилля деформування.

Вплив швидкості деформування на величину питомого зусилля формозміни неоднозначний [2, 133]. Так, застосування прес-молотів дозволяє істотно скоротити енерговитрати в порівнянні з формозміною таких же поковок на пресовому обладнанні [145].

Крім формозмінних операцій великий резерв в удосконаленні процесів об'ємного деформування мають операції відрізки і попереднього

формування заготовок, допоміжні підготовчі технологічні операції і фінішні операції деформування, що дозволяють усунути необхідність будь-якого доопрацювання штампованих деталей [31, 34, 86, 87]. Приклади впровадження процесів об'ємного деформування показують, що пошук раціональних режимів попередньої термообробки і пластичного деформування [78, 86, 87, 107, 146–149], застосування ефективних мастил [129–131] дозволяє домогтися стабільного протікання процесу обробки деталей, в т.ч. і з матеріалів, які важко деформуються та мають малу пластичність.

У машинобудуванні ведеться розробка і впровадження нових матеріалів для процесів ОМТ [40, 78, 149]. Можна відзначити загальну тенденцію до заміни сталей алюмінієвими і легкими сплавами [78, 86, 87, 146, 150–152]. У виробництві сучасних машин і приладів, озброєнь спостерігається тенденція до застосування сплавів, які мають хороші експлуатаційні властивості, але разом з тим зі зниженою пластичністю [153, 154].

Розвиток аерокосмічної, електронної, автомобільної та інших високотехнологічних галузей промисловості вимагає вдосконалення технологій формування нових матеріалів і нових видів виробів і, відповідно, використання нових способів деформування, а також нових видів технологічного оснащення і обладнання [31, 86, 146–147].

Серед перспективних процесів заготівельного виробництва важливе місце займає технологія холодного точного об'ємного штампування (ТОШ) [31, 33, 40, 44, 78, 12, 146–149]. До ТОШ відносять процеси отримання заготовок, у яких розміри, форма і якість поверхонь максимально наближені до аналогічних параметрів готової деталі, внаслідок чого немає необхідності в подальшій обробці заготовки зі зняттям стружки, або вона зведена до мінімуму. Відношення площі необроблюваних поверхонь заготовок до площі всієї поверхні деталі у деталей, виготовлених ТОШ холодним видавлюванням, може досягати 0,85 ... 1,0 [78, 147–148].

Технологічні способи ТОШ видавлюванням відрізняються різноманіттям можливостей і високою ефективністю в порівнянні з іншими процесами

формування деталей. Процеси видавлювання останнім часом також демонструють стійку тенденцію до збільшення обсягів виробництва, розширення номенклатури деталей і матеріалів, до створення нових способів формозміни і нових видів спеціалізованого технологічного обладнання і оснащення.

Визначення перспектив розвитку технологій об'ємного пластичного формування (ОПФ) вимагає складання великого набору гіпотетичних способів його здійснення. Тому, застосування спеціальних методів спрямованого пошуку, наведених в літературі з оптимального проектування [45, 155–159] при розробці нових технологій ОМТ є перспективним.

Пошук і аналіз результатів попередніх досліджень і технічних рішень проблеми підвищення ефективності технологій ОПФ вели задалегідь визначеними траєкторіями розширення можливостей процесів деформування шляхом вирішення проблемних завдань і усунення наявних на шляху обмежень. Огляд проблемних завдань і шляхів вдосконалення процесів об'ємного деформування виконаний автором в роботі [61], а фрагменти огляду наведені на рис.1.2 і додатку В. Для всіх процесів ОМТ, як показано вище, характерні подібні проблеми і завдання, тепер розглянемо їх особливості стосовно технологіям ОПФ. Цілями вищого рангу прийняті найбільш загальні показники, які складають ефективність технологічної системи [31, 33, 155, 44, 45], а далі на наступних рівнях встановлені фактори, що визначають значення цих показників, і далі цільові об'єкти дослідження та шляхи досягнення необхідних цільових ефектів, які є рішеннями завдань. Такі схеми сприяють, як розкриттю означеної проблеми, так і виявленню найбільш перспективних ліній «наступу» на неї [45, 155, 159, 160].

Аналіз показує, що основні напрямки або шляхи вдосконалення ОПФ – це практично ті ж самі, що і в цілому для ОМТ, хоча тут є і свої особливості, обумовлені розмірами деталей і програмами випуску продукції [161–163]:

- розширення сфери застосування процесів ОПФ;
- освоєння нових видів виробів більш складних форм і габаритів;

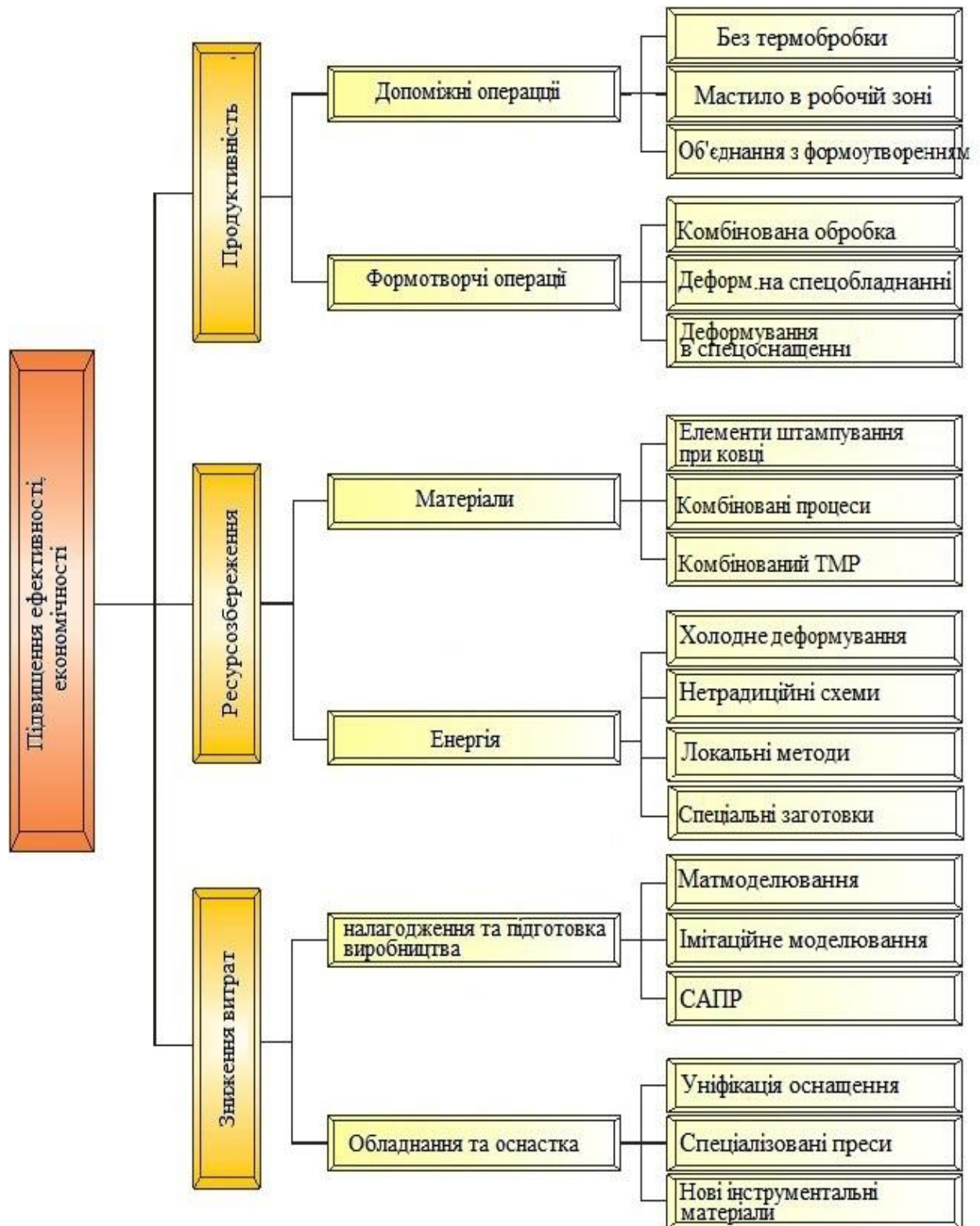


Рис. 1.2 – Удосконалення процесів об'ємного штампування шляхом підвищення їх ефективності та економічності

- деформування нових матеріалів;
- підвищення якості та експлуатаційних властивостей деталей;
- забезпечення стабільності та надійності технології та оснащення.

Застосування нових прийомів і способів деформування, комбінування і поєднання операцій, є основними методами вирішення зазначених проблем розвитку процесів ОПФ.

Збільшення габаритів і маси штампованих деталей є одним із шляхів розширення можливостей ОПФ, у тому числі ТОШ [87, 164]. Приклади штампування деталей масою до 10 кг і більше показують, що ОПФ цілісних заготовок є ефективною заміною трудомістких технологій штампування-збірки і (або) штампування-зварювання [164].

Аналіз опублікованих джерел і досвід передових підприємств показують, що підвищення складності форми одержуваних деталей сприяє різкому підвищенню техніко-економічних показників і конкурентоспроможності нових технологій [165–168]. І в процесах кування застосування прийомів об'ємного штампування сприяє значному поширенню номенклатури виробів [75].

До деталей складної конфігурації, які можна отримати ТОШ, відносяться стакани з профільованою зовнішньою [164, 169, 170] або внутрішньою поверхнею [167, 171], втулки, які мають ребра та ступені [166, 168], стакани і коробки зі змінною товщиною стінки [3, 166], гайки кріплення колеса [87], обойма стартера [87, 106], втулка заднього колеса велосипеда [33, 170], стрижні з конічними елементами [155, 31], конічні стакани [172, 173] та ін. В літературі наводяться приклади складних автодеталей, отриманих холодним ТОШ: приводні вали, зубчасті колеса, черв'ячні шестерні, синхронізатори, клапанні тарілки, конічні шестерні диференціала, шліцьові вали, деталі вприскувальних насосів і автогенераторів [78, 128, 148, 149].

В інституті ОМТ Штутгартського університету розроблений і введений в експлуатацію прес для бокового видавлювання складних деталей з порожніми відростками, що мають прямокутний і круглий перетини (рис. 1.3) [174, 175].

У приладобудуванні успішно реалізовано видавлювання деталей типу коробок із сплавів кольорових металів [114, 177].

Деформування на оправці використовують при отриманні порожніх складно-профільних деталей типу шестерень [177–179], анодів з оребреною поверхнею [171] і порожнистих деталей зі східчастим отвором [180].

Для складних деталей підходять і способи деформування з більш сприятливими схемами деформування, які полегшують процес, дозволяють значно підвищити якість деталей і продуктивність праці: видавлювання з роздачею [181–183], вільне (безматричне) видавлювання порожнистих деталей [184], видавлювання з локальним навантаженням [97–98, 100].

Перспективним маловідходних процесом є комбінований спосіб зворотного видавлювання-прошивки втулок конічним пуансоном, названий наскрізним прошиванням (рис. 1.4). Процес полягає в тому, що пуансон з конічним торцем прошиває з декількох заготовок верхню наскрізь, утворюючи втулку з наскрізним отвором [185]. Спосіб наскрізного прошивання, який передбачає фасонування вихідних заготовок з опукло-увігнутими конічними торцями (рис.1.4, а) сприяє зниженню утягнень на торцях і підвищенню якості втулок [186]. Для цієї ж мети запропонований спосіб наскрізного прошивання з обтисненням в рухомій матриці (рис.1.4, б) [187]. Перевагою способу є і можливість отримання втулок з буртами. Оригінальною, але маловивченою є схема (в), що передбачає комбінування формозмінної операції радіального видавлювання з розділовим процесом наскрізного прошивання і дозволяє отримати напівбезперервне штампування деталі типу кілець [188].

Виробництво порожнистих деталей способами ТОШ ефективно через велику кількість поверхонь, які формуються. Для цього, в основному, застосовуються методи поздовжнього видавлювання, які також піддаються інтенсивному вдосконаленню [33, 161, 177, 181, 189–193].

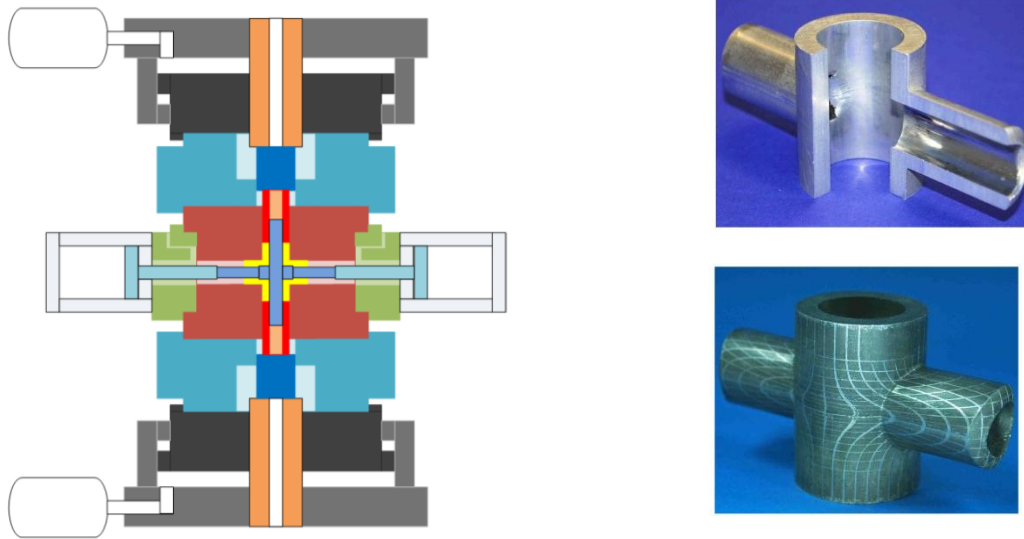


Рис. 1.3 – Схема пресу багатосторонній дії для бокового видавлювання і отримані деталі зі сталі і алюмінієвого сплаву [122].

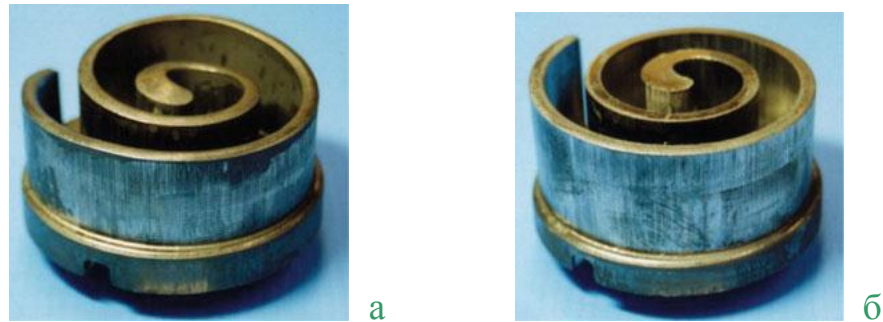


Рис.1.4 – Складні деталі, які видавлені без застосування (а) і з застосуванням протитиску (б) [123].

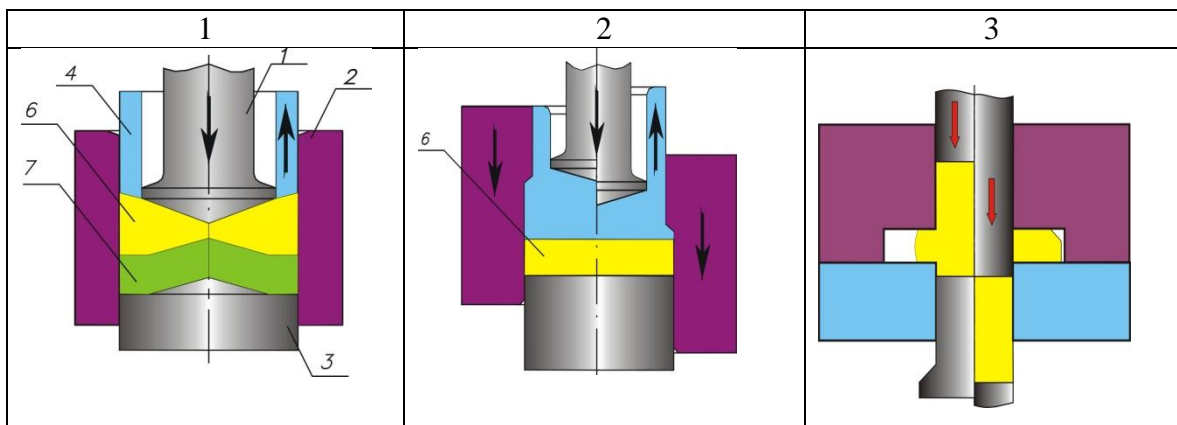


Рис. 1.5 – Отримання деталей з наскрізним отвором з суцільної заготовки (комбінування видавлювання з наскрізним прошиванням)

Характерними обмеженнями технологій холодного деформування, що знижують стабільність процесу і стійкість штампового інструменту, є високі питомі та повні сили деформування [1, 33, 40]. Для усунення цих обмежень запропоновані способи деформування, в яких зниження навантажень на інструмент відбувається за рахунок створення різнойменної схеми напружено-деформованого стану [2, 86, 182], зменшення площі контакту деформувального інструменту із заготовкою [33, 182], роздачі [181–184], а також за допомогою додаткових комбінованих силових і кінематичних впливів на заготовку [114, 26].

Істотно впливає на енергосилові параметри процесів ТОШ і якість деталей спосіб деформування. Розглянемо деякі способи, спрямовані на вдосконалення можливостей процесів ТОШ.

При видавлюванні за схемами 1–4 (рис.1.5) інтенсифікація деформування досягається за рахунок корисного використання дії сил контактної тертя або натягнення [194, 195]. Реактивне тертя виявляється також корисним, оскільки сприяє підвищенню гідростатичного тиску в осередку деформації (схема 1) [32].

Завдяки створенню протитиску в схемах 2 і 3 керують нестійким процесом деформування [196], підвищують пластичність матеріалу і виключають появу утягнення фланців або біля дна стакану [197, 198, 199] і вирівнюють торці деталей складної конфігурації (рис. 1.7) [200].

За рахунок створення сил натягу в схемах 4–6 (див. рис. 1.5) силу деформування зменшується на 30–37% [32, 33, 40, 190]. Схема з рухомим контрпуансоном застосовувалася для виготовлення стакану з ребрами або тонкостінної втулки [194]. Як відомо, перетворення реактивних сил тертя в активні дозволяє знизити силу деформування до 30% [32, 39, 65]. Аналогічні дослідження, проведені в Інституті ОМТ Штутгартського університету (рис. 1.6), також демонструють ефективність створення додаткових впливів на заготовку [201]. Приклади видавлювання складнопрофільованих деталей наведені також на рис. 1.7 [200, 169].

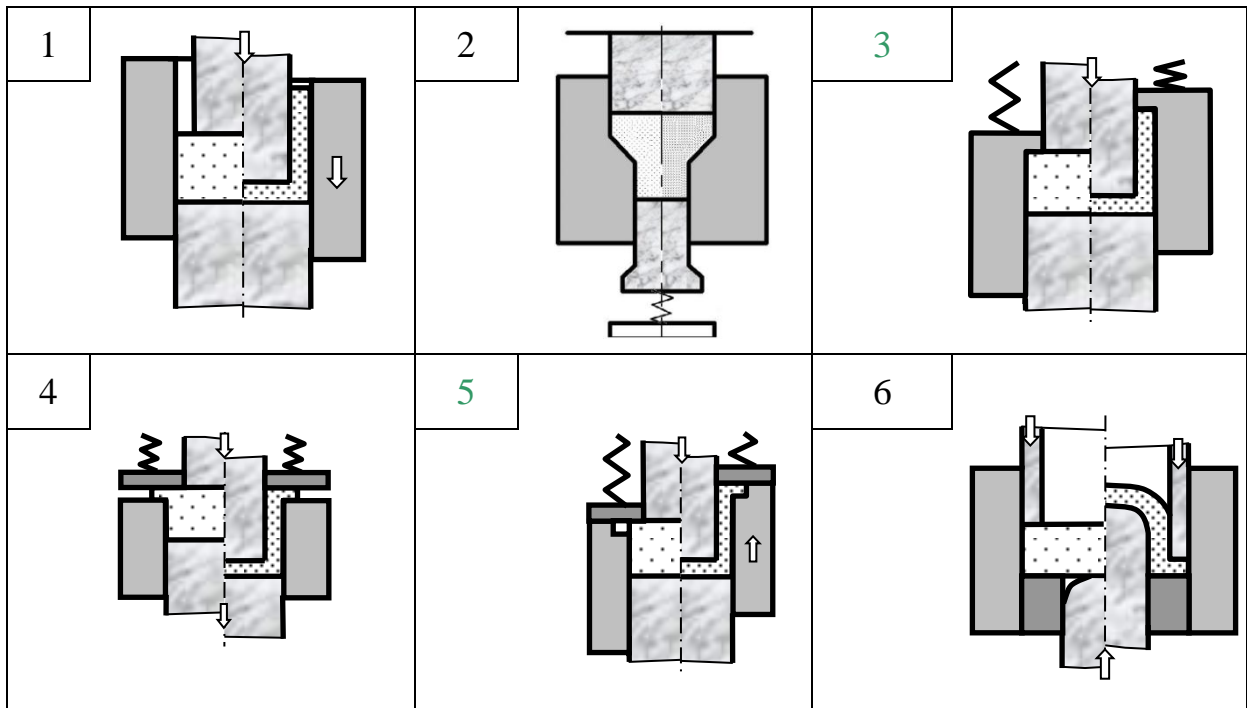


Рис. 1.6 – Способи видавлювання порожнистих деталей з додатковим СИЛОВИМ ВПЛИВОМ

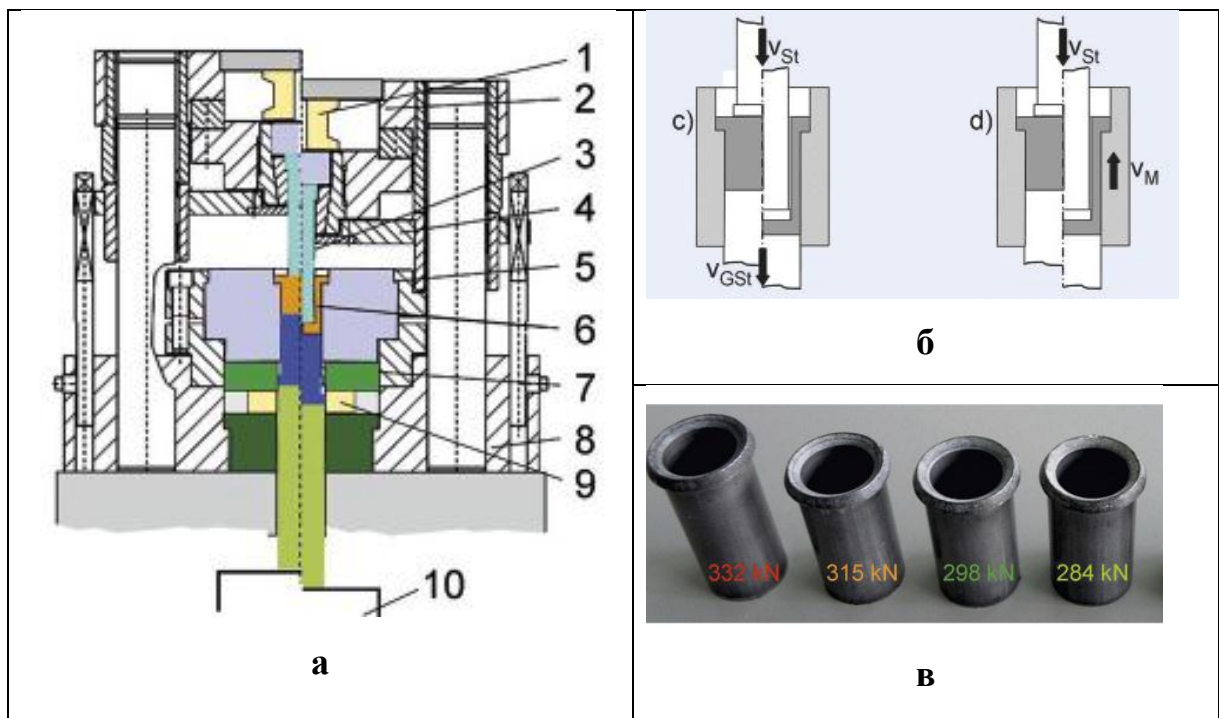


Рис. 1.7 – Схема пристрою (а), варіантів процесу (б) и деталі, які видавлені з застосуванням натягування (в) [123]

Узагальнення розглянутих публікацій зі зведенням їх на граф цілей і напрямів удосконалення (див. рис. 1.2.) показує, що практично в кожній розглянутій ситуації обґрунтованим і необхідним є застосування нового способу деформування, який сприяє вирішенню проблеми, яка виникла. У більшості випадків, такими схемами деформування є способи видавлювання, в тому числі і комбінованого видавлювання.

Звідси можна зробити висновок, що одним з найбільш перспективних напрямків вирішення проблеми інтенсифікації (підвищення ефективності) процесів ТОШ за рахунок розширення технологічних можливостей цих процесів є розробка, дослідження і освоєння нових ефективних технологічних способів *видавлювання* і, особливо, комбінованого видавлювання.

Розглянемо докладно кінематичні різновиди, особливості реалізації та можливості способів видавлювання.

Класифікацію способів видавлювання (рис. 1.8) здійснюють, як правило, на основі їх поділу на два класи [31–40, 44, 159, 202]:

- а) базові або прості основні способи [203, 204];
- б) комбіновані способи, одержувані шляхом з'єднання базових.

Залежно від співвідношення напрямків руху інструменту і течії металу заготовки видавлювання підрозділяється на поздовжнє (пряме і зворотне) і поперечне (радіальне і бічне).

На рис. 1.9 наведено для прикладу наявного різноманіття варіанти виготовлення деталей типу «втулка з фланцем» видавлюванням в нерухомій і рухомій матрицях. Поєднання способів радіального видавлювання (схема А1) сприяє отриманню як зовнішніх, так і внутрішніх фланців. Загальновизнаним і характерним дефектом для радіального видавлювання є відхилення форми у вигляді утягнення, які утворюються в зоні формування фланця. Видавлювання в штампі з рухомою напівматрицею (В1) доцільно для запобігання дефектам форми [205, 206]. Схеми 2 (А і В) спрямовані на отримання зовнішніх або внутрішніх буртів або потовщень [135, 160, 206].

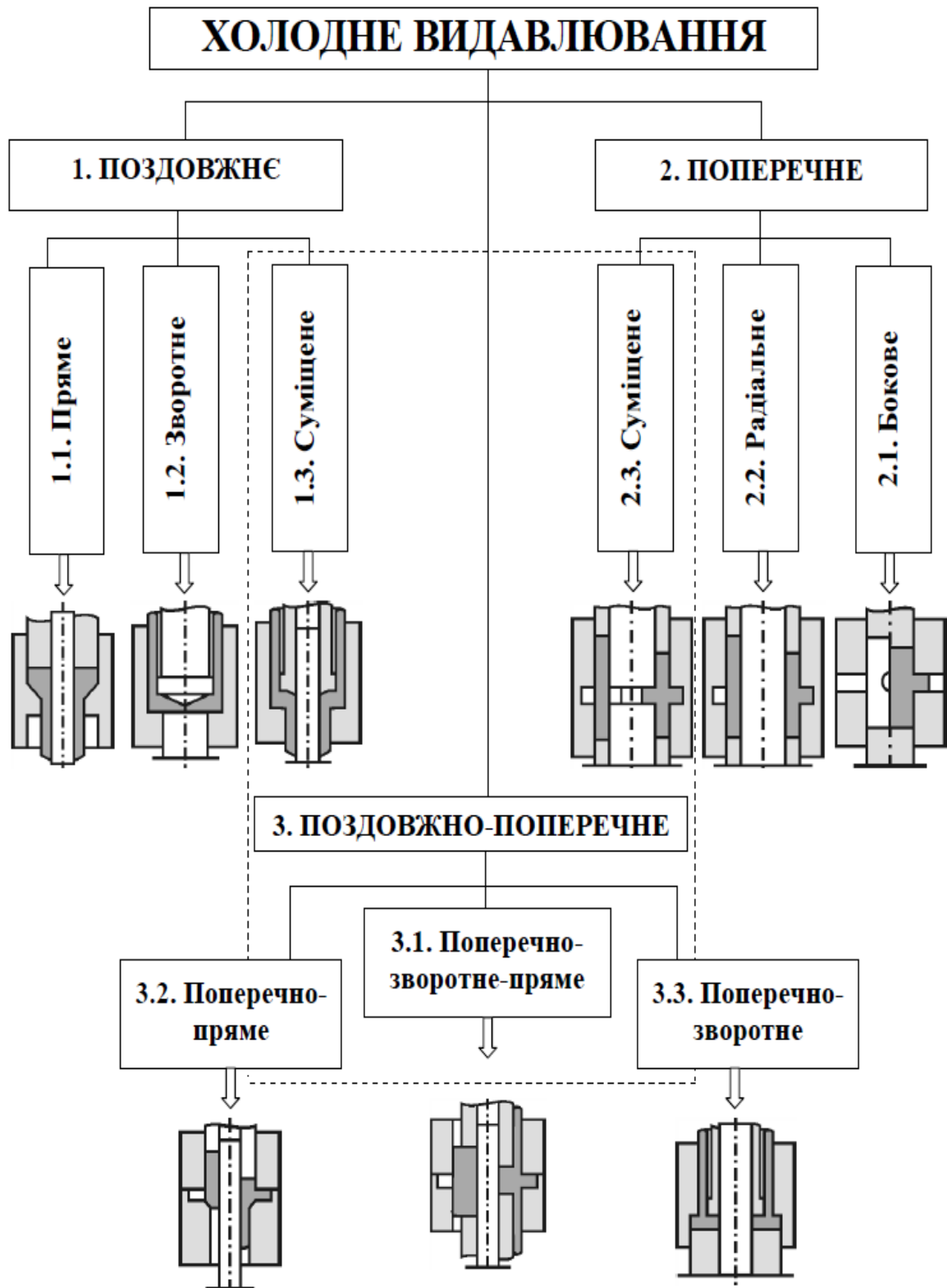


Рис. 1.8 – Класифікація способів холодного видавлювання

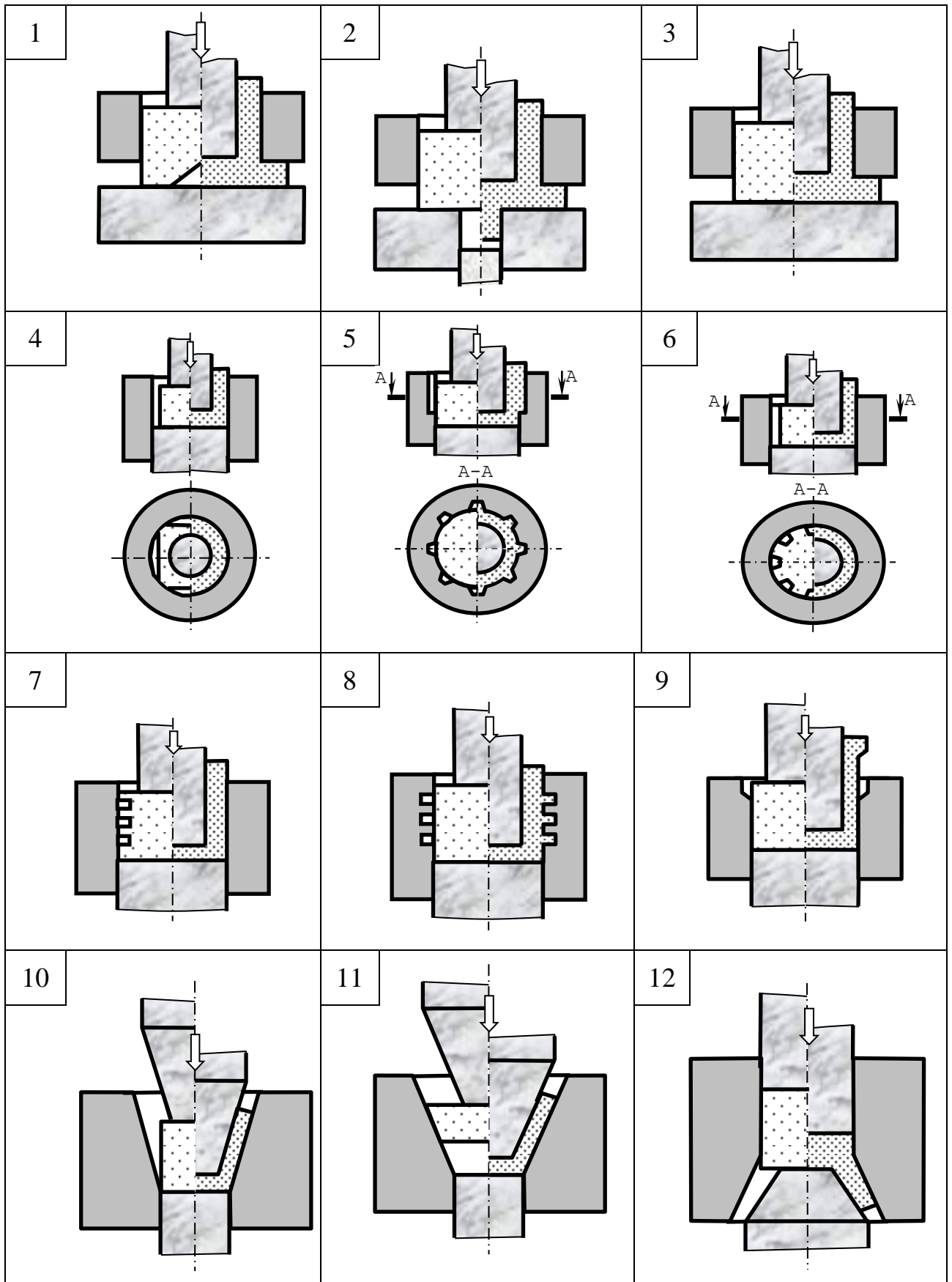


Рис. 1.9 – Схеми видавлювання с роздачою

Для розширення можливостей процесу ефективні способи видавлювання з додатковими осередками деформації, створюваними послідовно або паралельно з основним осередком деформації. За технологічними схемами 3 видавлювання доповнено протягненням і обтисненням (або осадженням-обтисненням) [164, 207], що дозволяє отримати деталі зі змінною товщиною стінки, з високою точністю розмірів і якісною поверхнею. Видавлювання з застосуванням керованих сил тертя за допомогою рухомої оправки (схеми 4) сприяє підвищенню стійкості заготовки, яка деформується, і профілізації (різьблення і т.д.) бічних поверхонь [163].

Відзначимо, що для більшості з розглянутих схем характерно здійснення комбінованого впливу на заготовку. Тому зупинимося докладно на аналізі різновидів і особливостей саме технологічних схем комбінованого деформування і видавлювання.

Комбіновані способи деформування особливо ефективно застосовувати в процесах ТОШ, що обумовлені малими габаритами одержуваних деталей і відповідно компактністю технологічних установок, що створює можливості для здійснення комбінованих силових і кінематичних впливів на деформуюче середовище.

1.2. Комбіновані способи деформування та видавлювання

Серед комбінованих схем деформування можна виділити гаму способів, спрямованих на зниження силових параметрів холодного деформування. Значне зниження енергосилових параметрів при виготовленні порожнистих виробів можна спостерігати в способах видавлювання з роздачею (рис. 1.10). У них деформування супроводжується збільшенням поперечних розмірів по всій висоті або на окремій ділянці заготовки і виникненням різнойменної схеми напруженого стану.

При видавлюванні гравюр матриць за схемами 1–3, в деяких випадках, сила деформування може бути знижена на 30–36% [40, 208].

Роздача матеріалу заготовки може відбуватися в межах найбільших поперечних розмірів заготовки без їх збільшення (роздача в межах заготовки: схеми 4, 6, 7) і зі збільшенням поперечних розмірів заготовки (роздача в інструмент: схеми 5, 8, 9 і т. д.) [40, 209, 210].

Для зменшення сил деформування при виготовленні конічних порожнистих виробів передбачають у способах деформування протягуванням матеріалу заготовки одночасно в двох напрямках: зворотному і радіальному (схема 10), зворотному з роздачою і прямому (в нижню частину порожнини матриці (схема 11) [211, 212]. Зменшити напруження розтягу в процесі прямого видавлювання конічних стаканів (схема 12) допомагає вибір певним чином кутів нахилу твірних матриці і нижнього пуансона так, щоб площа входу в конічну порожнину дорівнювала площі виходу з неї [213, 214].

Комбіновані процеси поєднують різні прості способи деформування. Причому, поєднання простих схем може бути поєднаним або послідовним як за часом, так і за шляхом деформування [1, 208, 215–223]. Для суміщених способів характерні кілька ступенів свободи (можливих напрямків) течії металу. Комбіноване поздовжнє (зворотно-пряме) видавлювання отримало розвиток завдяки дослідженням і розробкам А. М. Дмитрієва, В. А. Євстратова, А. Л. Воронцова, А. В. Коробової, Л. Д. Оленина, В. Л. Калюжного та інших вчених [3, 26, 87, 215, 216]. Інтерес представляють розробки, присвячені методам керування пластичною течією за рахунок сил контактної тертя [1, 2, 32, 39] і додаткових силових впливів [1, 191–201, 215].

Способи комбінованого видавлювання, що поєднують поздовжні схеми (пряме, зворотне видавлювання), представлені на рис. 1.11. Комбіноване зворотно-пряме видавлювання стаканів з зовнішніми осьовими суцільним (схема 1) [1, 2, 32, 155] або порожнистим (схема 2) [40] відростками активними деформувальними пуансонами з різною конфігурацією робочої частини дозволяє істотно знизити силу формозміни. Забезпечення додаткової прямої течії матеріалу заготовки в приймач нижнього інструменту при формозміні за схемою 1 дозволило на 10–15% знизити силу деформування [177].

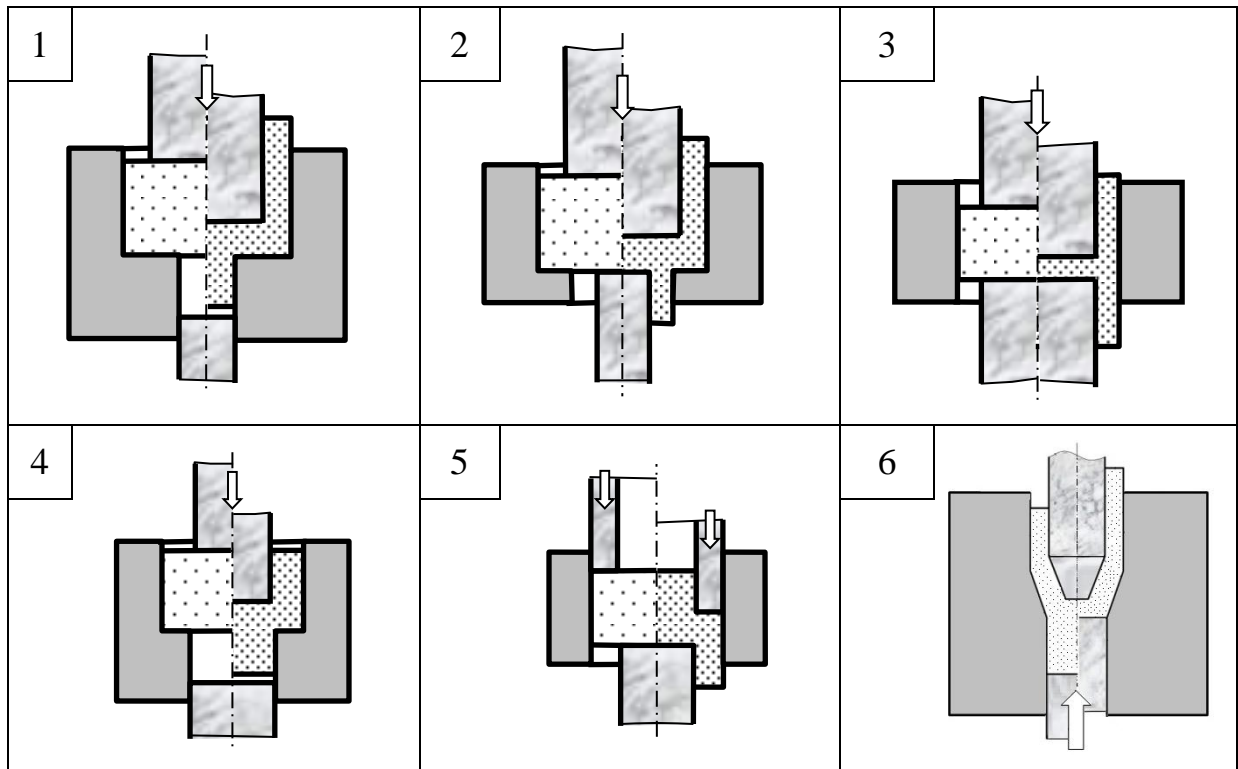


Рис. 1.10 – Схеми комбінованого поздовжнього видавлювання

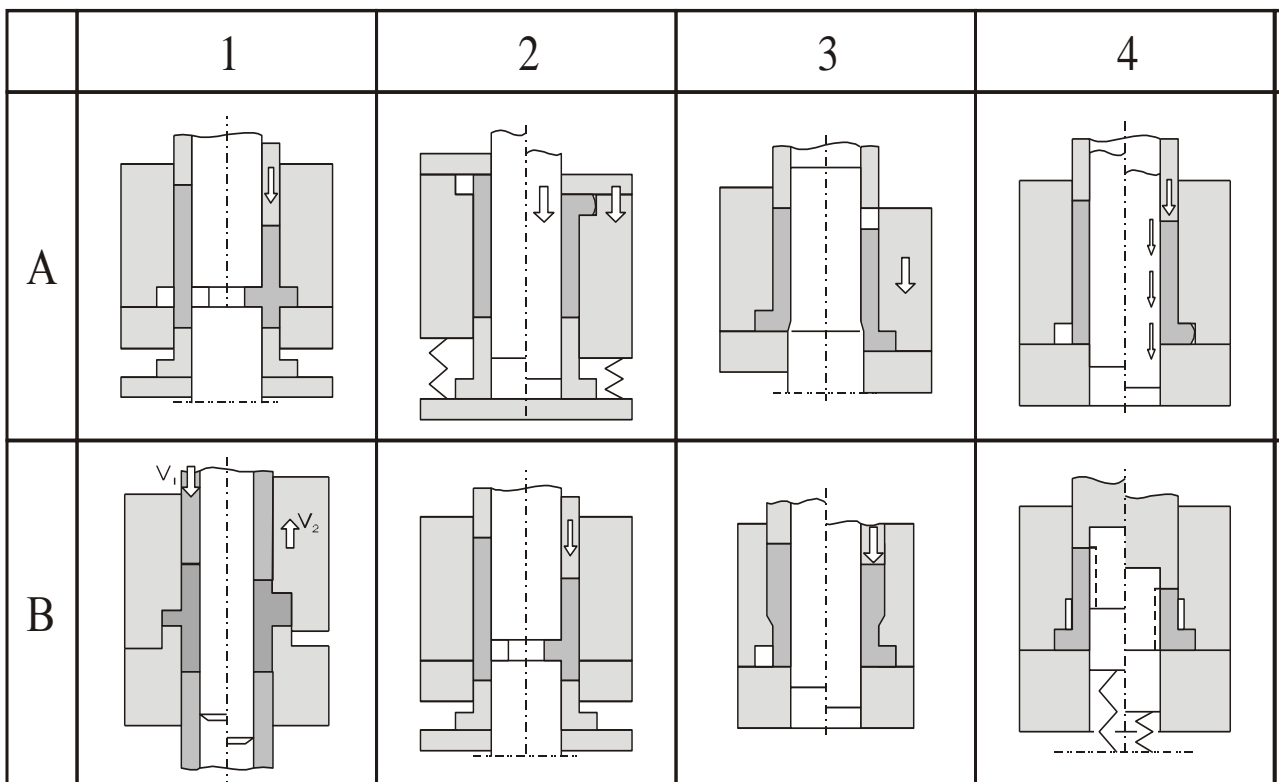


Рис. 1.11 – Способи видавлювання деталей типу втулок з фланцям

У разі комбінованого видавлювання зсувом (КВЗ) через те, що відсутнє ковзання металу об стінки матриці, спостерігається значне зниження сили деформування (схема 4) [217, 218].

На відміну від комбінованого видавлювання зсувом, у схемі 5 активним деформувальним інструментом є верхній кільцевий пуансон, внутрішній діаметр якого більше діаметра нижнього пуансона.

За схемою 6 спочатку здійснюється комбіноване видавлювання, при цьому реалізується технологічний прийом виключення різностінності за рахунок самоцентрування пуансона відносно матриці за способом [219]. У матрицю 3 встановлюється заготовка 4, контрпуансон 2 нерухомий. При русі головного пуансона 1 відбувається комбіноване видавлювання, а при русі контрпуансона 2 відбувається пряме видавлювання з роздачею по схемі М. Куногі [216].

В роботі [218], виконаній в НТУ «ХП», проведено чисельне моделювання процесу комбінованого поздовжнього (зворотно-прямого) видавлювання. Показано, що мінімальне зусилля відповідає комбінованому процесу з двома ступенями свободи течії металу, а розрахункові значення зусиль деформування, отримані в результаті моделювання енергетичним методом, мають похибку 5–8% в порівнянні з результатами, отриманими при розрахунку МСЕ.

Для отримання пустотілих виробів типу стаканів з відростком застосовують спосіб комбінованого видавлювання (рис. 1.12), що поєднує схеми прямого і зворотного видавлювання. При цьому матеріал заготовки видавлюється з контейнера як назустріч пуансону, так і в отвір дна контейнера за ходом руху пуансона. Процес отримав назву – комбіноване видавлювання зсувом (КВЗ) [218]. Особливістю КВЗ є відсутність течії матеріалу відносно контейнера вгору.

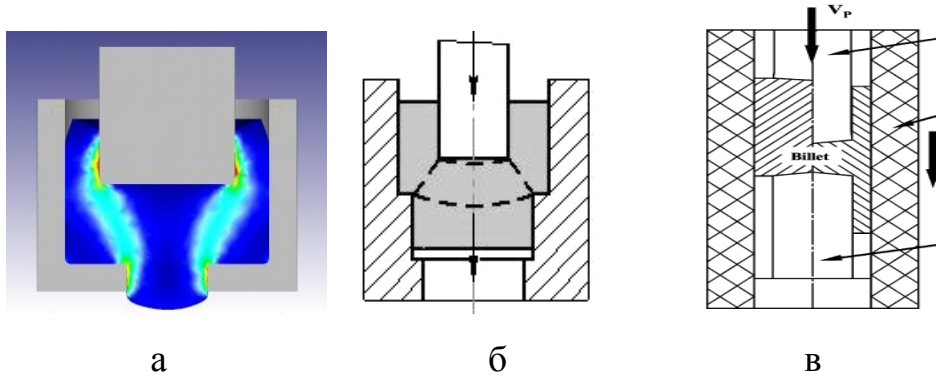


Рис. 1.12 – Лінії зсуву (а) и схеми деформування при комбінованому поздовжньому видавлюванні (б, в)

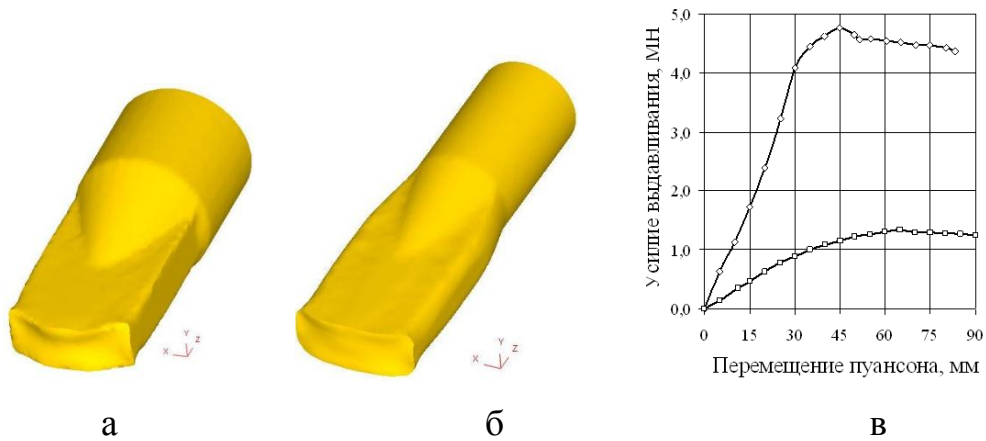


Рис. 1.13 – Заготовки, які отримані прямим видавлюванням (а), видавлюванням з роздачою (б) і порівняння силового режиму (в) [224].

	1	2	3	4	5	6
С						
Детали						

Рис. 1.14 – Схеми суміщеного комбінованого поперечно-поздовжнього видавлювання

Для запобігання появи дефектів деталей при комбінованому зворотно-прямому холодному видавлюванні поршня розроблений процес видавлювання в рухомий матриці (рис.1.12, в) [223].

В роботі, виконаній в НТУУ «КПІ», наведені результати досліджень процесу отримання сталевих профілів оригінальним способом прямого видавлювання з роздачою (рис. 1.13) [224]. При отриманні прямокутного профілю діаметр вихідної заготовки в 1,4 рази менше в порівнянні з традиційним видавлюванням.

Способи комбінованого видавлювання, що поєднують схеми традиційних схем поздовжнього (зворотного і прямого) і поперечного видавлювання можна віднести до перспективних способів ТОШ, оскільки вони дозволяють отримати за одну операцію деталі найбільш складних форм [208, 225–235]. Комбіноване поздовжньо-поперечне видавлювання з суцільної заготовки характеризується різноманітністю варіантів реалізації [208].

Залежно від характеру з'єднання простих схем в одному комбінованому процесі способи можна розділити в першу чергу на суміщені і послідовні процеси. Серед способів поєданого комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання (рис. 1.14) виділимо, як найбільш універсальну, схему тристороннього радіально-зворотного-прямого видавлювання (схема А1) для отримання порожнистої деталі з фланцем і відростком. Способом радіально-зворотного видавлювання можна отримати як порожнисті деталі типу «стакан з фланцем біля дна» (схема 2), так і деталі типу стрижня з фланцем (схема 3). Поєднаним радіально-прямим видавлюванням можна виготовляти деталі з фланцем із суцільних і трубчастих заготовок [228, 229].

Однією з перших публікацій по радіально-зворотному видавлювання є робота Кузнецова Г. В. з співавторами, в якій описаний штамп-автомат з револьверною подачею заготовок на послідовних позиціях калібрування і комбінованого видавлювання [230].

У роботах Філіппова Ю. К. та інших відображені дослідження комбінованого процесу радіального і зворотного видавлювання в конічній

матриці. Для теоретичного аналізу обраний енергетичний метод балансу потужностей та проведена оцінка впливу геометричних параметрів на технологічні режими РЗВ деталей зі сферичними і конічними порожнинами [231–233]. В ДДМА виконаний ряд робіт з аналізу силового режиму плоско-деформованого радіально-зворотного видавлювання методом верхньої оцінки [234, 235].

Фархуманд А. (A. Farhoumand) займався аналізом процесу тристороннього прямо-зворотно-радіального видавлювання порожнистої деталі МСЕ в програмному комплексі ABAQUS (рис. 1.15, а, б). Вивчено вплив геометричних параметрів, таких як радіус заокруглення матриці і висоти зазору, а також умов тертя [236]. Результати кінцево-елементного аналізу порівняні з експериментальними даними навантажень і течії матеріалу в різних напрямках, а також за розподілом деформацій.

У роботах [237, 238] проведено аналіз процесу двостороннього радіально-зворотного видавлювання при різних змінних факторах, таких як величина зазорів, радіуси закруглення матриці і умови тертя на контакті (рис. 1.15, в). Автори стверджують, що умови тертя мають незначний вплив на формування навантаження і деформацію зразка. При деяких умовах і геометричних параметрах матриці, розмір деталі по висоті може виявитися меншим, ніж у вихідної заготовки, тобто течію в зворотному напрямку може бути зведено до нуля або до від'ємної величини.

Способи комбінованого радіально-зворотного (поздовжнього) видавлювання (4) займають в ряду розглянутих схем переважне місце в сенсі виникаючих низьких робочих навантажень і тому можуть бути рекомендовані і для матеріалів з підвищеним опором деформації [84, 239, 240].

Найбільш важкою в реалізації схемою може бути спосіб радіально-прямого (суміщеного за часом і за осередком деформації) видавлювання (схема А5), при якому на границях розділу течії виникають значні зсувні деформації, що викликають небезпеку розділення частин заготовки уздовж цієї межі (рис. 1.16) [228, 229].

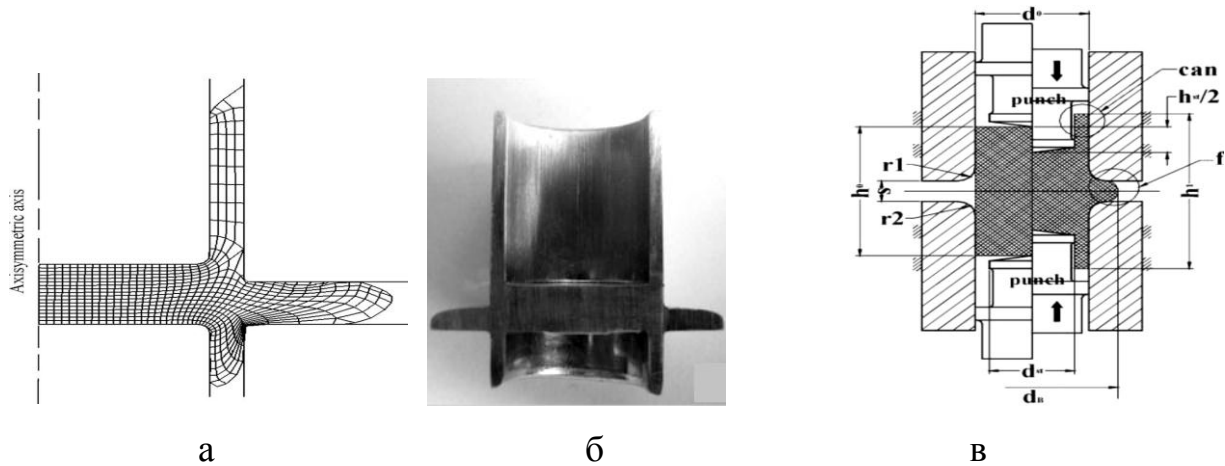


Рис. 1.15 – Течія металу у зонах (а) при комбінованому трьохсторонньому видавлюванні заготовки з алюмінієвого сплаву (б) і схема процесу радіально-зворотного видавлювання (в)

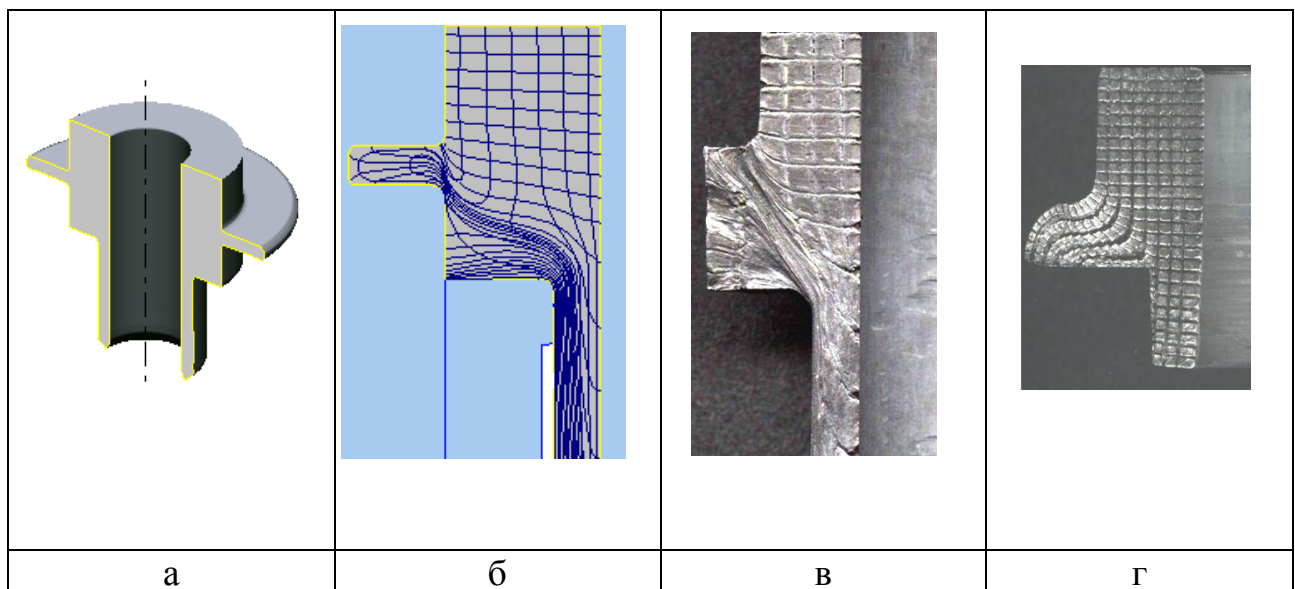


Рис. 1.16 – МСЕ-моделювання (а, б) і експериментальні дані за деформуванням ділильної сітки (в, г) при радіально-прямому видавлюванні трубчастої деталі з фланцями

Процес цікавий тим, що вимагає особливого підходу до керування течією. На підставі якісного аналізу був запропонований спосіб, ідея якого полягала в

поділі осередків деформації на основному етапі деформування. Детального дослідження механізму вичерпання ресурсу пластичності не було проведено, а був виконаний лише якісний аналіз технологічних режимів і деформованого стану деталей [228, 229].

Способи, які представлені на рис. 1.17, виділені в особливу групу, яку ми назвали поетапними способами комбінованого видавлювання. Їх можна охарактеризувати тим, що крім пуансона в штампі повинна бути ще одна рухома частина, або контрпуансон, або матриця [208]. Реалізація таких поетапних способів радіально-поздовжнього видавлювання вимагає створення пристроїв зі складною кінематикою руху інструментів: складового пуансона, частини якого повинні вимикатися на послідовному етапі штампування [242], або матриці чи протипуансона, які поетапно рухаються [243].

Особливість способів послідовного комбінованого видавлювання полягає в тому, що в процесі деформації напрямок течії металу змінюється з радіального (течія з роздачею) на прямий (рис. 1.18). Автори робіт [2, 39, 151, 183,193] за результатами експериментальних досліджень стверджують, що в разі прямого видавлювання з роздачею (за схемою М. Куногі), сила деформування знижується в порівнянні з поздовжнім видавлюванням на 16–40% (схема 1). Схеми 2–4 (див. рис. 1.18) розташовані в порядку спадання ступеня свободи течії металу.

Найбільшою мірою свободи течії металу і, відповідно, найбільшого зниження сил деформування можна домогтися, якщо розворот течії матеріалу заготовки буде відбуватись відразу ж після виходу металу з об'єму заготовки одночасно з боку бічної поверхні нижньої ділянки заготовки та нижньої торцевої поверхні (схема 2), або з боку нижньої ділянки бічної поверхні. У процесі вільного (без матриці) видавлювання виготовляють глибокі порожнисті судини. При цьому питоме зусилля знижується в 1,5–1,8 рази [184].

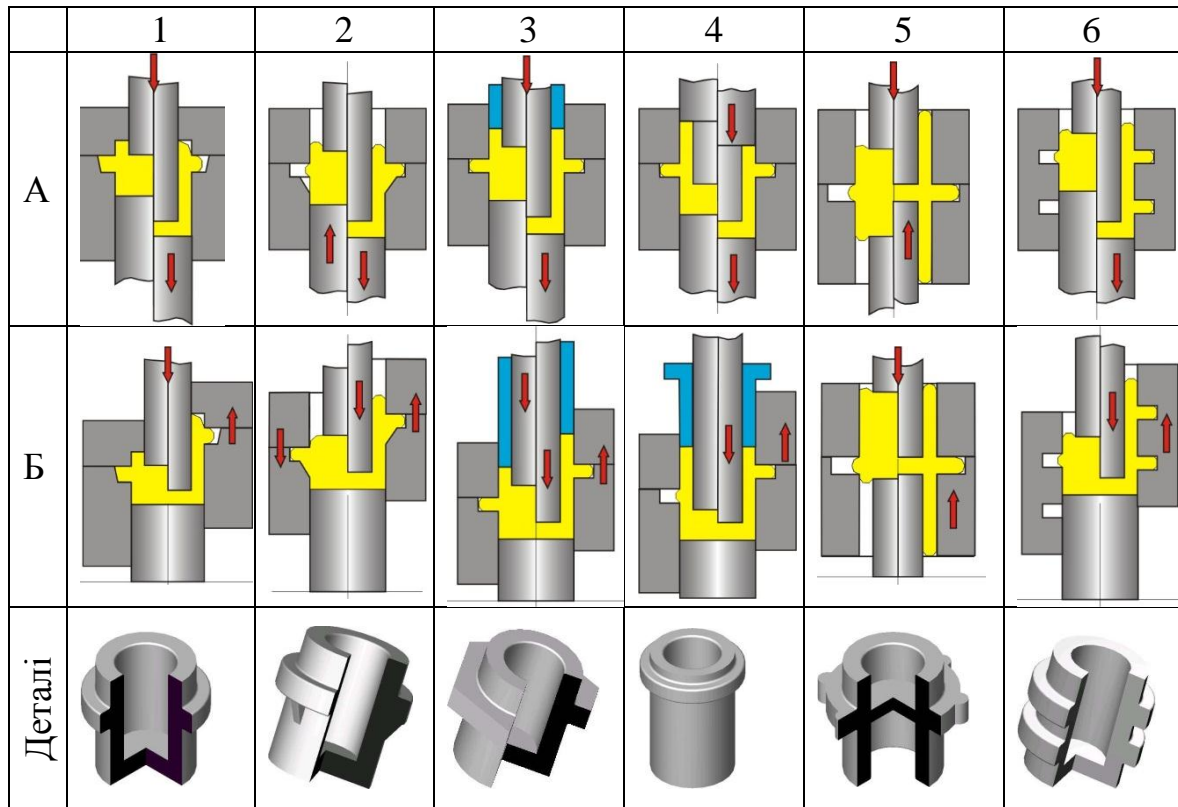


Рис. 1.17 – Способи поетапного комбінованого видавлювання

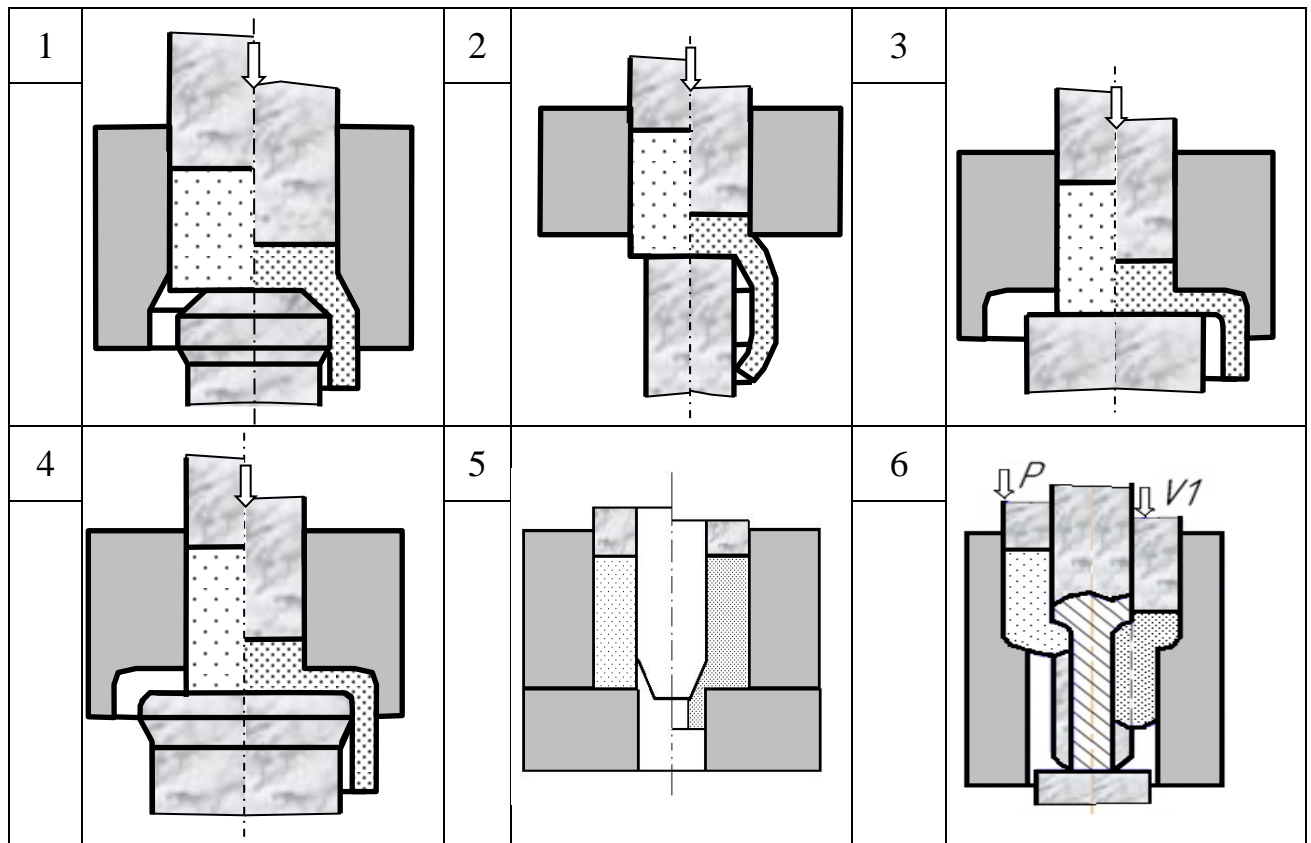


Рис. 1.18 – Способи послідовного комбінованого радіально-прямого видавлювання

Вільна формозміна в розглянутих вище способах не дозволяє отримати

необхідні форму і розміри деталей, тому, як правило, для цих напівфабрикатів далі передбачають калібрування або протягнення на оправці.

Збільшити зовнішній діаметр стакану можна за рахунок напрямку течії металу на початку процесу в радіальну порожнину. Після виходу з неї в зоні розвороту течія матеріалу заготовки буде відбуватись в зворотному або прямому (переважно) напрямку. Процес виготовлення трубних заготовок, гільз за схемою 3 з суцільної заготовки з висотою, яка в кілька разів перевищує діаметр заготовки, дозволяє знизити силу деформування і зменшити різностінність в порівнянні з традиційними схемами пресування [244, 245].

Подальший розвиток способів видавлювання з інтенсивною роздачею призвів до появи послідовного комбінованого радіально-прямого видавлювання – процесу з розвиненою радіальною течією матеріалу, що сприяє помітному збільшенню поперечних розмірів порожнистої деталі (схема 4, рис. 1.18) [246–251]. В процесі деформації течія металу в радіальному центробіжному напрямку в зоні розвороту змінюється на пряму. Вперше ця схема деформування запропонована, напевно, в ЕНІКМАШі [246]. Одна з перших робіт, присвячених дослідженню цієї технології, виконана в Штутгартському університеті [247].

До обмежень процесу радіально-прямого видавлювання порожнистих виробів можна віднести переважання в заготовці на стадії радіального видавлювання окружних розтягуючих напружень, що знижують пластичність матеріалу заготовки і сприяють появі тріщин на кромці фланця [251]. Тому розгляд закономірностей радіального видавлювання є важливим завданням для оцінки можливості отримання якісних порожнистих деталей радіально-прямим видавлюванням.

Способи комбінованого радіально-прямого видавлювання з обтисненням (схеми 5 і 6) відрізняються від попередніх тим, що на етапі радіального видавлювання метал тече в напрямку до центру і розвертається в прямий напрямок після зіткнення з профільованою оправкою [163].

В останні роки до процесів радіально-поздовжнього видавлювання

проявили інтерес багато дослідників. У Балтійському ГТУ результатами аналізу напружено-деформованого стану заготовок встановлено, що обмеженням для процесу є поперечна міцність бокової поверхні заготовки і дія силових навантажень на інструмент [252].

В роботі Лі Я. С. (Y. S. Lee) [253] представлені силові характеристики процесу радіально-прямого видавлювання і досліджується вплив конструктивних параметрів, таких як діаметр оправки, радіус матриці і коефіцієнт тертя. Для перевірки достовірності результатів моделювання, виконаного МСЕ при тих же умовах, що і в експерименті, використані дослідні дані по формуванню навантаження.

В роботі [254] досліджували вплив деяких важливих конструктивних геометричних параметрів процесу радіально-прямого видавлювання, таких як висота зазору, кільцевого зазору, радіусу оправки на формування і коливання навантаження (рис. 1.19). Достовірність результатів МСЕ-моделювання, отриманих в цьому дослідженні, була підтверджена з використанням експериментальних даних, представлених в літературі. Висновок про те, що радіус контрпуансона і радіуси заокруглень мають незначний вплив на формування навантаження на пуансон і контрпуансон, викликає сумнів.

Аналогом схем радіально-прямого видавлювання з обтисненням можуть бути способи пресування профільованих труб з великою кількістю потовщень [255]. Дані способи дозволяють отримувати труби зі змінною товщиною стінки за рахунок використання оправки складної форми, яка поетапно зворотно-поступально рухається по ходу процесу [255–257]. Спосіб отримання порожнистих деталей із змінною товщиною стінки на плаваючій оправці розглянуто також в роботах А. Е. Артеса [78, 164]. Однак цей спосіб має недолік у вигляді обмеженої кількості потовщень, які можливо отримувати на деталях.

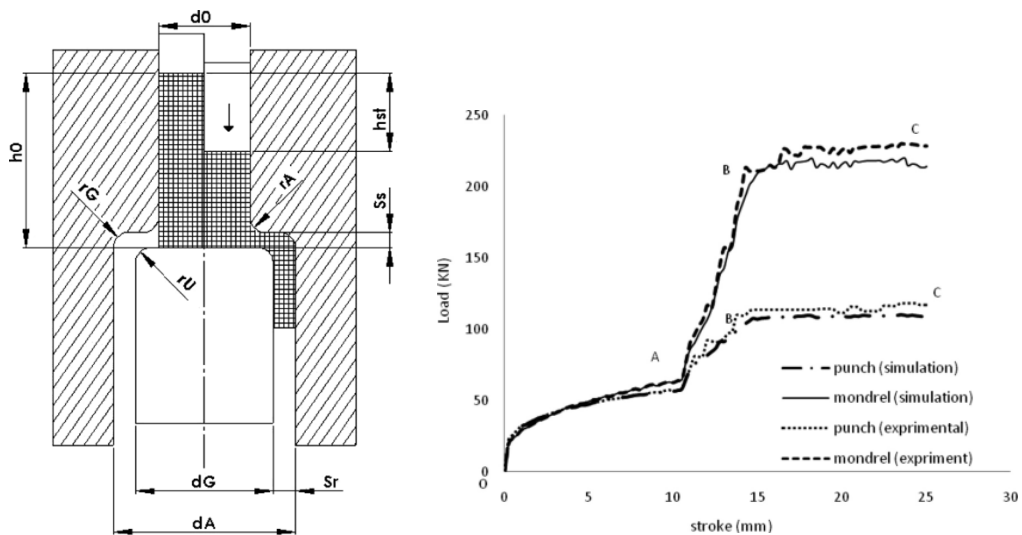


Рисунок 1.19 – Геометрія процесу радіально-прямого видавлювання

Адаптація способів пресування труб на рухомій оправці стосовно до видавлювання порожнистих деталей зі змінною товщиною стінки є цікавою і актуальною. Такі схеми радіально-прямого видавлювання на профільованій, ступінчастій або конусній оправці розроблені в ході досліджень в ДДМА (див. рис. 1.18, схеми 5 і 6).

До переваг способів можна віднести сприятливий напружено-деформований стан металу при видавлюванні і великі потенційні можливості по формозміні і виготовленню складно-профільованих порожнистих деталей і заготовок.

Процеси поперечного радіального і поздовжньо-поперечного видавлювання є найменш вивченими і тому недостатньо поширені в виробництві.

Поперечне видавлювання також відрізняється різноманітністю кінематичних варіантів переміщення формотворного інструменту і подачі металу в порожнину матриці, які забезпечують регулювання деформаційних і силових параметрів процесу формоутворення. На рис. 1.20 наведено класифікацію кінематичних варіантів радіального видавлювання [258], до якої внесені зміни стосовно використання ефектів комбінованого впливу. Найпростіший кінематичний варіант радіального видавлювання з односторонньою подачею металу в робочу порожнину нерухомої матриці не

наведено.

Поперечне видавлювання з поєднаною двосторонньою подачею металу здійснюється зустрічним рухом пуансонів (див.рис.1.20 схема 1). Спосіб двостороннього видавлювання забезпечується примусовим супутнім переміщенням матриці зі швидкістю V_2 , меншою приблизно в 2 рази за швидкість руху пуансона V_1 (див.рис.1.20 варіант 2) запропонований вперше в роботах [259, 31]. Надалі для реалізації цього способу запропоновано цілий ряд оригінальних пристроїв, що відрізняються механізмом приводу рухомої матриці [259]. За 3-м варіантом (див.рис.1.20) здійснюється видавлювання з послідовною двосторонньою подачею металу.

За варіантами 4–9 (див.рис.1.20) передбачено комбінування самого процесу видавлювання з процесом додаткового деформування видавленого фланця зміною висоти приймальної радіальної порожнини. Для вирівнювання форми фланців одночасно з радіальним видавлюванням виконують висадку фланця зустрічним рухом протипуансона (схема 4) [260], а також одночасним зі зближенням пуансонів зближенням напівматриць (схема 5) [261], або виконують висадку фланця синхронним переміщенням верхньої напівматриці на заключній стадії процесу (схема 6) [262].

При виготовленні деталей з масивними фланцями ефективний варіант 7, (див.рис.1.20) при якому метал видавлюється в кругову порожнину з висотою, яка безперервно збільшується. Для забезпечення стійкості тонкостінної порожнистої заготовки при видавлюванні також рекомендується поступово збільшувати висоту приймальні кругової порожнини за допомогою руху однієї або двох напівматриць (див.рис.1.20 схема 8) [258, 263]. Реверсивне кероване переміщення напівматриць по ходу процесу видавлювання (див.рис.1.20 9-й варіант) дозволяє отримувати в матриці з плоскими торцями деталі зі східчастими фланцями [264].

Оцінка шляхів розширення можливостей кінематичних впливів для збільшення стійкості заготовок, об'ємів формованих фланців, запобігання дефектам форми і управління НДС в осередку деформації є цікавими і

важливими завданнями. Створення пристроїв для реалізації нових способів видавлювання також відноситься до проблемних завдань розвитку технологій об'ємного деформування.

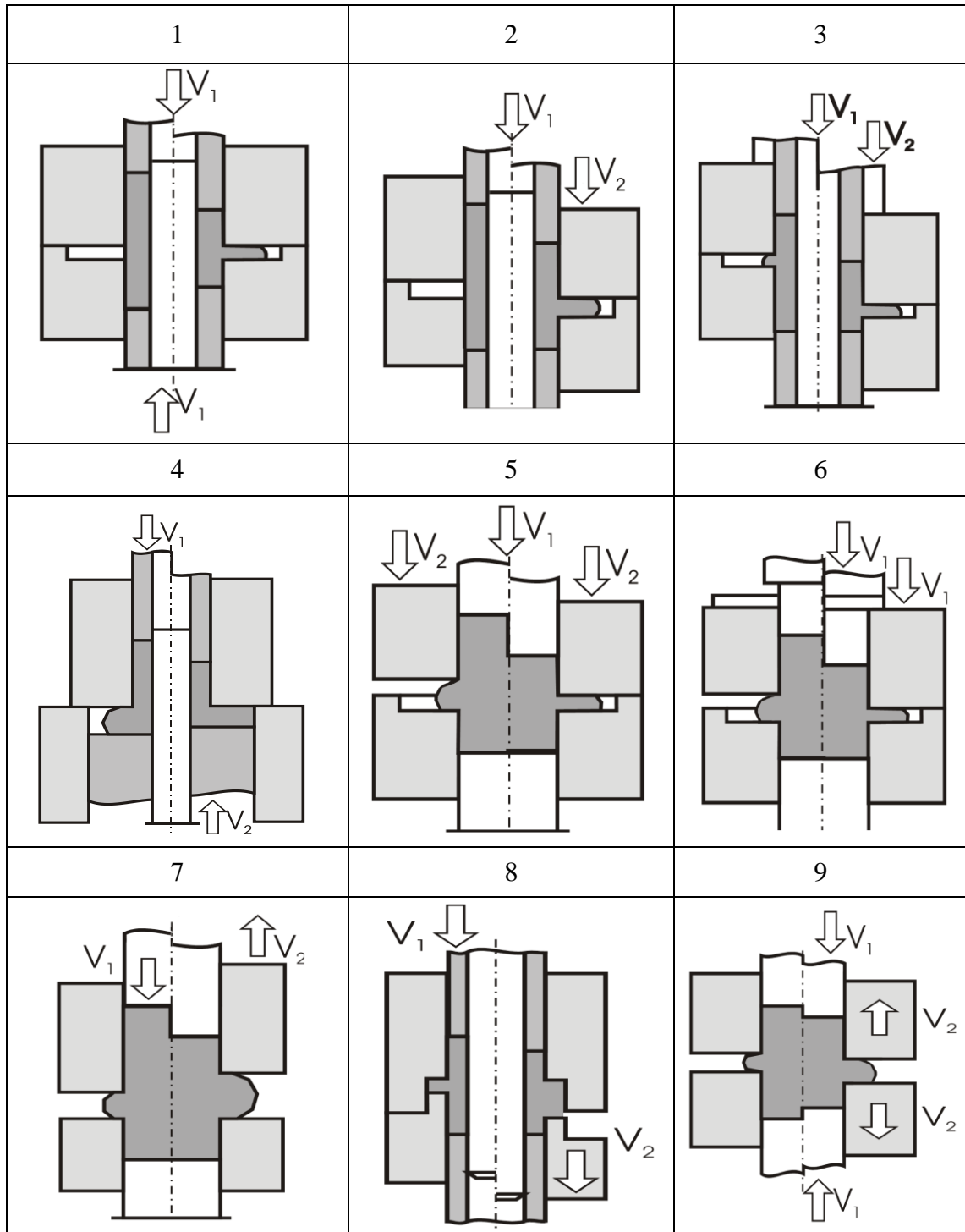


Рис. 1.20 – Варіанти регулювання кінематики процесів радіального видавлювання

1.3. Моделювання процесів об'ємного деформування

1.3.1 Аналітичні методи дослідження процесів видавлювання

В даний час з традиційних теоретичних методів для дослідження процесів об'ємного деформування найбільшого поширення набули аналітичний енергетичний метод балансу потужностей [1, 14, 20, 32, 265–271], а також метод верхньої оцінки (жорстких елементів) [2, 20, 29, 268] і метод кінцевих елементів.

Перевагою аналітичних методів теоретичного аналізу є можливість побудови розрахункових схем картин течії металу, що спостерігалися експериментально, і отримання результатів аналізу у вигляді інженерних розрахункових формул.

Серед процесів об'ємного деформування найбільш вивченим можна вважати поздовжнє видавлювання, причому інтерес до способів прямого і зворотного видавлювання не знижується і в останні роки. Слід зазначити роботи А. М. Дмитрієва та А. Л. Воронцова [26, 39, 181], а також роботи з аналізу нових схем деформування [269–274].

Моделюванню процесу радіального видавлювання фланців присвячено порівняно невелике число робіт, виконаних з використанням таких методів, як метод спільного рішення рівнянь рівноваги і пластичності [2, 3, 134], енергетичні методи балансу потужностей [1, 269–273] і верхньої оцінки [29, 274, 275]. У роботах [276, 277] наведені чисельні та експериментальні результати в порівнянні силових режимів при висадці і радіальному видавлюванні фланців. Несподіваними є висновки про сильний вплив величини тертя на поверхні оправки на зміщення зони зміцнення в осередку деформації і про істотне перевищення ступеня деформування при радіальному видавлюванні в порівнянні з висадкою [277]. Якогось експериментального підтвердження цих висновків не наводиться.

В останні роки до вивчення нових схем видавлювання привернуто увагу досить широкого кола фахівців. Експериментальне вивчення силового режиму процесів поперечного видавлювання дозволило оцінити особливості зміни зусиль деформування по ходу протікання процесу і встановити наявність характерних ділянок інтенсивного зростання сил у початковій і заключній (невільній) стадіях видавлювання [32, 132–134, 26, 278]. Відомості про плавне зростання сил видавлювання на проміжній сталій стадії [32] в деяких роботах [134, 279] спростовуються. На зростання сил видавлювання при зменшенні товщини фланця, який видавлюється, вказують різні дослідники [133, 274]. Це пов'язано зі збільшенням ступеня деформації. При бічному видавлюванні зменшення числа відростків і їх діаметра також супроводжується збільшенням навантажень на пуансон [32]. Вивчення полів НДС при радіальному видавлюванні показало значну нерівномірність деформації і зміцнення металу в пластичній зоні [133, 276].

Значне число досліджень присвячене проблемі дефектоутворення в процесах видавлювання. Загальновизнаним і характерним дефектом для процесів холодного видавлювання, що знижує якість деталей і технологічні можливості процесу, є відхилення форми у вигляді утяжин, які утворюються в зоні формування фланця [258, 26, 280–285]. Залежно від схеми видавлювання дефекти подібного роду можуть виникати як на різних стадіях процесу, так і в різних зонах формують деталі (рис. 1.21). Для процесу зворотного видавлювання деталей типу стакан характерною є поява утягнення у вигляді відходу металу в донній частині біля стінки матриці на заключних стадіях процесу при товщині дна менше, ніж товщина стінки порожнистої частини (див. рис. 1.21, схема 1). Так само на заключній стадії можливе відшарування металу від торця пуансона при прямому видавлюванні втулки при товщині фланця меншій, ніж товщина стінки порожнистої частини (див. рис. 1.21, схема 2). При радіальному видавлюванні відносно товстих фланців на кінці або в середній частині трубчастої заготовки (див. рис. 1.21, схема 3) на початковій

стадії характерним дефектом є роздача отвору в зоні фланця, який формується, з утворенням утягнення.

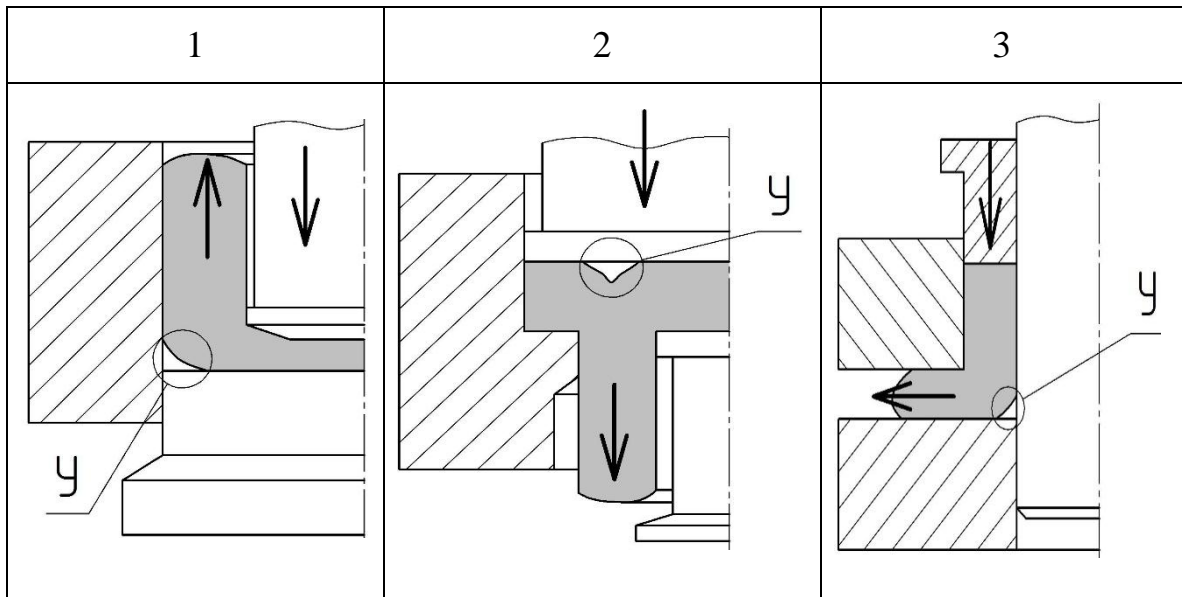
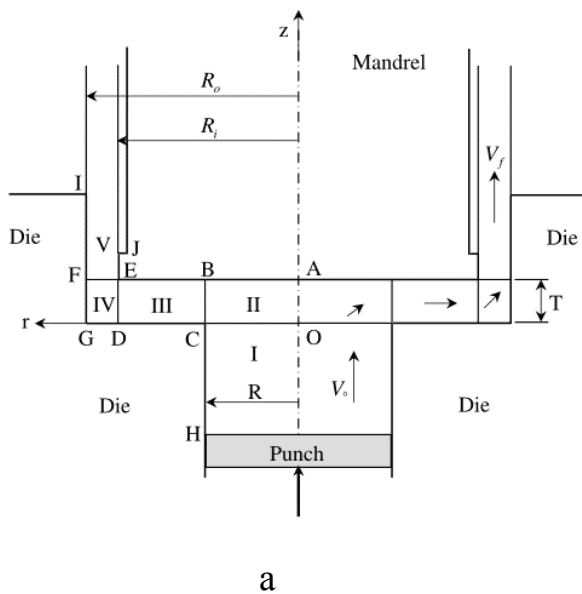


Рис. 1.21 – Схеми створення дефектів типу утягнень при холодному видавлюванні порожнистих деталей



а

б

Рис. 1.22 – Розрахункова схема (а) енергетичного аналізу процесу послідовного комбінованого видавлювання порожнистих деталей (б) [271]

До ефективних теоретичних методів прогнозування появи утягнень можна віднести енергетичний метод верхньої оцінки (балансу потужностей). При цьому сталому протіканню процесу відповідає рівність нулю значення ширини (висоти) утягнення «у» як геометричного параметра відповідної розрахункової схеми [281–283], а умова запобігання утягнення полягає у виконанні нерівності між тисками деформування:

$$\bar{P}_{(y=0)} \leq \bar{P}_{(y>0)} \quad (1.1)$$

Аналіз умов виникнення утягнення енергетичним методом для процесів видавлювання за базовими схемами найбільш повно представлений в роботах [39, 282]. Рішення для випадку осесиметричного прямого видавлювання методом балансу потужностей отримано в роботі [281].

Слід зазначити, що аналіз утворення дефекту в вигляді утягнення в процесах об'ємного деформування проводиться також моделюванням за допомогою МСЕ [136, 285].

Для поперечного видавлювання характерні відхилення форм видавлюваних фланців і відростків у вигляді незаповнення порожнини і недооформлення контуру потовщень і відростків [132, 133, 258]. Прогнозування таких дефектів виконується переважно на основі експериментального аналізу або на основі МСЕ [284, 285].

Найменш вивченими з точки зору прогнозування формоутворення і в тому числі дефектоутворення у деталей є процеси комбінованого видавлювання з двома і більше ступенями свободи течії. Теоретичний аналіз процесів течії з декількома ступенями свободи течії, тобто комбінованого видавлювання в декількох напрямках представляє труднощі через складність визначення напрямку переважної течії металу і прогнозування кінцевої формозміни заготовки.

Приклади аналізу силового і деформаційного режимів процесів комбінованого видавлювання порожнистих деталей на основі енергетичного методу наведені в роботах Л. Д. Оленіна [191, 215]. Встановлено, що головними

керуючими факторами витікання металу є додаткові навантаження, а вплив умов тертя при цьому виявляється не таким істотним.

Також особливий інтерес викликають роботи зарубіжних вчених, виконані на основі різних модифікацій енергетичного методу для дослідження базових і комбінованих процесів видавлювання.

Так, в роботі [286] проведено аналіз процесу осадження-видавлювання осесиметричної заготовки плоскими бойками, в одному з яких є центральний круглий отвір. При цьому особливу увагу приділено характеру течії металу в різних напрямках і теоретичному аналізу, заснованому на зіставленні різних полів швидкостей; наведені також рекомендації щодо вибору оптимальної схеми для даних технологічних параметрів процесу. В роботі [287] досліджено течію металу в порожнині штампа в умовах плоскої і осесиметричної схем деформації з односпрямованим і розгалуженим потоком. Встановлено типові схеми течії металу і граничні умови, при яких одна схема переходить в іншу. В роботі [288] для аналізу штампування осесиметричних деталей виділені 4 типи різних елементарних модулів з характерними ознаками і відповідними межами використання, проведено моделювання процесу. В роботі [289] досліджено процес комбінованого зворотно-прямого видавлювання методом верхньої оцінки із застосуванням трикутних елементів, об'єднаним з методом кінцевих елементів (UBET).

В роботі Ебрагімі Р. (R. Ebrahimi) [271] запропонований аналітичний підхід для процесу радіально-прямого видавлювання, заснований на визначенні компонентів простих полів швидкостей паралельної течії по енергетичному методу верхньої оцінки (рис. 1.22). Аналіз тиску видавлювання підтверджений експериментами на зразках з технічного алюмінію.

Узагальнюючий підхід для аналізу процесів комбінованого видавлювання енергетичним методом запропонований в роботах, виконаних у ДДМА [275, 290]. Для таких процесів запропоновано розрізняти три різновиди схем осередку деформації (ОД) – об'єднаний ОД, роз'єднаний ОД і приєднаний ОД [138].

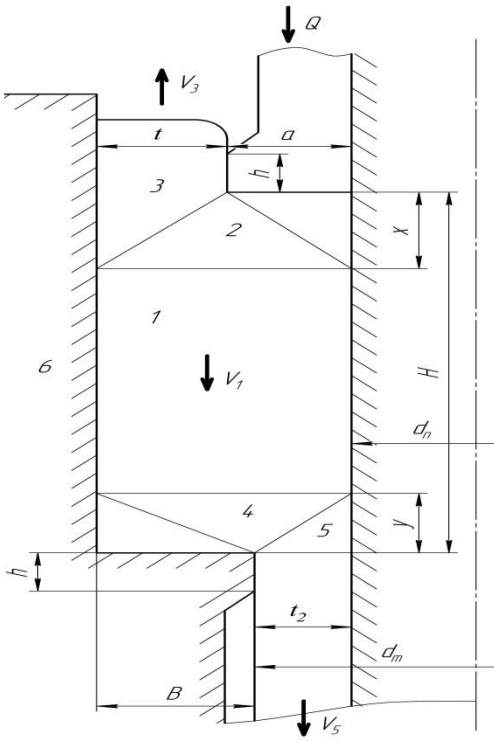
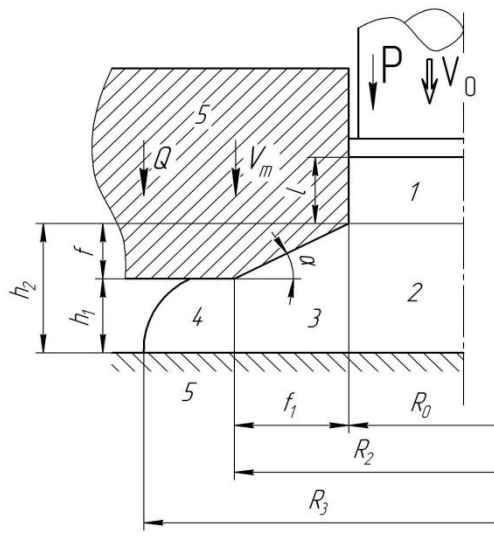
Аналітичні і чисельні залежності для процесів видавлювання отримані в основному для плоских задач методом верхньої оцінки (табл. 1.1). Особливий інтерес викликають роботи [197, 290], присвячені дослідженню комбінованого зворотно-прямого і радіально-зворотного видавлювання з наявністю роз'єднаного осередку деформації (табл. 1.1, № 1, 3). Дані результати отримані методом верхньої оцінки, використовуючи припущення Л. Г. Степанського [14] про те, що при комбінованій течії поряд з балансом потужностей повинна виконуватися умова рівності потужностей, що діють по обидва боки площини, що розділяє два самостійні осередки деформації.

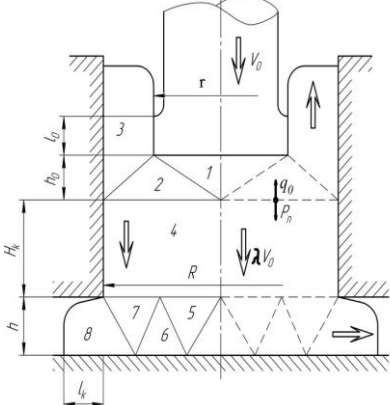
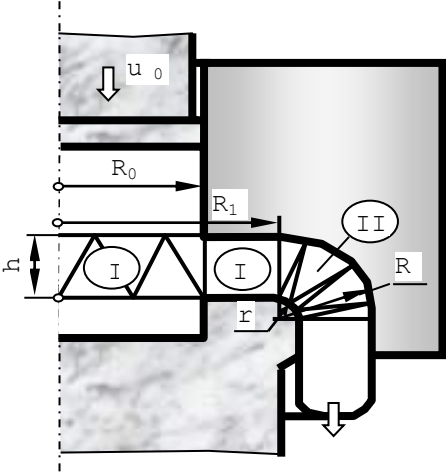
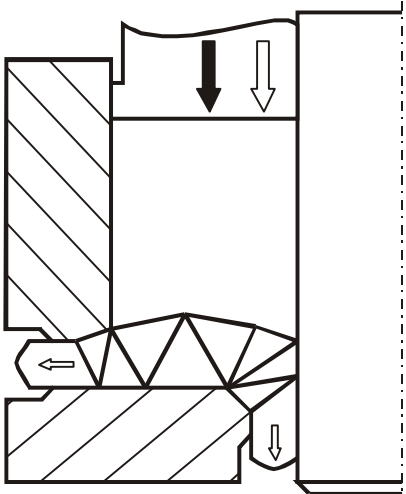
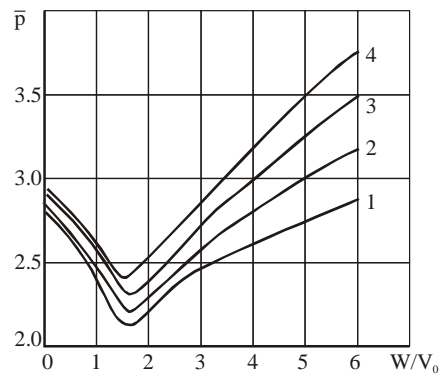
Дослідження процесу комбінованого зворотно-поперечного видавлювання деталей типу «стакан з фланцем» проведено в роботах [29, 88, 237] для плоско-деформованого стану (з урахуванням схем з роз'єднаним і об'єднаним ОД). Дослідження завдання плоского комбінованого поздовжньо-поперечного видавлювання ступінчастих стрижневих деталей з фланцем методами верхньої оцінки проведені в роботах [226–229]. Розроблені моделі дозволяють наближено визначати силовий режим деформування.

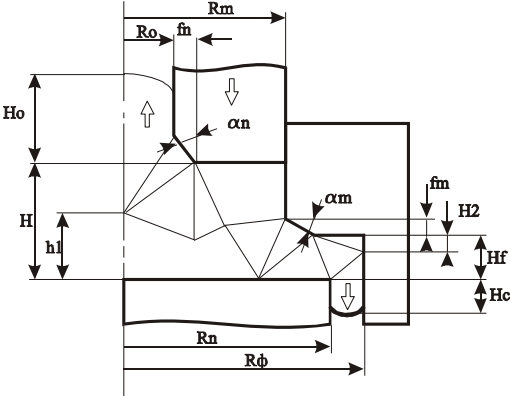
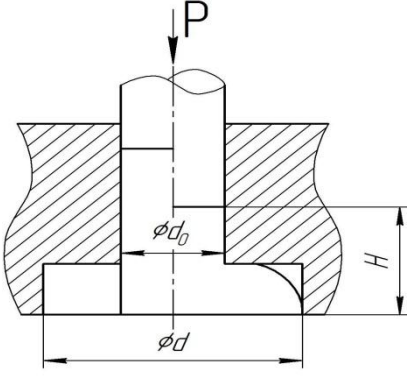
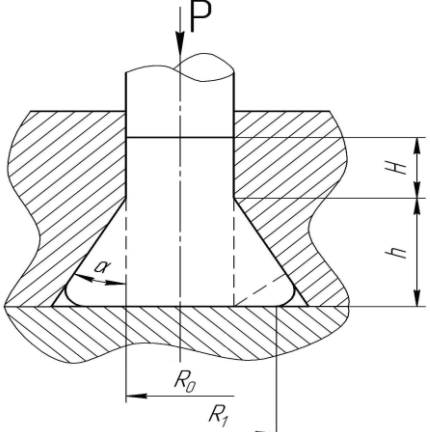
До досліджень в останні роки процесів з декількома ступенями свободи течії можна віднести роботи В. М. Левченка [217] і В. І. Ігнатенка [231], в яких проведено аналіз процесу комбінованого видавлювання, виділені характерні стадії процесу в залежності від положення пуансона і особливостей течії металу в осередку деформації. При цьому значення межі розділу течії і значення повної потужності знаходяться чисельно і в явному вигляді не отримані. Проведено порівняльний аналіз результатів, отриманих на основі прийнятих полів швидкостей, МСЕ і дослідних даних (див. рис. 1.7, б).

В роботі [250] представлено вираз для розрахунку процесів радіально-прямого видавлювання. Для аналізу силового режиму процесу радіально-прямого видавлювання використовувався ЕМВО [250], однак дана модель більшою мірою описує процес послідовного видавлювання відростків, ніж видавлювання полого осесиметричного виробу.

Таблиця 1.1–Рішення для схем радіального та комбінованого видавлювання

1	2
<p>1. А. К. Евдокимов та інш., 2012, [199]</p> 	<p>Метод верхньої оцінки для роз'єданого осередку деформування. Потужність на пряме и зворотне видавлювання матеріалу:</p> $N_{\text{пр}} = V_1 \left[\frac{T}{yt_2} (y^2 + 2Bt_2) + \frac{\mu T}{t_2} (y + 2h) + 2\mu(H - x - y) \right] - \mu(H + h - x),$ $N_{\text{обр}} = \frac{T(x^2 + 2at_1)}{xt_1} + \mu(H - x - y) + \frac{\mu(hT - xa - ha)}{t_1} - V_1 \left[\frac{T}{xt_1} (x^2 + 2at_1) + \frac{\mu T}{t_1} (x + 2h) + 2\mu(H - x - y) \right],$ <p>где $y = \sqrt{\frac{2BTt_2}{T + \mu(B - t_2)}}$, $x = \sqrt{\frac{2aTt_1}{T + \mu(a - t_1)}}$.</p>
<p>2. Сивак Р.І., 2012, [263]</p> 	<p>Енергетичний метод балансу потужностей</p> $\frac{P}{\sigma_s} = 1 + \frac{1}{\sqrt{3}} \left[\frac{1 + 2\mu \frac{R_0}{h_2} + 2\mu \frac{1 + \sqrt{1 + \text{tg}^2 \alpha}}{\text{tg} \alpha} \ln \frac{h_2}{h_1}}{3} + 2 \ln \frac{R_3}{R_2} + \frac{3}{2} \text{tg} \alpha + 2\mu \left(\frac{R_3}{R_2} - \frac{R_2}{R_0} \right) - \frac{h_2}{R_0} + 1,14 \left(2 \ln \frac{R_2}{R_0} + 0,5y - \ln \frac{h_2}{h_1} \right) + 0,2 \text{tg} \alpha \left(2 \ln \frac{h_2}{h_1} - \ln \frac{R_2}{R_0} \right) \right]$

1	2
<p>3. І. С. Алієв, 1995, [163]</p> 	<p>Метод верхньої оцінки для роз'єданого осередку деформування.</p> $\bar{p}_k = \bar{p}_2(1 - \lambda) + \bar{p}_1 \frac{R}{r} \lambda - G \frac{R}{r} \lambda, \text{ где}$ $\bar{p}_1 = 1 + 0,25R \frac{1 + 2\mu}{h} + \mu \frac{l_k}{h} + \mu \frac{H_k}{R},$ $\bar{p}_2 = \frac{R}{r} \sqrt{\frac{2r}{s}} + \mu \frac{h_0 + l_0}{s} + \mu \frac{l_0}{r},$ $G = \mu \frac{h_0 + l_0}{R}, \lambda = \frac{\bar{p}_2}{\bar{p}_2 + G + \bar{p}_1}.$
<p>4. І. С. Алієв, 1989, [250]</p> 	$\bar{p} = \bar{p}_I + \bar{p}_{II} + \bar{p}_{III},$ <p>где</p> $\bar{p}_I = 1 + \mu \frac{R_0}{h};$ $\bar{p}_{II} = 2\mu \frac{R_1 - R_0}{h};$ $\bar{p}_{III} = \frac{\pi}{4} \left(1 + 2\mu \frac{r + R}{h} \right);$ <p>μ - коефіцієнт тертя</p>
<p>5. 2006, [160]</p> 	$\bar{p} = f(h/R_0, R/R_0, R_1/R_0, \mu).$ 

1	2
<p>6. Є.М. Солодун, 2003 [280]</p> 	<p>Метод верхньої оцінки</p> $\bar{p} = \frac{\sum l_{ij} V_{ij} + 2\mu_s \sum l_{ik} V_{ik}}{2(R_m - R_o) V_o}$ $R_x = 1 - (0.4 - 0.1 H) \frac{H_f}{R_m} + 0.055 \left(\frac{H_f}{R_m} \right)^2$
<p>7. С. С. Соловцов, 1985, [76]</p> 	<p>Метод балансу робіт</p> $P = 1.1 \left[\left(1 + \frac{4\mu}{\pi} \right) \ln \frac{l}{d} + 2\mu \left(\frac{d - d_0}{2l} - 1 \right) + \frac{1}{2} \left(\frac{d_0}{l} + \frac{4l}{3d_0} \right) + \ln \frac{d - d_0}{2l} + 2\mu \frac{H - l}{1.1d_0} + 1 \right]$
<p>8. В. І. Гусинський, 1968, [133]</p> 	<p>Енергетичний метод</p> $\frac{P}{\sigma_s} = \frac{1}{\sqrt{3}} \left[3.75 - \sqrt{4 - C^2} + \frac{R_1 \sqrt{4 + C^2} - 2R_0^2}{R_1 - R_0} - \ln \frac{R_1}{R_0} + \frac{2R_0^2 + 6h^2 + 3R_0^2 C}{6R_0 h} + \frac{(R_1 + R_0)^2 C(1 + C^2) - Ch(R_1 - R_0)}{Ch(R_1 - R_0)} \right] + \frac{2}{\sqrt{3}} \mu \left[\frac{2H}{R_0} + \frac{R_0}{3h} + \frac{R_1 - R_0}{h - (R_1 - R_0)C} + \frac{R_1 - R_0}{h \sin^2 \alpha} \right]$ $C = \operatorname{ctg} \alpha.$

У даних роботах [237, 250, 274, 291] розглядається процес видавлювання матеріалу, який не зміцнюється, тобто практично деформаційне зміцнення металу в процесі холодної обробки не враховується.

Підвищенню оперативності енергетичного методу, зниженню трудомісткості обчислень технологічних режимів за порівнюваними схемами або етапами деформування може служити модульний підхід, який використовувався в ДДМА, заснований на підборі і використанні заздалегідь розроблених кінематично можливих полів швидкостей (КМПШ) у вигляді поодиноких областей [1] або кінематичних модулів [275, 290], призначених для опису різних переважаючих схем деформацій в пластичних зонах. В якості елементарних областей використовують прямокутні або в більш загальному випадку чотирикутні (ромбічні) і трикутні модулі. Використання чотирикутних і трикутних модулів, як правило, не викликає проблем при отриманні рішення, а також їх вбудовування в конструкцію розривного поля швидкостей, але для полів більш складної конфігурації необхідні модулі також складних форм, в тому числі і з криволінійними твірними.

Дослідження кінематичних модулів показало, що трикутні модулі з прямолінійними межами (рис. 1.23) мають властивість оборотності, тобто здатності до визначення приведенного тиску при інверсії – зміні напрямку векторів вхідної швидкості по відношенню до швидкості виходу і при інших поєднаннях векторів швидкостей входу і виходу в зону деформації. При поздовжньому видавлюванні рішення, отримані для прямого видавлювання, можна, використовуючи суперпозицію швидкостей, трансформувати для поля швидкостей зворотного видавлювання [2].

Тобто, отримавши рішення для варіанту $a-1$ (див. рис. 1.23), можна знайти тиск і для схеми течії $b-1$ і далі, шляхом інверсії напрямку векторів швидкостей, перейти до вирішення для схеми течії типу $d-2$.

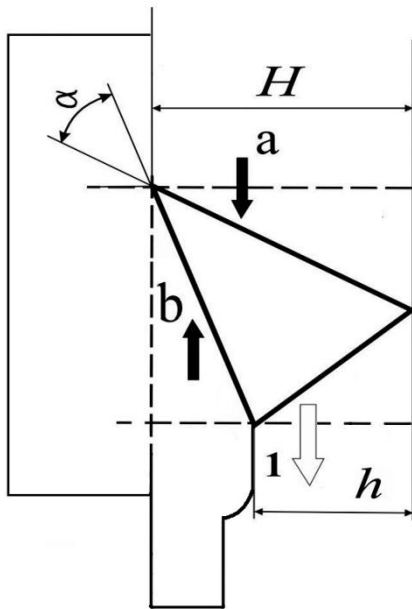


Рис. 1.23 – Схема
трикутного кінематичного
модуля

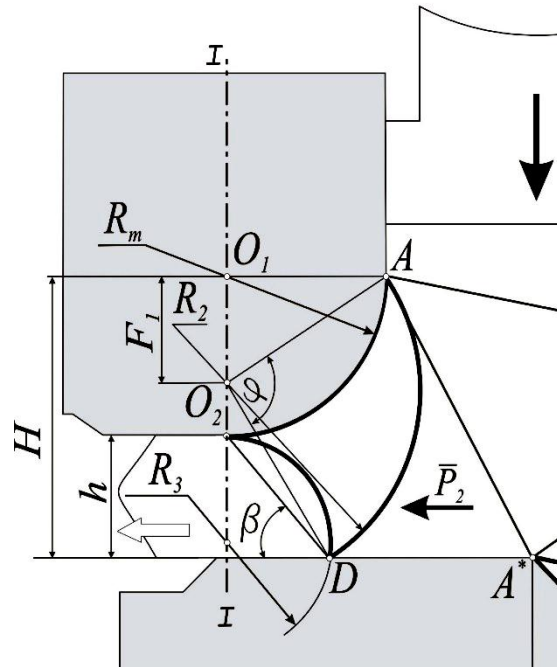


Рис. 1.24 – Кінематичний
криволінійний трикутний елемент

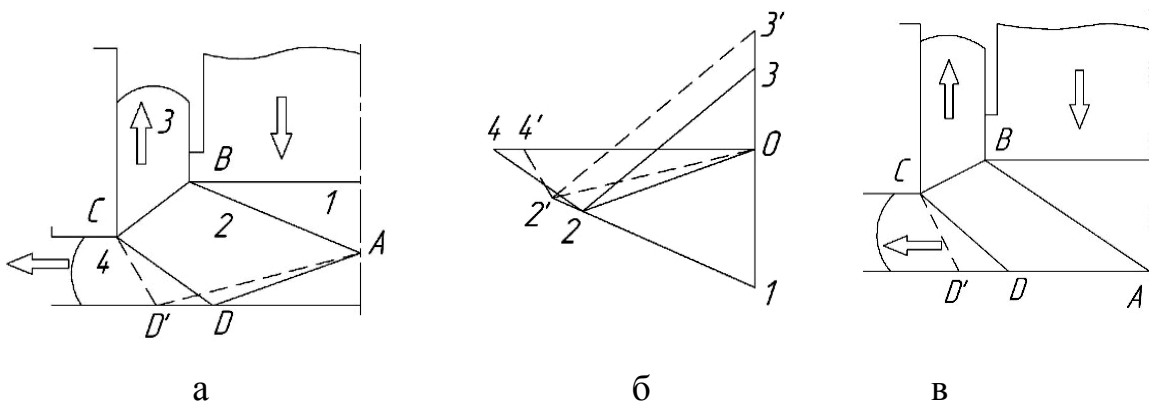


Рис. 1.25 – Розривне поле і годограф швидкостей для процесу
комбінованого поперечно-зворотного видавлювання

Для полів швидкостей з трикутних елементів можна отримати приведений тиск тільки «розгортанням» на 180° . практично для будь-якого процесу. Так для варіанту напрямку вектору впливу B і вектору витікання 1 (див. рис. 1.23) при аналізі сил видавлювання приведений тиск визначають в послідовності:

$$\bar{P}_{a-1} = \frac{1 + \gamma^2 + 2\mu(1 - \gamma) - 2\gamma \cos 2\alpha - \gamma(1 - \gamma) \sin 2\alpha}{\gamma(1 - \cos 2\alpha + \sin 2\alpha)}; \quad (1.2)$$

$$\bar{P}_{b-1} = \frac{\bar{P}_{a-1}}{(1 - \gamma)}; \quad , \quad (1.3)$$

$$\text{де } \gamma = h/H.$$

Для аналізу процесів видавлювання деталей з криволінійними контурами використовується криволінійний трикутний елемент [29, 291] (рис. 1.24). Криволінійний модуль такого типу має обмежені властивості обертання, і потрібні додаткові дослідження для встановлення властивостей модулів такого типу.

У ряді робіт вказується на неефективність застосування в якості варійованих змінних кінематичних і швидкісних параметрів [1, 20]. У роботах [29, 268] відзначають доцільність вирішення проблеми мінімізації шляхом введення чотирикутних жорстких елементів, але не дають рекомендацій щодо схем течії, для яких прийнятні такі елементи. Чотирикутний елемент застосовували для поперечно-зворотного видавлювання (рис. 1.26. а, б) [275] Тут зміна вихідних швидкостей забезпечується варіюванням положення точки D на поверхні нижньої напівматриці і точки A на осі симетрії – проте, коли точка A займає крайнє нижнє положення, поле швидкостей (рис. 1.25, в) стає кінематично неможливим, а зміна положення точки D втрачає сенс. Це свідчить про наявність обмежень для використання чотирикутних жорстких елементів.

Математичні моделі, побудовані на основі спрощених розрахункових схем паралельної течії і використання простих кінематичних модулів прямокутного перерізу, дозволяють отримувати оперативні рішення технологічних задач, але демонструють значне розходження з

експериментальними даними [2, 250].

Подальший розвиток енергетичних методів пов'язаний з підвищенням точності розрахунків, розширенням переліку аналізованих технологічних схем, зокрема з включенням в їх число схем комбінованого видавлювання (з декількома ступенями свободи витікання) [2, 20]. Актуальною проблемою є також розвиток методу кінематичних модулів, розробка і застосування нових кінематичних осесиметричних модулів шляхом зіставлення і вивчення таких їх властивостей, як інверсія, універсальність і пристосованість для різних схем навантаження і течії металу.

1.3.2 Моделювання методом скінчених елементів

Альтернативою експериментального дослідження та теоретичного аналізу є використання імітаційного моделювання процесів об'ємного деформування за допомогою методу скінчених елементів (МСЕ) [2, 293–299]. МСЕ в даний час є найбільш поширеним чисельним методом вирішення технологічних задач. Відомі успішні приклади застосування методу в найрізноманітніших технічних і технологічних додатках, в тому числі при аналізі процесів обробки тиском [1, 53, 299]. Коректна модель в МСЕ максимально наближена до реального фізичного процесу і дозволяє оцінити реальну картину розвитку напружено-деформованого стану по ходу процесу і враховувати вельми тонкі фізичні ефекти (рис. 1.26 і 1.27) [2, 293, 296].

В даний час існує досить багато спеціалізованих і загально-інженерних пакетів (програмних комплексів) скінчено-елементного аналізу. Для моделювання та дослідження процесів об'ємного штампування в комбінації з іншими видами фізичного аналізу (тепловий, динамічний і т.д.) доцільно використовувати «важкі» загальноінженерні скінчено-елементні пакети (Deform, ANSYS, LS-DYNA ку) [295, 299]. Однак широке використання МСЕ в обробці тиском наштовхується на ряд проблем, однією з яких є стійкість і точність рішень [53, 299]. Тому, основною складністю при застосуванні пакетів, які використовують при МСЕ - аналізі, є постановка завдання, адекватного

фізичній природі досліджуваного процесу. Це положення повною мірою відноситься і до дослідження процесів пластичної деформації [2, 299]. Л. Г. Степанський зазначає, що і МСЕ є методом, заснованим на прийнятті ряду спрощених гіпотез, що робить необхідним ретельну підготовку вихідних даних і обов'язкову перевірку отриманих рішень [300].

Застосування МСЕ при дослідженні процесу видавлювання дозволяє розрахувати велику кількість варіантів. Оптимальні варіанти процесів при необхідності можна досліджувати і відпрацьовувати за допомогою імітаційних КЕ-моделей. Крім того, імітація технології на комп'ютері дозволяє уникнути матеріальних і часових витрат на виготовлення дорогого технологічного оснащення і доведення технології, а в ряді випадків – відмовитися від застосування помилкового або неефективного технологічного процесу [298]. Приклади розв'язання за допомогою МСЕ технологічних розробок ДДМА показані на рис 1.27 [228, 229, 257].

1.3.3 Експериментально-аналітичні та експериментальні методи

Для вивчення процесів видавлювання широко використовуються експериментальні та експериментально-аналітичні методи, що дозволяють отримати найбільш цінну і надійну інформацію про локальні явища пластичної течії [5, 6, 33]. Ці методи добре представлені в узагальнюючих роботах [6, 8, 21, 42] і в роботах, що описують конкретні методи, в тому числі метод ділильних координатних сіток [17, 18, 21, 301], муарових смуг [301], вимірювання твердості [17, 18], поляризаційно-оптичний метод [301].

Контактне тертя при обробці тиском істотно впливає на напружено-деформований стан матеріалу заготовки і силу формозміни і визначення умов контактного пластичного тертя віднесено до проблемних завдань експериментальної механіки обробки матеріалів тиском.

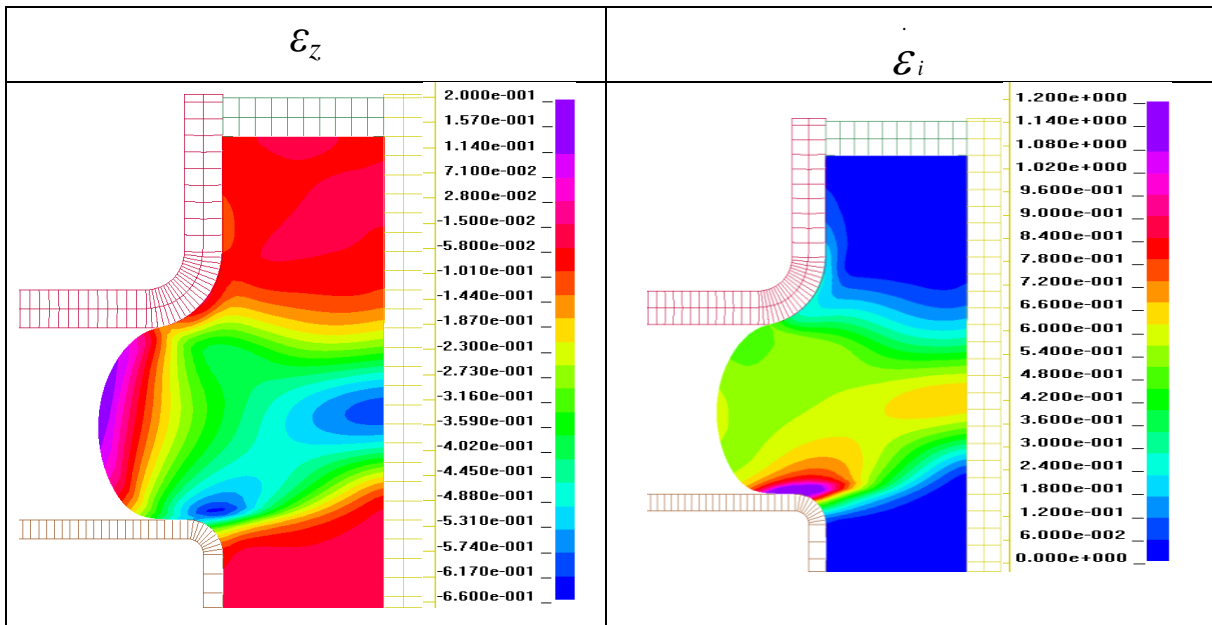


Рис. 1.26 – Моделювання процесу радіального видавлювання

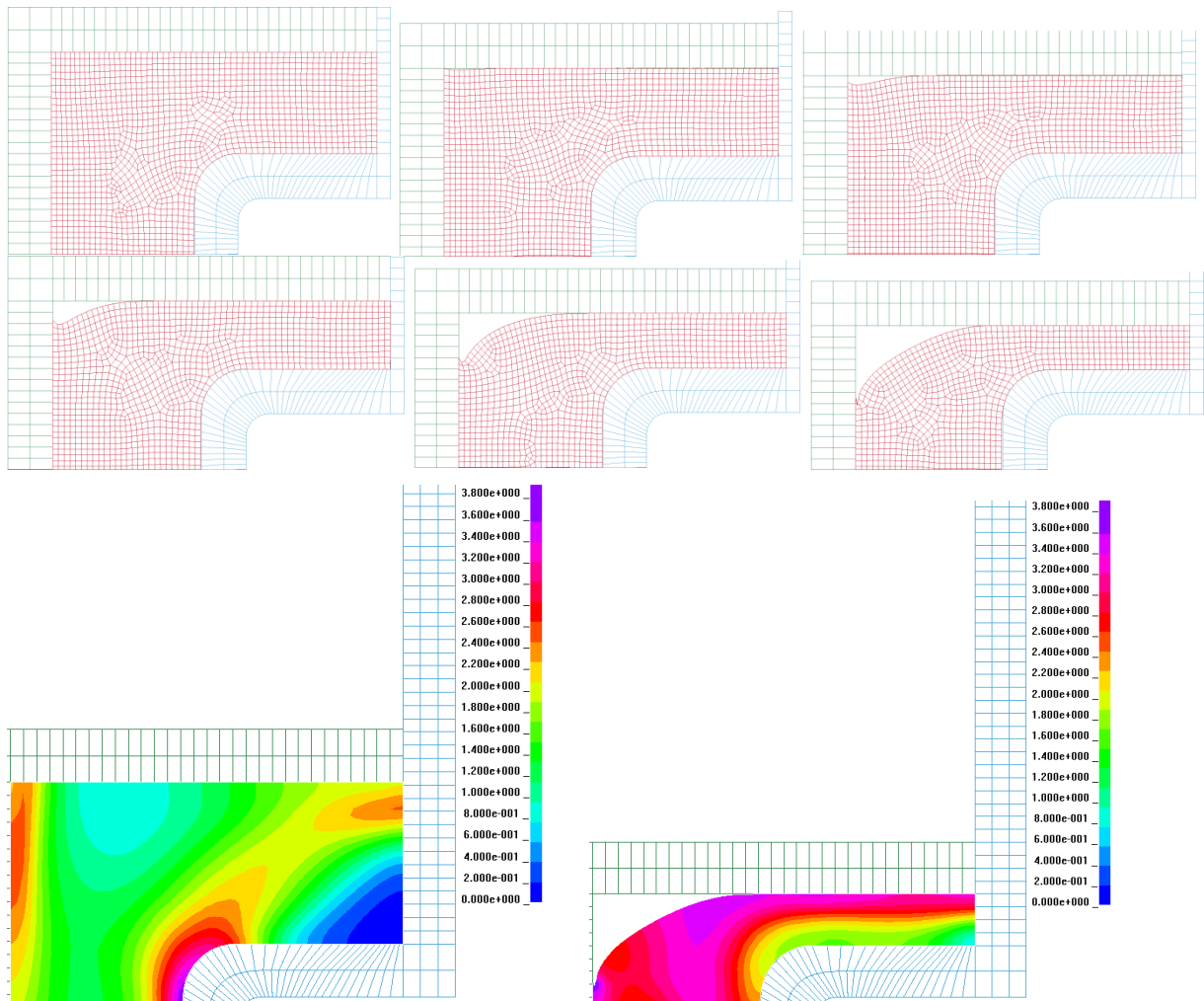


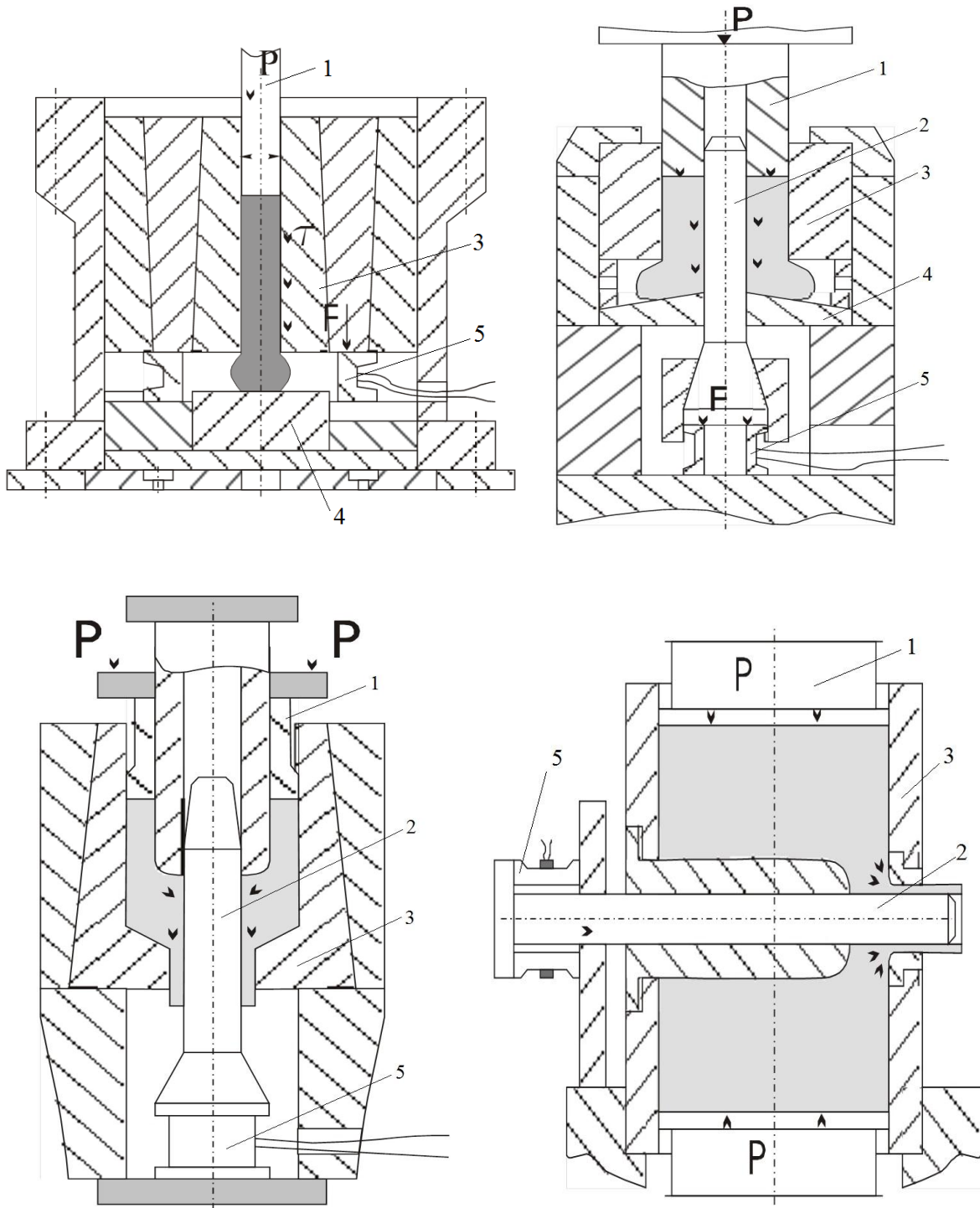
Рис. 1.27 – Прогнозування дефектів типу утягнень за допомогою МСЕ-моделювання процесів холодного видавлювання

Однак враховувати вплив контактного тертя при об'ємному деформуванні вельми важко через вплив множини факторів [2, 3, 292, 302–307]. Тому при теоретичному аналізі для урахування витрат на подолання сил тертя застосовують найпростіші формули (Кулона і Зібеля). При дослідженні процесів видавлювання з двома або кількома ступенями свободи течії металу такий підхід знижує точність рішення задачі і в багатьох випадках призводить до отримання неадекватної математичної моделі, не дивлячись навіть на високий рівень застосовуваного методу (МСЕ, ЕМВО та ін.) [1, 306].

Разом з тим, всупереч складності визначення та завдання умов контактного тертя, використання контактного тертя в технологічних цілях стало одним з ефективних напрямків інтенсифікації процесів об'ємно-пластичного деформування [2, 302–305].

Вивчення закономірностей контактного тертя необхідне для вирішення багатьох практичних (оцінка ефективності технологічних мастил) та теоретичних питань. У роботах А. Н. Леванова [303, 304] наведено обґрунтування та опис методики і установки з плаваючою обоймою для випробувань контактної тертя в процесах ОМТ, придатної, на думку автора, в умовах заводської лабораторії отримувати надійні дані для розрахунків.

При поперечному видавлюванні сили тертя в контейнері є спрямованими величинами і можуть бути зареєстровані при ковзанні металу, що переміщається в зону інтенсивної деформації. При радіальному видавлюванні є принципова можливість реєстрації інтегральних сил тертя в вертикальній порожнині матриці, чому в чималому ступені сприяє особливість даного способу у вигляді вільного зі стоншенням формування фланця в круговій порожнині [292]. У зв'язку з цим досить перспективним є забезпечення можливості безпосереднього вимірювання сил пластичного контактної тертя в процесах пластичного деформування за допомогою пластотрібометрів, що розробляються в ДДМА [292, 306], і уточнення на цій основі математичних моделей процесів штампування. Конструкції деяких пристроїв для вимірювання сил тертя представлені на рис. 1.28 [307].



1-пуансон, 2-оправка, 3-матриця, 4-півматриця, 5-месдоза

Рис. 1.28 – Схеми пристроїв для вимірювання сил контактної тертя

Їх вдосконалення з метою розширення діапазону вимірюваних параметрів є досить важливим завданням, актуальним і для теорії та практики ОМТ.

1.4 Деформовність заготовок при об'ємному пластичному деформуванні

Проблема оцінки технологічної деформовності на стадії проектування є важливою для процесів холодного об'ємного деформування, що протікають в екстремальних енергосилових і деформаційних режимах. Ці проблеми в ОМТ можуть бути вирішені за допомогою феноменологічної теорії деформування, яка інтенсивно розвивається останнім часом і є, по суті, новим розділом прикладної теорії пластичності [5, 18, 24, 54–60, 308–316]. Зазначена теорія базується на експериментальних даних про механічні властивості матеріалів. Однак до теперішнього часу оцінка пластичності металів при різних напружених станах все ще є білою плямою в технологічній механіці.

У літературі до теперішнього часу опубліковано досить багато критеріїв, за допомогою яких можна оцінювати використаний ресурс пластичності. Однак їх практичне використання для різних процесів обробки металів тиском часто викликає труднощі, пов'язані з доцільністю застосування того чи іншого підходу. Огляд стану розвитку теорії деформовності приведено в роботах, виконаних у ході цього дослідження [308, 309].

Застосування феноменологічних критеріїв руйнування [5, 54, 58, 308–311] можливе, якщо відомі характеристика пластичності досліджуваних матеріалів і напружено-деформований стан (НДС) у пластичній області заготовок, що деформується, в останні роки запропоновані також критерії руйнування, що враховують вплив інваріантів об'ємного напруженого стану [309], відновлення пластичності при проміжних відпалах холоднодеформованого металу [58, 309] і характер НДС при складному немонотонному навантаженні [18, 54, 59].

Надійна оцінка граничних технологічних параметрів залежить як від точності розрахунку НДС, так і від точності представлення пластичності матеріалу за допомогою діаграм або поверхонь пластичності [18, 311].

При побудові діаграм пластичності матеріалів в якості параметра, який однозначно визначає пластичність, використовується граничне значення накопиченої пластичної деформації [2, 8, 18, 55, 58]. Оскільки матеріал при пластичній формозміні стає анізотропним, таке визначення міри пластичності, при якому всі приращення деформацій «рівноправні», здається неповним.

Розглянемо критерії деформовності, які першим кроком у розвитку критеріїв деформівності з'явилися критерії Мора, Шлейхер - Надаї, Давиденкова - Фрідмана та ін. [18, 309]. У цих теоріях використовують уявлення про деякі поверхні напружень, при досягненні яких в матеріалах порушується цілісність (настає руйнування) – це широко використовувані критерії опору матеріалів. У разі невеликих пластичних деформацій, для крихких матеріалів, такі теорії дають задовільні результати. Однак при великих пластичних деформаціях, коли крива течії має дуже пологоу форму, прогнозування настання граничного стану призведе до істотних похибок.

У зв'язку з викладеним, критерії, в основі яких лежать обмеження, що накладаються на деформації, заслуговують більш пильної уваги для оцінки граничного стану при високих кінцевих деформаціях. До них відносяться критерії, представлені в роботах С. І. Губкіна, Г. А. Смирнова-Аляєва, В. Л. Колмогорова, В. А. Огороднікова, Г. Д. Деля, Ю. Г. Калпіна та ін. [2, 5, 8, 18, 19, 24, 59]. Для розрахунку використаного за операцію ресурсу пластичності в одно-перехідних процесах ОМТ в якості запобігання ушкоджень використовують деяку скалярну характеристику граничної деформації.

Найбільш простим критерієм, за допомогою якого оцінюють граничні деформації, є критерій, запропонований Г. А. Смирновим-Аляєвим [8, 42]:

$$e_i = \int_0^{t_0} \varepsilon_i d\tau \leq e_p(\eta), \quad (1.4)$$

який можна записати у вигляді:

$$\psi = \frac{e_u}{e_p(\eta)} \leq 1, \quad (1.5)$$

де $e_p(\eta)$ – гранична деформація в момент появи перших тріщин, які виявляються візуально;

ψ – використаний ресурс пластичності, який під час деформування без руйнування, менше одиниці.

У критерії (1.4) величина e_p залежить від температури випробувань, швидкості деформацій і показника напруженого стану $\eta = \frac{3\sigma}{\sigma_u} = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{\sigma_u}$ (по В. А. Бабічкову), якому відповідає момент руйнування матеріалу. При оцінці величини e_p по Г. А. Смирнову-Аляєву нехтують впливом історії деформування; граничну деформацію, при якій відбувається руйнування, визначають лише показником η_1 .

Критерій деформування В. Л. Колмогорова [5] отримано з використанням гіпотези про «пропорційну залежність між накопиченням пошкоджуваності і прирощенням деформації» у вигляді:

$$\psi = \int_0^{t_p} E(t-\tau)B(\tau) \frac{\dot{\epsilon}_u(\tau)}{e_p[(\eta(\tau))]} d\tau \leq 1, \quad (1.6)$$

де $\dot{\epsilon}_u$ – інтенсивність швидкості деформацій;

$B(\tau)$ – величина, яка враховує швидкість розвитку тріщин і їх заліковування при холодному деформуванні;

$E(t-\tau)$ – коефіцієнт, що враховує заліковування дефектів при високих температурах, монотонно зменшується від 1 до 0 зі збільшенням аргументу.

Практичне використання критерію, записаного у вигляді (1.6), ускладнено, оскільки в літературі не наводяться дані про значення коефіцієнтів $E(\tau)$ і $B(\tau)$ при різних процесах пластичного деформування. Тому ці коефіцієнти зазвичай приймаються рівними одиниці:

$$\psi = \int_0^{e_p^*} \frac{d\bar{e}_u}{[e_p(\bar{e}_u)]} \leq 1, \quad \psi = \int_0^t \frac{\dot{\epsilon}_u d\tau}{e_p(\eta)} < 1. \quad (1.7)$$

При навантаженнях, близьких до простих, критерій (1.7) зводиться до критерію (1.5), якщо прийняти в критерії (1.6) $B(\tau) = 1$; при $\eta_1 = const$. У

загальному випадку за заданою функцією $e_i(\eta)$ і діаграмою пластичності можна встановити залежність $e_p(e_i)$ і, виконавши інтегрування в (1.7), провести оцінку деформування. У роботах В. А. Огороднікова [18, 58] досліджена залежність граничної деформації від схеми напруженого стану, історії деформування і градієнта пластичних деформацій. Їм спільно з Г. Делем запропоновано критерій деформування, що враховує нелінійне накопичення пошкоджень і різні шляхи деформування металу:

$$\psi = \int_0^{e_i} \left(1 + 0.2 \operatorname{arctg} \frac{d\eta}{de_i} \right) \cdot \frac{e_i^{0.2 \operatorname{arctg} \frac{d\eta}{de_i}}}{[e_p(\eta(e_i))]^{1+0.2 \operatorname{arctg} \frac{d\eta}{de_i}}} \leq 1 \quad (1.8)$$

Застосування критерію (1.5) для процесів, в яких шлях деформування і швидкість зміни показника $\eta(d\eta/de_i)$ істотно змінюються, призводить до розбіжності розрахункових і експериментальних даних. Критерій (1.8) в даному випадку дає більш точні результати [309].

В. А. Огородніков [18] вперше висунув гіпотезу про те, що на пластичність впливає третій інваріант тензора напружень $I_3(T_\sigma)$. Теоретичні дослідження впливу третього інваріанта тензора напружень в процесах пресування пористих матеріалів на їх структуру та механічні властивості виконані в роботі [315]. Необхідно відзначити, що в даний час відносно мало досліджень, присвячених оцінці впливу третього інваріанта тензора напружень на механіку процесу пластичної деформації і механічні характеристики деформованого металу.

В роботі [54] в якості другого показника напруженого стану використаний параметр Лоде-Надаї. Такий підхід дозволив отримати позитивні результати при розробці ряду процесів ОМТ, які реалізуються в умовах об'ємного напруженого стану. Однак в розглянутих роботах немає єдиної точки зору з питань побудови поверхонь граничних деформацій, а тому, в основному, завдання зводиться до внесення певних доповнень і поправок до діаграм пластичності. В роботі [310] отримано критерій деформівності, який за своєю структурою подібний до критерію (1.8), але залежність пластичності від схеми

напруженого стану в цьому критерії задається поверхнею граничних деформацій в координатах: гранична деформація e_p , показник напруженого стану η і параметр Лоде-Надаї μ_σ

$$\psi = \int_0^{e_u^*} n \frac{e_u^{n-1} de_u}{e_p(\eta, \mu_\sigma)^n} < 1, \quad (1.9)$$

$$\text{де } n = 1 + a \frac{d\eta}{de_u} - b \frac{d\mu_\sigma}{de_u},$$

a, b – постійні, які залежать від матеріалу,

$e_p(\eta, \mu_\sigma)$ – поверхня граничних деформацій.

Достовірність розрахунків граничних деформацій за критерієм (1.9) вище, ніж за критеріями (1.7), (1.8), особливо при об'ємному напруженому стані. Основний недолік критерію (1.9) полягає в тому, що для побудови поверхні граничних деформацій $e_p(\eta, \mu_\sigma)$ необхідні досить складні і трудомісткі експериментальні дослідження.

Критерії руйнування (1.6–1.9) називають деформаційними, оскільки в них за міру пластичності прийнята гранична деформація e_p . Необхідно відзначити, що при пластичній деформації метал стає анізотропним, а при розрахунках e_p формулою (1.4) вважається, що всі прирощення деформацій «рівноправні». У реальних умовах, при наявності деформаційної анізотропії умова «рівноправності» не виконується. Особливо цей ефект проявляється при немонотонній деформації [58].

Фізично виправданий вибір в якості параметра пластичності такого показника, як значення роботи пластичної деформації до руйнування. Про можливість використання енергетичного аналога діаграми пластичності для запису критерію деформації без руйнування зміцнюваного металу відзначено в роботі [59]. В роботі Л. Г. Степанського [317] прогнозування руйнування металу при його деформації засновано на припущенні про сталість граничної роботи головних розтягуючих напружень, яку здійснюють ними в одиничному об'ємі матеріалу на інтенсивності кінцевих деформацій. Цей критерій досить простий, оскільки не описує руйнування металів, що деформуються в умовах

всєбічного стиснення, коли всі нормальні компоненти тензора напружень негативні. Якщо врахування тільки роботи розтягуючи напружень без оцінки впливу історії навантаження не призводить до значних похибок прогнозованого граничного ступеня формозміни, то критерій, можливо, знайде широке застосування в розрахунках процесів холодного деформування.

Останнім часом виконані роботи, в тому числі і автором [317–319], в яких використані зазначені вище уявлення, але граничне формозмінення при цьому обмежується величиною накопиченої енергії при деформації матеріалу. Тому в роботі [319] в якості міри пластичності була обрана робота, витрачена на пластичну деформацію елементарного об'єму від початку деформації до появи в цьому обсязі мікротріщини

$$q_p = \int_0^{t_p} \sigma_{ij} de_{ij}. \quad (1.10)$$

Оскільки робота є розмірною величиною, то в роботі [319] замість абсолютної величини роботи взято відношення

$$\omega_u = \frac{q_u}{q_p(1)},$$

де $q_u = \int_0^{e_u} \sigma_{ij} de_{ij}$ – питома робота пластичної деформації,

$q_p(1)$ – питома робота пластичної деформації до руйнування при деформації розтягування ($\eta=1$).

Критерій деформування при цьому має вигляд:

$$\psi = \int_0^{e_i^*} \frac{\sigma_i de_i}{A_p(\eta)} \leq 1, \quad (1.11)$$

де ψ – називають енергетичним ступенем використання запасу пластичності;

$\sigma_i = C e_i^n$ – інтенсивність напружень;

C і n – константи кривої течії матеріалу;

$A_p(\eta)$ – питома робота формозміни до моменту руйнування при постійному показнику напруженого стану, тобто, по суті, енергетичний аналог діаграми пластичності.

Розрахунок граничних деформацій при радіальному видавлюванні за критерієм (1.11) показав хорошу збіжність розрахункових і експериментальних результатів [319]. Основний недолік критерію (1.11) у порівнянні з критеріями (1.7) і (1.8) полягає в тому, що шляхи деформування в координатах ω_u - η при подібній кінематиці процесів залежать від механічних характеристик металу, який деформується, що обмежує його використання [314].

Цікаво, що в роботі [318] для прогнозування деформівності сталей в процесі холодного об'ємного штампування обґрунтовується доцільність урахування питомої роботи деформування, яка визначається при випробуванні на стиснення. Встановлено, що зв'язок питомої роботи з межею текучості, що виявляється в випробуванні на стиснення, єдиний для сталей різної міцності.

Енергетичні критерії в певних випадках дають хорошу збіжність розрахунку і експерименту. Однак з їх допомогою неможливо передбачити ресурс пластичності матеріалу (для даної технологічної операції), відмінного від того, на якому проводилися експерименти, оскільки енергетичний шлях деформування залежить від властивостей матеріалу. При використанні енергетичних критеріїв виключається важлива властивість моделювання процесів для різних матеріалів.

У роботах [58, 314] показано, що в багатьох випадках відмічено слабкий вплив особливостей матеріалу на шлях деформування частинок матеріалу в небезпечній області деформованих заготовок ($\eta = \eta(e_i)$). Цей висновок підтверджений експериментально для процесів осадження у осьовому і радіальному напрямках, радіального видавлювання, холодної висадки, радіального кування та ін. [18, 56, 320]. Таким чином, для розрахунку граничних технологічних параметрів процесів обробки тиском можна скористатися залежностями $\eta = \eta(e_i)$, знайденими на моделі з іншого матеріалу.

І. О. Сиваком та В. А. Огородніковим розроблена методика побудови

поверхонь граничних деформацій $e_p(\eta, \mu_\sigma)$ шляхом простих випробувань на розтягнення, стиснення, чистий зсув і випробувань на осадження циліндричних зразків в оболонках різної товщини [309, 310]. Використання двох показників напруженого стану (параметра Лоде-Надаї і показника жорсткості напруженого стану) дозволяє більш точно оцінити використаний ресурс пластичності.

Критерії руйнування для процесів обробки металів тиском, які супроводжуються кінцевими деформаціями, розглядаються і зарубіжними дослідниками. В роботі [316] запропоновано критерій виду:

$$\int_0^{\bar{E}_f} \frac{d\bar{E}_f}{F(\eta, \xi)} = 1, \quad (1.12)$$

в якому безрозмірні показники напруженого стану $\eta = \frac{3\sigma}{\sigma_u}$ і $\xi = \frac{27}{2} \cdot \frac{I_3}{\bar{\sigma}^3}$

відображають вплив інваріантів тензора і девіатора напружень, де $I_3 = S_1 S_2 S_3$ - добуток трьох компонент девіатору напружень, $\bar{\sigma}$ - еквівалентне напруження. Цей критерій, по суті є окремим випадком критерію В. А. Огороднікова, що враховує вплив третього інваріанта тензора напружень при сталості показника напруженого стану.

Слід відмітити модифікований критерій Кокрофта-Петема-Оха, розглянутий у роботах А.В. Власова [123]

$$\psi = \int_0^{\bar{\varepsilon}_p} \frac{d\bar{\varepsilon}_p}{\bar{\varepsilon}_f(\chi)}, \quad (1.13)$$

де $\chi = \sigma_i / \sigma_{cp}$,

$\bar{\varepsilon}_f(\chi)$ - деформація, яка відповідає руйнуванню при $\chi = const$.

Недоліком критерію (1.13) є фізична необґрунтованість показника χ і не можливість урахування впливу історії деформування та об'ємності напруженого стану.

У розглянутих вище умовах передбачається, що накопичення пошкоджень в деформованому металі відповідає скалярному опису, однак, в разі, коли розглядаються багатоперехідні операції ОМТ (навантаження не є однорідним, з розвантаженням, зміною напрямку деформування, з проявом ефекту Баушінгера) відзначається розбіжність розрахункових і експериментальних даних. У таких випадках слід застосовувати критерії руйнування, в яких в якості міри ушкоджень представлений тензор другого рангу, тобто в загальному випадку критерій руйнування повинен враховувати спрямований характер пошкоджень.

Цей напрямок для великих пластичних деформацій розвинули А. А. Ільюшін, Г. Д. Дель, В. М. Михалевич та ін. [25, 60, 312–313].

В роботі В. М. Михалевича [60] отримали розвиток тензорні моделі накопичення пошкоджень для визначення граничних деформацій. Узагальнено моделі, запропоновані в роботах Г. Д. Деля, на випадок середовищ з початковою анізотропією, розроблена модель граничних деформацій при гарячому деформуванні, встановлені явні критерії залежності для циклічного гарячого деформування. Пошкоджуваність металів при деформації описується симетричним тензором-девіатором другого порядку, який представлений інтегральним оператором спадкового типу.

Тензорне уявлення моделей накопичення пошкоджень є перспективним напрямком у розвитку теорії деформовності і руйнування матеріалів, воно дає найбільш повний опис процесів і високу точність відповідності реальній моделі, особливо у випадках немонотонного, складного деформування анізотропних матеріалів зі складною реологією. Однак при побудові моделей виникають значні труднощі у визначенні відповідних параметрів, проведення необхідних експериментів, розрахунків і т.д. Крім того, це знижує практичну цінність описаних вище критеріїв.

Теоретичне обґрунтування достовірності розглянутих вище методів прикладної теорії деформовності представлено в роботі [315]. Необхідно відзначити, що інтенсивний розвиток технологій холодного об'ємного

деформування останнім часом базується на застосуванні результатів фундаментальних досліджень технологічної пластичності [56, 57, 309, 315]. Розглянуті критерії деформовності використовуються в сучасних алгоритмах, що дозволяють створювати керуючі програми для реалізації сучасних технологічних процесів обробки металів тиском. Серед робіт останнього часу можна виділити роботи В. А. Матвійчука і О. В. Грушка [56, 57], в яких викладено підходи щодо вдосконалення технологій холодного деформування на основі оцінки деформовності.

Для подальшого розвитку робіт в цьому напрямку необхідно довести перевагу застосування конкретних критеріїв деформовності для технологічних процесів, які супроводжуються простим деформуванням, складним монотонним деформуванням, складним монотонним деформуванням при об'ємному напруженому стані, а також немонотонним деформуванням.

1.5. Розробка і освоєння технологій і оснащення об'ємного деформування

Проблеми проектування технологічних процесів і оснащення об'ємного деформування обумовлені зростанням трудомісткості проектних робіт, збільшенням числа порівнюваних варіантів і труднощами їх оцінки на стадії розробки і прийняття найкращого варіанту [45, 33, 155, 157]. Подолання цих труднощів технологом можливе шляхом використання сучасних систем автоматизованого проектування (САПР), створення і поповнення інформаційних банків сучасних способів деформування, технологій і конструкцій штампів [158, 296, 321–324]. Базою САПР стало комп'ютерне моделювання, при якому завдяки вдосконаленню засобів візуалізації рішень проектування вийшло на новий рівень, коли процес формозміни заготовки можна спостерігати на екрані дисплея. Всі стадії проектування нових систем САД для об'ємного штампування є, як правило, інтерактивними, завдяки чому користувач може змінити будь-яке рішення, зроблене комп'ютером, з урахуванням власного досвіду [158, 296, 323].

У куванні великих поковок моделювання стало невід'ємним етапом проектування, а інструменти спеціальних ускладнених конструкцій для реалізації схем комбінованого деформування стали ефективним засобом керування течією металу і посилення зсувної компоненти деформацій при послідовній обробці [67–74]. Огляд сучасних технологій показує, що способи і прийоми об'ємного штампування стали широко застосовуватися при куванні поковок складних конфігурацій і спеціального призначення [75].

Відмінність нових способів ТОШ на основі комбінованого деформування, що містять схеми поперечної течії в тому, що використовуються технологічні інструменти і оснащення принципово іншого ускладненого конструктивного виконання [209, 322, 325–328].

Головна відмінність штампів з роз'ємними матрицями, які використовуються для видавлювання, полягає в тому, що вони забезпечені вузлами затиску (замикання), призначеними для виконання нової функції затиснення напівматриць, що утворюють при змиканні робочу приймальну порожнину. Для подолання сил, спрямованих на розкриття складової матриці, виникла необхідність створення затискних вузлів (пристроїв), які ускладнюють конструкцію і налаштування штампів. Основною вимогою при створенні таких пристроїв є забезпечення жорсткого замикання складової матриці при робочому ході і легкого розмикання при знятті навантажень.

Найбільш прості у виконанні штампи з замикаючими вузлами, виконаними у вигляді пружного елемента або буферного пристрою, розміщеного в просторі штампа (рис. 1.29, а) або винесеного під стіл преса [322, 328].

Застосування пакетів пружин в якості буферів призводить до лінійного і надлишкового росту сили замикання Q по ходу процесу (крива 2 на рис. 1.29, д). Затиснення напівматриць з постійною або регульованою силою (криві 1, 3) можливе при використанні пневмо- або гідроциліндрів (див. рис. 1.30, б). З точки зору зниження енерговитрат більш кращі схеми з механічними замикаючими елементами (див. рис. 1.30, в і г), що сприяють замиканню сил

розкриття матриці в штамповому блоці без їх передачі на повзун преса. Основні обмеження у використанні штампів з роз'ємними матрицями пов'язані з труднощами одночасного забезпечення надійного затиснення при видавлюванні і швидкого і легкого розкриття матриці при зворотному ході преса.

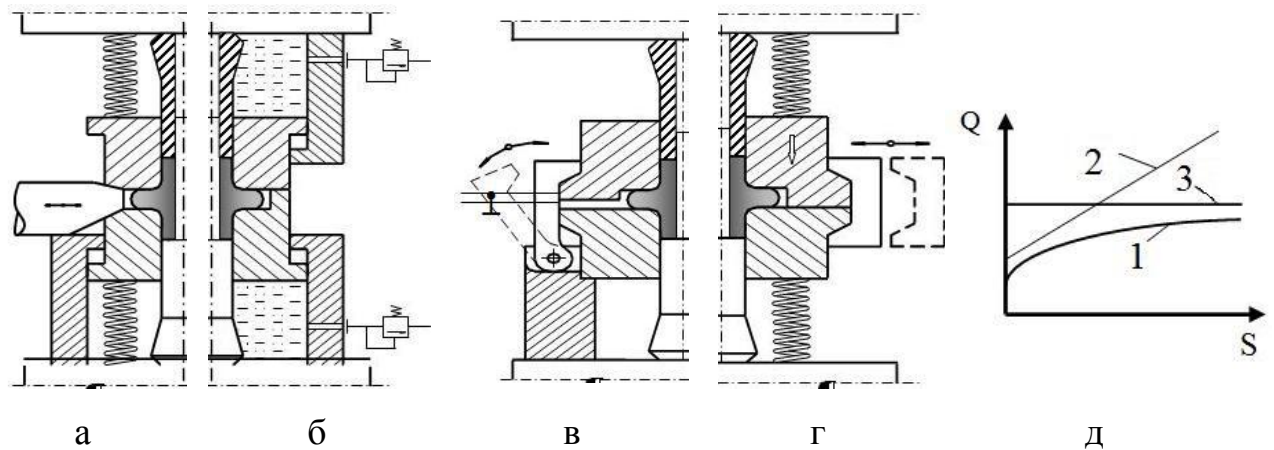


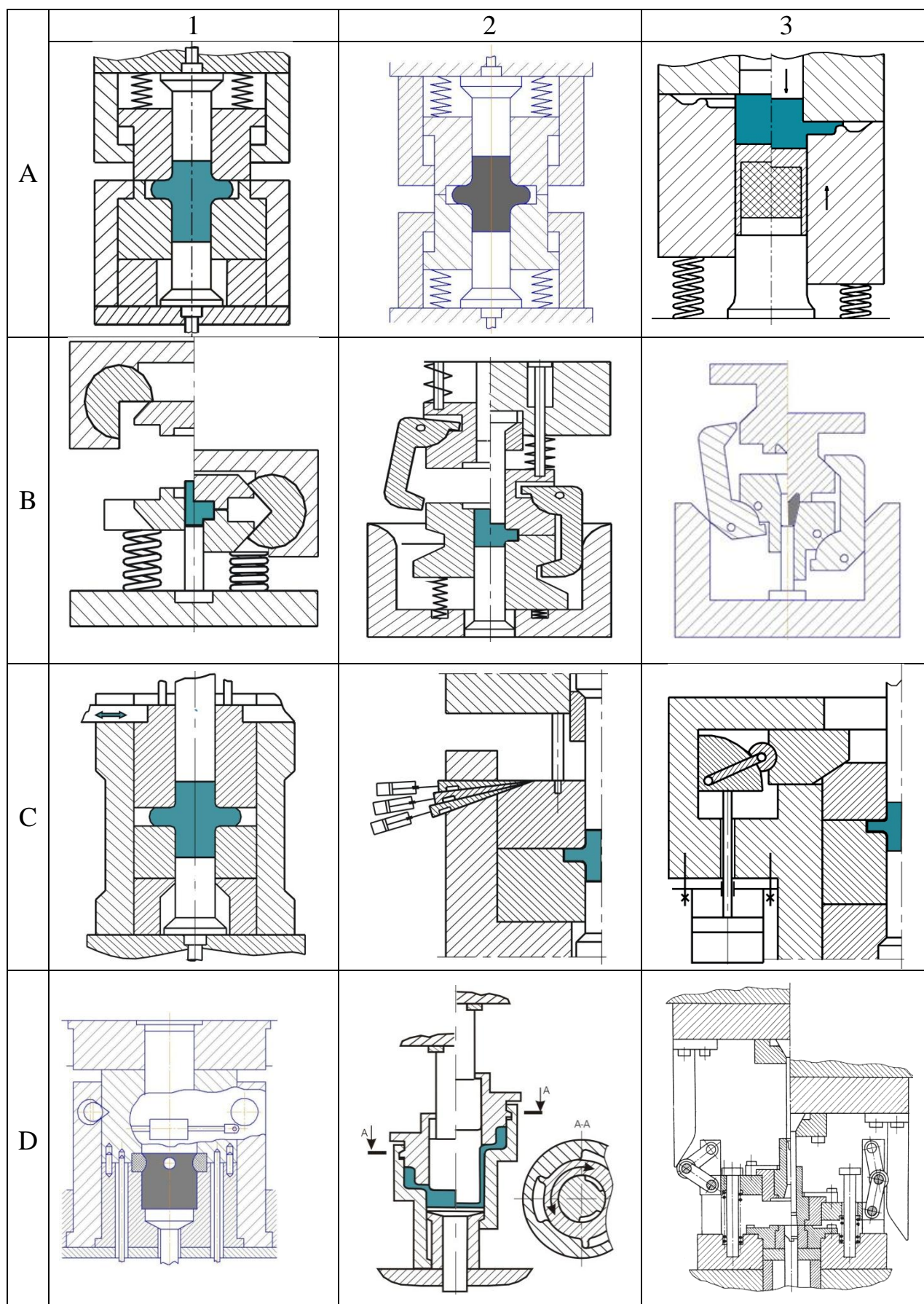
Рис. 1.29 – Схеми штампів з замикаючими елементами і графік змінення сил замикання

Огляд сучасних підходів до проектування штампів з роз'ємними матрицями представлений в роботі [325] і в оглядовій роботі [329], яка виконана в ході даних досліджень. Деякі конструкції штампів пояснені на схемах, наведених в табл. 1.2.

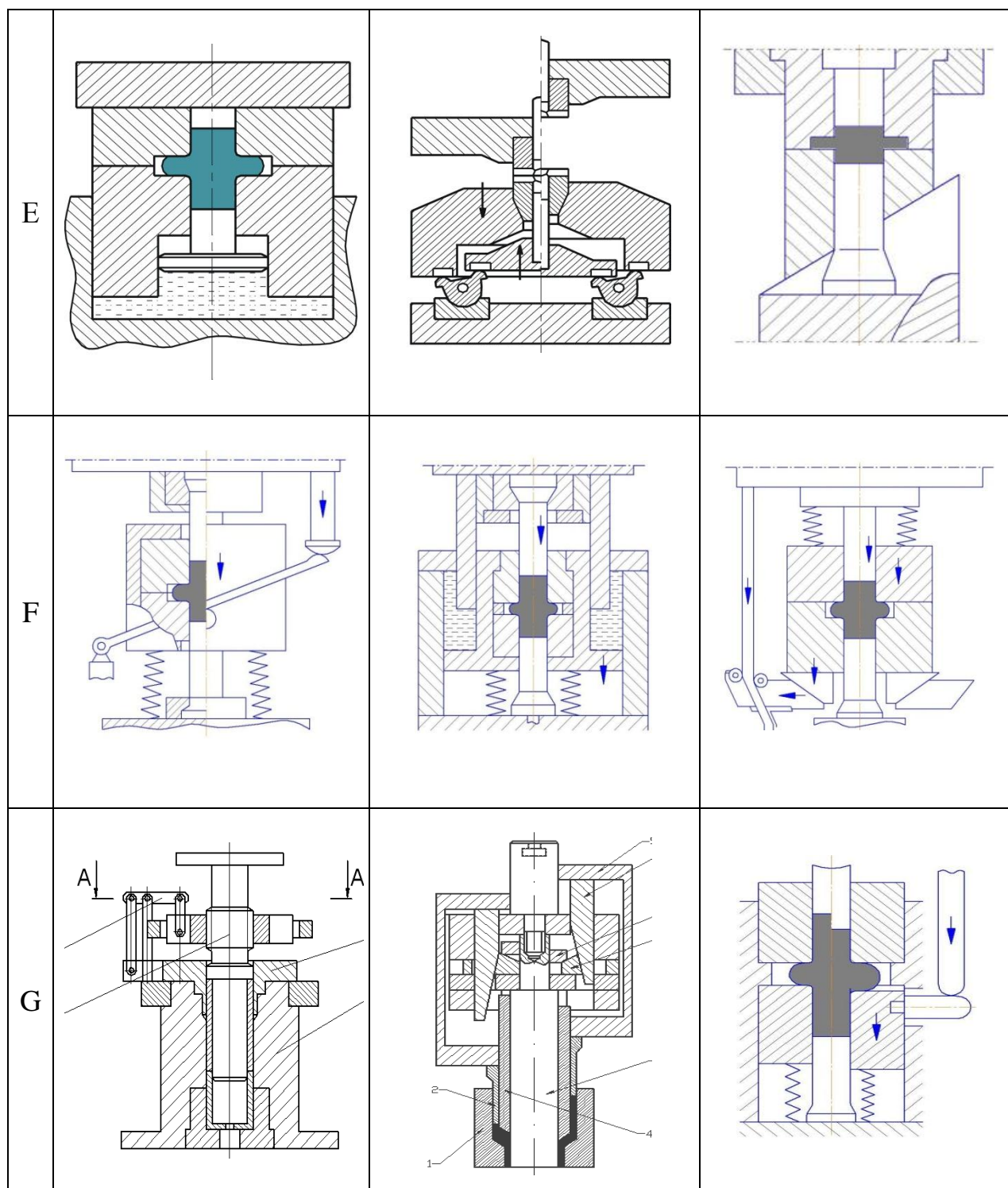
Найпростіші компоновальні схеми А1 і А2 містять підпружинену до опорних частин штампа напівматрицю [325, 327]. Передача сил затиснення матриці на повзун преса викликає значне (в 1,5–2 рази) збільшення енерговитрат, необхідних для пластичного деформування [325, 328]. На зниження сил розкриття матриць спрямовані конструкції штампів, забезпечені різьбовими самогальмуючими елементами.

Цій меті служить і штамп (див.табл.1.3 схема А3), в якому пружна деформація протипуансона і сили тертя перешкоджають розкриттю матриці радіального видавлювання [329].

Таблиця 1.2 – Принципові схеми штампів с роз'ємними матрицями



Продовження табл. 1.2



Штампи, в яких замикання поперечно-роз'ємної матриці здійснюється вирізними валиками (В1) [246], поворотними скобами (В2, В3) [329, 330], приводними ригелями (С1) [329, 331], клинами [246, 328, 332] або за допомогою поворотних ексцентриків (Д1) [333] і байонетних механізмів (Д2) [329, 334], відрізняються замиканням сил розкриття в штамповому блоці без їх передачі на повзун преса. Вони мають загальний недолік – труднощі в налагодженні і в забезпеченні швидкого розкриття матриць по завершенню видавлювання.

Штамп для радіального видавлювання (схема В3) містить механізм замикання, виконаний у вигляді двох важелів, шарнірно встановлених на основі з можливістю замикання верхньої напівматриці упорними виступами і забезпечених приводами розвороту [330].

При переміщенні зімкнутих напівматриць відбувається одночасне їх замикання шляхом повороту важелів до осі штампа.

Схеми груп С і Д (4–6) можна віднести до конструкцій, в яких здійснено незалежне замикання напівматриць, а схеми групи Е-до штампів з самозатисненням напівматриць.

Серед клинових механізмів замикання напівматриць оригінальністю відрізняється механізм затиснення (за а.с. 649197) у вигляді клина зі змінним кутом розкриття (схема С2) [329], що полегшує розкриття матриць. Аналогічного результату можна досягти і при використанні клино-шарнірного затискного механізму, який розроблений у ДДМА (схема С3) [332].

У штампі для точного штампування [333] вузол замикання матриці виконаний у вигляді охоплюючої матрицю обойми з розміщеними в ній ексцентриками з приводом їх повороту, які взаємодіють з клиновими пазами на бічній поверхні верхньої напівматриці (D1).

У штампі для отримання поковок з фланцями для замикання напівматриць передбачений байонетний замок (схема D2) [334]. У близькому за виконанням штампі механізм силового замикання напівматриць виконаний у вигляді Г-подібних виступів і пазів під них [335].

Штамп, запропонований в роботі [336], має механізм затиснення напівматриць у вигляді пар шарнірно пов'язаних між собою важелів з роликком в зоні їх з'єднання (D3). При змиканні напівматриць ролик важелів контактує з профільною ділянкою копіра і запобігає розкриттю напівматриць.

Сили розкриття при застосуванні розглянутих вище механізмів замикаються в штамповому блоці, тобто не передаються на повзун преса. До недоліків важільних і клинових механізмів слід віднести складність розмикання замикаючих пристроїв, можливість утворення на торцевій частині задирки, яка може привести до задирок на робочих поверхнях пуансонів і їх заклинювання.

У схемах групи E використана ідея самозатиснення напівматриць, але з підсумовуванням і передачею сил розкриття і деформування на повзун преса. Такі штампи придатні тільки для кінематичних варіантів видавлювання з односторонньою подачею. Цікаві штампи, в яких система важелів замінена механізмом затиснення напівматриць, який являє собою гідравлічний важіль (E1) [337]. Відомі варіанти застосування для цієї мети і механічних важелів (E2) [246, 327]. Таким чином, за допомогою важеля виконання вузла замикання сила штампування використовується для затиснення напівматриць.

У штампі з клиновими повзунками при русі повзуна преса вниз проміжні призми під дією верхньої плити і похилих поверхонь центральної призми переміщуються і надають обоймі додатковий рух вниз (E3). Похилі поверхні вставок переміщують рухливі повзунки з деформуючими пуансонами до центру і деформують заготовку [338].

В ДДМА запропоновані конструкції штампів з роз'ємними матрицями для виготовлення порожнистих і стрижневих деталей з потовщеннями або фланцем на зовнішній поверхні [44, 259, 328, 329]. Особливістю схем штампів групи F є можливість реалізації нового способу поперечного видавлювання з двосторонньої подачею в рухомій матриці [259]. Для цього при видавлюванні одночасно з пуансоном в тому ж напрямку, але з меншою швидкістю, переміщують роз'ємну матрицю. Для цього використовуються проміжні механізми різного виконання (1–3), які слугують для односпрямованого з

пуансоном переміщення опорного елемента і напівматриці, забезпечуючи тим самим одночасно затиснення і двосторонню подачу металу в осередок деформації. Ідея застосування важелів була викладена ще в пріоритетному патенті [259] і отримала розвиток в варіаціях конструкції проміжного механізму у вигляді важільних механізмів (F1), гідравлічних перетворювачів (F2), клинових пристроїв (F3), а також зубчастих пар «шестерня-рейка» [329]. В Японії на базі використання важільних механізмів (пантографів) виготовлені преси для поперечного видавлювання складних деталей (рис. 1.30) [339].

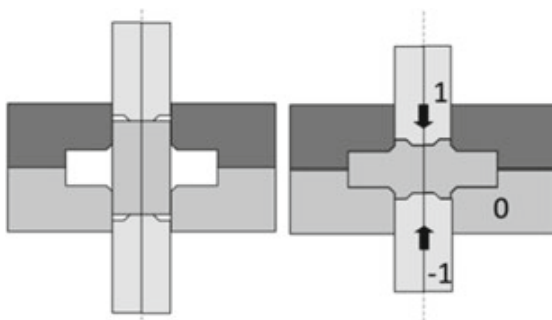
У роботах [160,263, 329,340] розглянуті різні пристрої з рухомими напівматрицями для видавлювання фланців. Переміщення напівматриць може бути здійснено важільними механізмами (G1) [263], за рахунок взаємодії клинів (схеми G2) [340], а також за допомогою штовхачів (G3) або гідравлічного приводу [258, 329].

Приклади впровадження штампів з роз'ємними матрицями свідчать про їхню перспективність і конкурентоспроможність [92, 246,325, 326]. Завдяки інтенсифікації формозміни і зменшенню числа штампувальних переходів, застосування штампів з роз'ємною матрицею виявляється вигідним навіть для осесиметричних поковок нескладної форми [325].

Функціональний аналіз штампів і вузлів затиснення показує можливість генерування низки варіантів їх конструктивного виконання. Перш за все, є необхідність в реалізації кінематичних варіантів видавлювання в штампах з рухомими роз'ємними матрицями [208, 258, 328, 329].

Для комбінованого радіально-зворотного видавлювання можуть бути ефективні штампи-автомати з перенесенням матриць з робочою позицією на позицію завантаження-видалення, на основі розроблених в ДДМА пристроїв револьверного або 2-х позиційного типу [160, 342].

Для штампів з рухомими матрицями важливі питання їх розміщення і поетапного включення, а також напрямки при переміщенні, ускладненому пружною деформацією матриці і збільшенням її діаметральних розмірів.



а



б



в

Рис. 1.30 – Схема пантографу (а), деталі (б) і загальний вигляд пресів для бокового видавлювання з двосторонньою подачою металу (в)

Оптимізацією конструкції робочого інструмента займалися, в основному, стосовно до схем вільного об'ємного деформування, прямого і зворотного видавлювання [26, 31–33, 39, 44, 155]. Тим часом і для схем видавлювання з роздачою, і для комбінованих способів деформування особлива роль геометрії перехідних крайок матриць і пуансонів до кінця не досліджена.

Вимагають вивчення і схеми штампів, в яких для полегшення роботи замикаючих вузлів виконується підсадка фланця в заключній стадії процесу штампування.

Технологічна надійність і ефективність процесів ковальсько-штампувального виробництва багато в чому залежать від стійкості деформувального інструменту, умови роботи якого, як правило, ускладнюються пропорційно зростанню складності конструкції і вимог до якості і точності одержуваних виробів [33, 158].

Удосконалення конструкції з метою підвищення стійкості штампа вимагає аналізу всієї конструкції і, особливо, умов навантаження і експлуатації деформуючого і формотворного інструменту. При освоєнні нових процесів деформування конструкторсько-технологічні рішення спрямовані на зниження робочих зусиль і контактних тисків і поліпшення умов роботи інструменту [33, 87, 92, 105–108].

Конструкції спеціалізованих пресів подвійної дії дозволяють значно спростити технологічне оснащення, що використовується, а приклади промислового освоєння вказують на їх досить високу ефективність [30, 193, 264, 343]. Для виробництва поковок зі складною зовнішньою поверхнею зі сплавів кольорових металів ефективні багатоплунжерні преси [343]. Перспективними є преси подвійної дії [30, 249, 343], а також спеціалізовані преси для видавлювання в режимі активного тертя [344]. Дослідження закономірностей зміни силових і кінематичних параметрів процесів видавлювання і накопичення даних з технологічних режимів є необхідними умовами для складання технологічних вимог і розробки принципово нових конструкційних схем пресів [30, 344]. Стосовно до нових технологічних схем

поперечного та комбінованого поздовжньо-поперечного видавлювання необхідна розробка технологічного обладнання, що дозволяє реалізувати різні кінематичні режими видавлювання, здійснювати роздільне переміщення матриць, пуансонів та їхніх частин. Ефективне виконання напівбезперервного деформування з багатоштучних вихідних заготовок на пресах з цанговими затискними вузлами [345]. Відзначено, що спроби реалізувати складні схеми деформування без створення спеціалізованого обладнання можуть бути невдалими [249], і вдосконалення технології штампування деталей складної форми повинно йти по шляху створення ділянок і цехів, на яких основним обладнанням повинне бути преси подвійної і потрійної дії [343].

Оригінальні схеми штампів і установок для точного штампування видавлюванням деталей з фланцями запатентовані в США, Німеччині, Росії [177, 346, 347]. Інтелектуальні машини у вигляді керувальних обробних центрів можуть знайти застосування як в масовому, так і в серійному і дрібносерійному виробництвах [264].

Інформаційному забезпеченню технологій об'ємного деформування сприяють роботи, присвячені формулюванню основних принципів конструювання і розробки методів проектування та оптимізації технологічних режимів і конструкцій робочого інструмента [31–36, 44, 155–158, 222].

З огляду на різноманіття можливих варіантів формоутворення вибір прийняттого варіанту видавлювання вимагає зіставлення максимально можливого числа альтернатив і оцінку технологічних режимів деформування. Наприклад, Х. Кудо зі співавторами систематизували варіанти багатоперехідного процесу отримання деталей типу втулок з фланцем, заснованих на застосуванні базових простих способів поздовжнього зворотного і прямого видавлювання [156]. Таке обмеження було обґрунтоване необхідністю виключення застосування оснащення та обладнання з роз'ємними матрицями. В той же час, використання способів поперечного та комбінованого поперечно-поздовжнього видавлювання має сприяти суттєвому зниженню числа переходів і розширенню можливостей процесів ТОШ [87, 208].

Для успішного освоєння розглянутих вище технологічних процесів необхідно вирішити низки проблемних завдань дослідного і проектно-конструкторського характеру, основними з яких є наступні:

- підвищення рівня і наукового обґрунтування технологічної підготовки виробництва за рахунок застосування в технологічних розрахунках і проектних рішеннях імітаційного моделювання, елементів прогнозування формоутворення і деформівності заготовок;

- розробка технологічних способів і раціональних режимів деформування в роз'ємних матрицях, що дозволяють скоротити трудомісткість штампування за рахунок інтенсифікації формозміни, комбінування операцій на одній позиції і номенклатури виробів за рахунок отримання деталей більш складної форми;

- розробка і освоєння нових способів деформування, що сприяють інтенсивному опрацюванню та забезпеченню деформовності і якості заготовок; отриманню деталей із заданими властивостями і технологічною спадковістю;

- вдосконалення технологій і деформувального інструменту з метою забезпечення управління течією і НДС, точністю виробів, а також формуванням структури за рахунок додаткових кінематичних і силових впливів;

- розробка конструктивних схем оснащення з роз'ємними і рухливими матрицями та спеціалізованого обладнання, що дозволяють реалізувати нові способи деформування і отримувати складнопрофільні деталі з необхідною точністю, розробка раціональних режимів експлуатації складно навантаженого інструменту для забезпечення надійної роботи штампів.

Висновки

1. Обробка тиском – один з найбільш ефективних методів виробництва якісних заготовок і деталей в сучасному машинобудуванні. До нових перспективних способів ОМТ відноситься комбіноване деформування на основі поєднання і застосування фізичних ефектів і кінематичних та силових впливів, додаткових впливів, суміщення і доповнення навантажень, інтенсифікації пластичних деформацій, управління течією та ін. Області

ефективного застосування різновиди та можливості технологічних схем комбінованих методів деформування остаточно не встановлені.

2. Однією з актуальних проблем, над якими працюють фахівці в області об'ємного формоутворення є розширення технологічних можливостей процесів пластичного деформування. Для вирішення даної проблеми ведеться пошук і розробка нових високоефективних схем деформування, що дозволяють домогтися ускладнення форми, збільшення абсолютних розмірів (маси) деталей, поліпшення їх експлуатаційних характеристик, підвищення надійності і продуктивності процесу і якості оброблених виробів.

Технології об'ємного штампування розвиваються зі стійким зростанням використання способів ТОШ як за традиційними схемами, так і за новими схемами холодного видавлювання, але при цьому застосовувані схеми деформування складають лише невелику частину з числа можливих схем впливу на матеріал з отриманням деталей відносно простих симетричних форм.

3. Для виготовлення деталей ускладненої форми з високим ступенем завершеності і з меншими робочими навантаженнями, як показують деякі приклади реалізації, перспективним є використання процесів, заснованих на нових способах видавлювання в роз'ємних та рухливих матрицях. До нових перспективних способів деформування відноситься комбіноване видавлювання на основі методів поперечного (радіального і бічного) і поздовжнього видавлювання. Області ефективного застосування, різновиди та можливості технологічних схем комбінованого видавлювання також не визначені. Це робить необхідним проведення комплексу досліджень з пошуку нових схем деформування, вивчення закономірностей формоутворення, оцінки технологічних можливостей, моделювання технологічних режимів, розробки методик розрахунку і проектування технологічних процесів з урахуванням особливостей зовнішнього силового і кінематичного впливу.

4. Для дослідження процесів видавлювання використовується широка гама методів аналітичного, експериментально-аналітичного, чисельного і фізичного моделювання. На основі енергетичного методу розроблені моделі,

що дозволяють оцінити особливості поетапної формозміни, дефектоутворення і енергосилового режиму, що включає як активне деформуюче навантаження, так і реактивні сили, які сприймаються інструментом.

Підвищенню оперативності і спрощення досліджень сприяє підхід, пов'язаний з застосуванням для аналізу комплексу заздалегідь розроблених кінематично можливих полів швидкостей у вигляді кінематичних модулів. Необхідно розширити можливості методу кінематичних модулів за рахунок пошуку і підбору модулів, які б описували реальну картину течії металу при різних конфігураціях і схемах деформування.

5. Кількість досліджень, присвячених оцінці ступеня витрати ресурсу пластичності, значна. Актуальними є проблемні теми розвитку методів оцінки технологічної деформовності металу при холодній обробці тиском з метою урахування об'ємного, зсувного або знакозмінного характеру навантаження і деформування. Необхідно встановити перевагу застосування конкретних критеріїв деформовності для технологічних процесів простого деформування, складного монотонного деформування, а також немонотонного деформування.

6. Комп'ютерне моделювання вивело дослідження на новий високий рівень імітації і спостереження процесів формозміни заготовки. Імітаційні КЕ-моделі стали невід'ємними процедурами проектних робіт при створенні нових процесів і зіставленні їх можливостей. Використання МСЕ для розрахунку НДС і імітації формоутворення особливо актуально для нових схем деформування з підвищеними ступенями свободи течії металу.

7. Багато досліджень присвячено науковому обґрунтуванню технологічних рішень в області видавлювання за допомогою отримання об'єктивної інформації про силовий режим, напружено-деформований стан і реальні умови пластичного деформування. Їх правильне завдання – запорука успіху в моделюванні. Тому пошук і уточнення вихідних даних за умовами деформування має важливе значення. Методи експериментальної механіки об'єктивно розвиваються не в протигагу аналітичним і чисельним (комп'ютерним) методам аналізу, а на додаток до них, сприяючи підвищенню їх

точності і розвитку. У зв'язку з цим, особливо актуально вивчення фактору контактного пластичного тертя.

8. Перехід до сучасної методології проектування технологічних процесів, що базуються на системному підході, застосуванні САПР і оптимальному управлінні технологією, став реальним. Подальший розвиток робіт по автоматизації проектування процесів видавлювання пов'язаний з систематизацією та класифікацією технологічних способів, конструктивних схем штампів, накопиченням даних і створенням інформаційних банків по розрахунковим і методичним рекомендаціям і обмеженням, властивим схемам деформування.

9. Технологічне оснащення та інструменти для ТОШ мають свої відмінні риси. До числа актуальних завдань в області створення технологічного оснащення відносяться: розробка надійних в експлуатації конструкцій штампів з роз'ємними матрицями і оптимізація геометричних параметрів інструменту. Ефективне і широке освоєння нових процесів видавлювання вимагає підвищення технічного рівня, поліпшення кінематичних і силових характеристик, надійності, продуктивності і гнучкості технологічного оснащення та обладнання. Поліпшення умов експлуатації складно-навантаженого інструменту є резервом у підвищенні надійності процесу і зниженні технологічних відмов.

З огляду на загальні тенденції розвитку наукових основ, досягнутий рівень освоєння процесів об'ємного деформування і проблеми їх вдосконалення сформульовані *мета* і *задачі* досліджень, викладені у вступі дисертації.

РОЗДІЛ 2

ВИБІР НАПРЯМКІВ І МЕТОДИК ПРОВЕДЕННЯ ДОСЛІДЖЕНЬ

2.1. Класифікація процесів комбінованої обробки металів і видавлювання

Для визначення перспективних напрямків і процесів досліджень необхідно узагальнення технологічних схем комбінованого деформування. Виявлення найбільшого числа нових способів об'ємного деформування можна забезпечити лише шляхом використання спеціалізованих методів спрямованого синтезу, наведених в літературі з системного проектування [45, 159].

Основою систематизації технологічних процесів можуть служити різні класифікатори, що дозволяють забезпечити досить широке охоплення можливих альтернатив в залежності від прийнятого набору конструктивно-технологічних ознак [31–36, 40, 44, 202, 350].

На класифікуванні за найбільш загальними ознаками заснований один з поширених методів технічного пошуку – морфологічний аналіз, що дозволяє швидко увійти в суть досліджуваної проблеми і розширити область пошуку [202, 351]. Структурно-морфологічна класифікація процесів ТОШ за конструктивно-технологічними ознаками (функціональним дільниками) (табл. 2.1) розроблена на основі відомих літературних відомостей і класифікаційних таблиць стосовно пошуку комбінованих методів обробки [26, 40, 31, 33, 134, 163, 202, 249]. Всі класифікаційні ознаки згруповані таким чином: параметри найбільш загального рангу (1–5), що відповідають рівню «виробництво – технологія», параметри операції, заготовок і додаткових впливів, які передбачають комбінування дій (6 – 13). Для кожної ознаки в 6-ти шпальтах наведені варіанти вирішення, підібрані на підставі літературних джерел і власних досліджень.

Таблиця 2.1 – Структурно-морфологічна класифікація процесів точного об'ємного штампування

№	Ознаки	Варіанти					
		1	2	3	4	5	6
1	Процес	Формовка	Осадження (висадження)	Видавлювання	Редукування	Протяжка	Розділення
2	Видавлювання	Пряме	Зворотне	Радіальне	Бокове	Кутове	Суміщене
3	Стан матеріалу	Холодний	Напівхолодний	Напівгарячий	Надпластичний	Гарячий	В період кристалізації
4	Заготовка	Штучна	Багатоштучна	Напівфабрикат	Мірна	Порошок	Рідкий метал
5	Навантаження	Статичне	Динамічне	Знакозмінне	Локальне	Гідростатичне	Змішане
6	Додатковий силовий вплив	Скручування	Протитиск	Натяг	Проштовхування	Активне тертя	Реактивне тертя
7	Витікання (Кінематичний вплив)	Вільне у регульовальну порожнину	З регульовальною подачею	З віддушиною З розширенням З роздачею	З обтисненням	В закриту порожнину З компенсатором	З додатковою обробкою З вигином
8	Переважна схема НДС	Стиснення	Розтягнення	Зсув	Стиснення з крученням	Розтягнення з крученням	Знакозмінна
9	Рух інструменту	Поступальний	Обертання	Змішаний	Переривчастий	Реверсивний	Обкочувальний
10	Рухомий (додатково) інструмент	Без доповнення	Матриця	Контрпуансон	Пуансон	Півматриця	3 та більше
11	Заготовка	Стрижень	Диск	Втулка	Стакан	Шар	Фасонна
12	Додаткові фізичні ефекти і поля	Електричне	Магнітне	Термофрикційне	Вібраційне	УЗК	Імпульсне
13	Регулювання порожнини	Без регулювання	Збільшення	Зменшення	Реверсивне	Поетапне	Зачинено з етапу

Вибір з морфологічної таблиці найбільш прийнятних або ефективних комбінацій технічних рішень являє собою складну задачу через велику їх кількість. Для способів класифікаційними ознаками служать ознаки, що характеризують сукупність і послідовність дій над матеріальним об'єктом. Перш за все, до таких ознак належать робоче середовище (заготовка, пластична зона). Потім, послідовно розглядаються дії: зовнішні силові, кінематичні дії, їх характер, послідовність і режим виконання.

Для генерування технологічних схем комбінованого деформування бажано проведення більш детального аналізу ознак (5–12), що стосуються кінематичних і силових впливів на заготовку, яка деформується. Дослідження внутрішньої структури процесу формозміни, співвідношення впливів і рухів інструменту і напрямків витікання металу може привести до виявлення ряду можливих рішень з кращими технічними ефектами [202]. При цьому для пошуку нових рішень в області способів деформування доцільним є складання таблиць взаємодій за ознаками, що характеризують технічні розробки як об'єкт винаходу [202]. Це відповідає суті комбінаторного методу, що є розвитком методу морфологічного аналізу та використовується для генерування технологічних ідей [352].

Розглянемо можливості поєднання ознак «процес штампування» з деякими додатковими прийомами і видами навантаження, а також зі схемами НДС, які розвиваються. (рис. 2.1). Такі комбінації можуть бути корисними для генерування нових способів деформування на основі комбінування прийомів штампування з супутніми процесами і різного роду ефектами, пов'язаними з додатковими силовими і кінематичними впливами.

Як видно з рис. 2.1, практично всі поєднання можливі, за рідкісним винятком, викликаним особливостями стану матеріалу. Особливо перспективними представляються такі поєднання, як доповнення способів видавлювання з процесами осадження (висадки), обтиснення і роздачі, що забезпечують керування схемою НДС і розширюють можливості формоутворення.

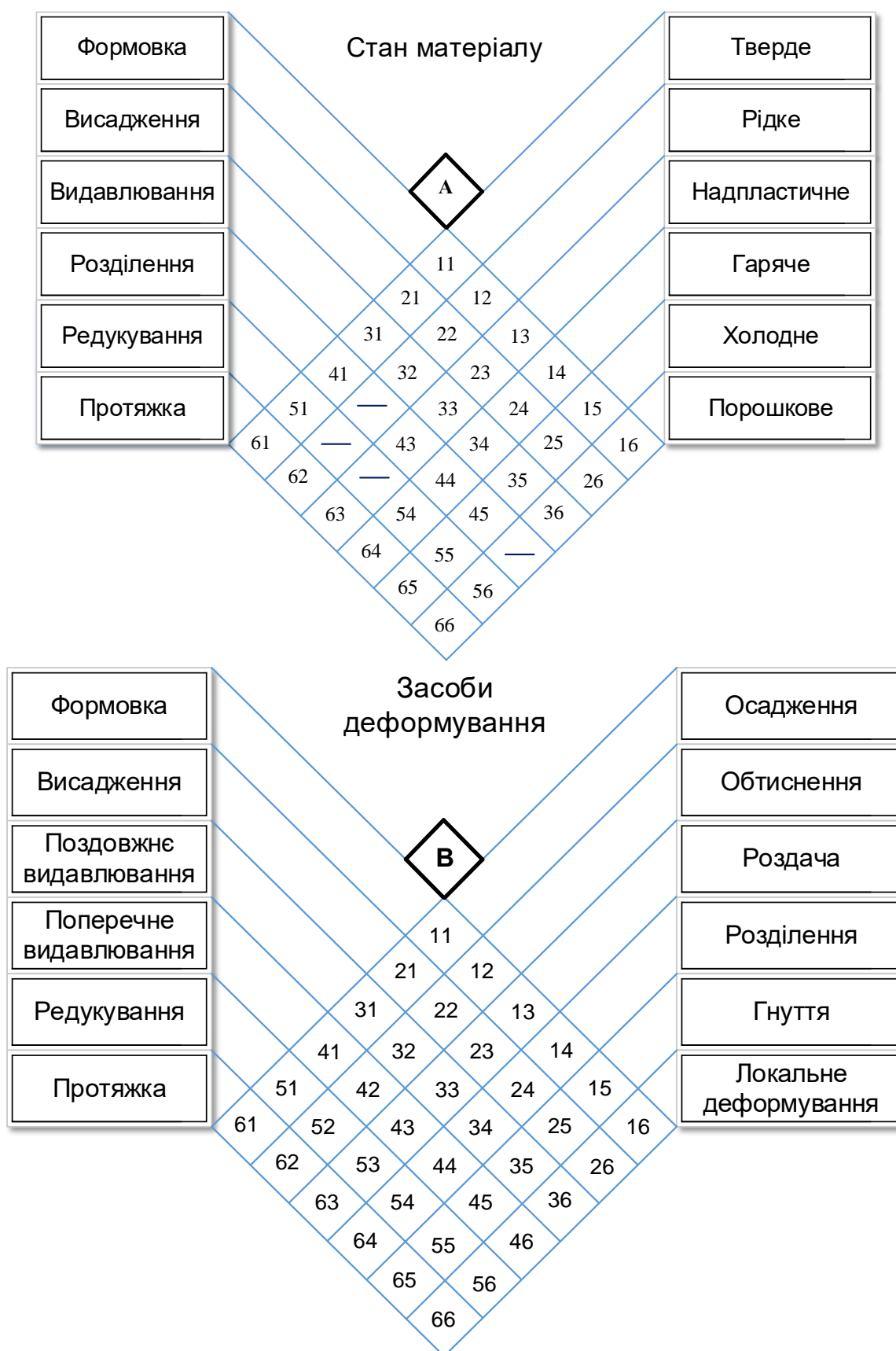


Рис. 2.1 – Аналіз можливих комбінацій технологічних схем і факторів
(аркуш 1)

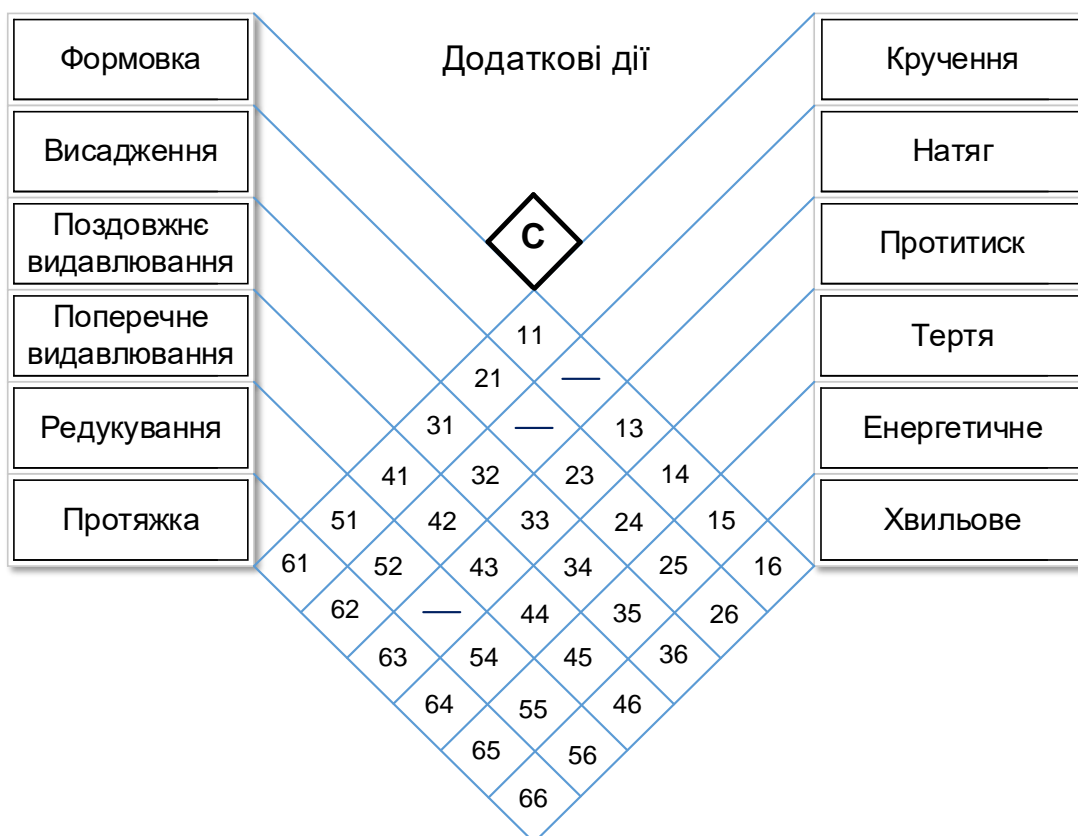


Рис. 2.1 – Аналіз можливих комбінацій технологічних схем і факторів
(аркуш 2)

Безпосередньо технологічні способи (схеми) видавлювання, як це показано на рис. 1.8, можна класифікувати на основі двох ознак [32–34]: 1 – напрямок витікання металу; 2 – співвідношення напрямків витікання металу; 3 – співвідношення напрямків витікання і руху інструменту.

Аналіз множині функціональних (кінематичних і силових) структур технологічних схем обробки тиском дозволяє зробити висновок про те, що розгляд, генерування і опис конкретних способів комбінованого видавлювання можливі з єдиних позицій характеристики кінематичної структури процесу [208, 202, 353, 354].

Генерування та класифікацію способів комбінованого видавлювання виконано на основі аналізу кінематичних структур, виходячи з розширеної узагальненої схеми видавлювання (рис. 2.2, а), що містить по дві пари зовнішніх 1, 2 і внутрішніх 3 і 4 матриць (верхні, нижні) і дві пари пуансонів (верхні 5 і нижні 6), а також обойму 7 і оправку 8, що беруть участь у формоутворенні деталей окремих груп. Пуансони (матриці) можуть бути об'єднані як один з одним, так і з інструментами іншого виду (оправкою, обоймою або матрицею). Окремий випадок деформування вихідної суцільної заготовки вимагає видалення оправки і внутрішніх матриць (див. рис. 2.2, б) [353]. Для генерування кінематичних варіантів простого способу радіального видавлювання деталі з фланцем можливе подальше спрощення схеми (рис. 2.3). Якщо умовно відкинути периферійні осередки деформації розвороту, то можна показати основні способи поздовжньо-поперечного видавлювання суцільних заготовок, частина з яких наведена на рис. 2.4–2.6 [353]. Тристороннє поєднане радіально-зворотно-пряме видавлювання передбачає застосування роз'ємної матриці (див. рис. 2.4, схеми групи А) і одночасне витікання металу в прямому, радіальному і зворотному напрямках. Способи групи В комбінованого радіально-зворотного видавлювання (РЗВ) займають в ряду розглянутих процесів переважне місце через відносну простоту реалізації способів і низьких робочих навантажень.

Тому вони можуть бути рекомендовані для матеріалів з підвищеним опором деформації. При цьому видавлюванням отримують деталі типу стакану або стрижня з фланцем (див. рис. 2.4), а вихідними заготовками можуть служити суцільні і порожнисті напівфабрикати.

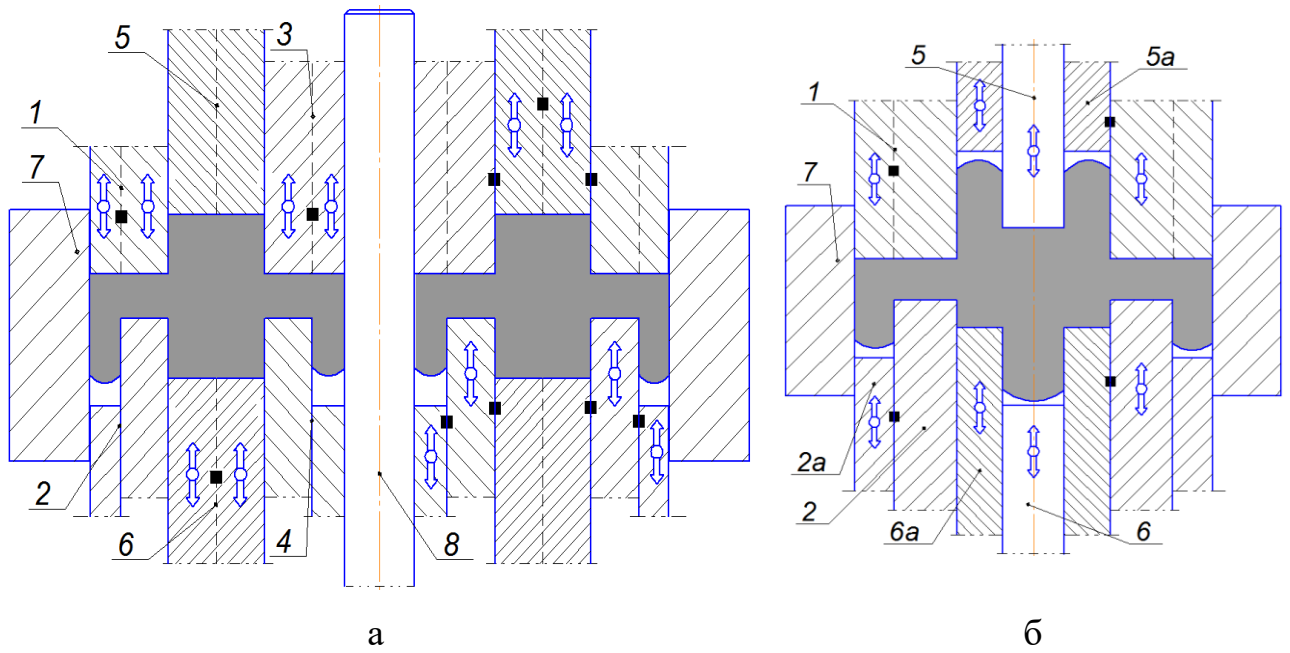


Рис. 2.2 – Узагальнені схеми комбінованого поперечно-поздовжнього видавлювання з порожнистих (а) і суцільних (б) заготовок

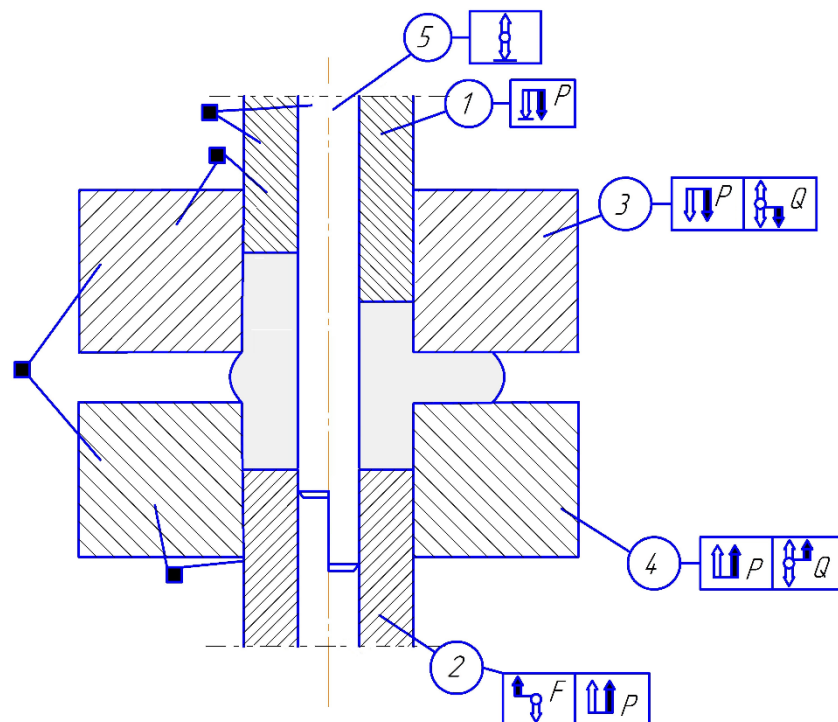


Рис. 2.3 – Кінематична структура радіального видавлювання

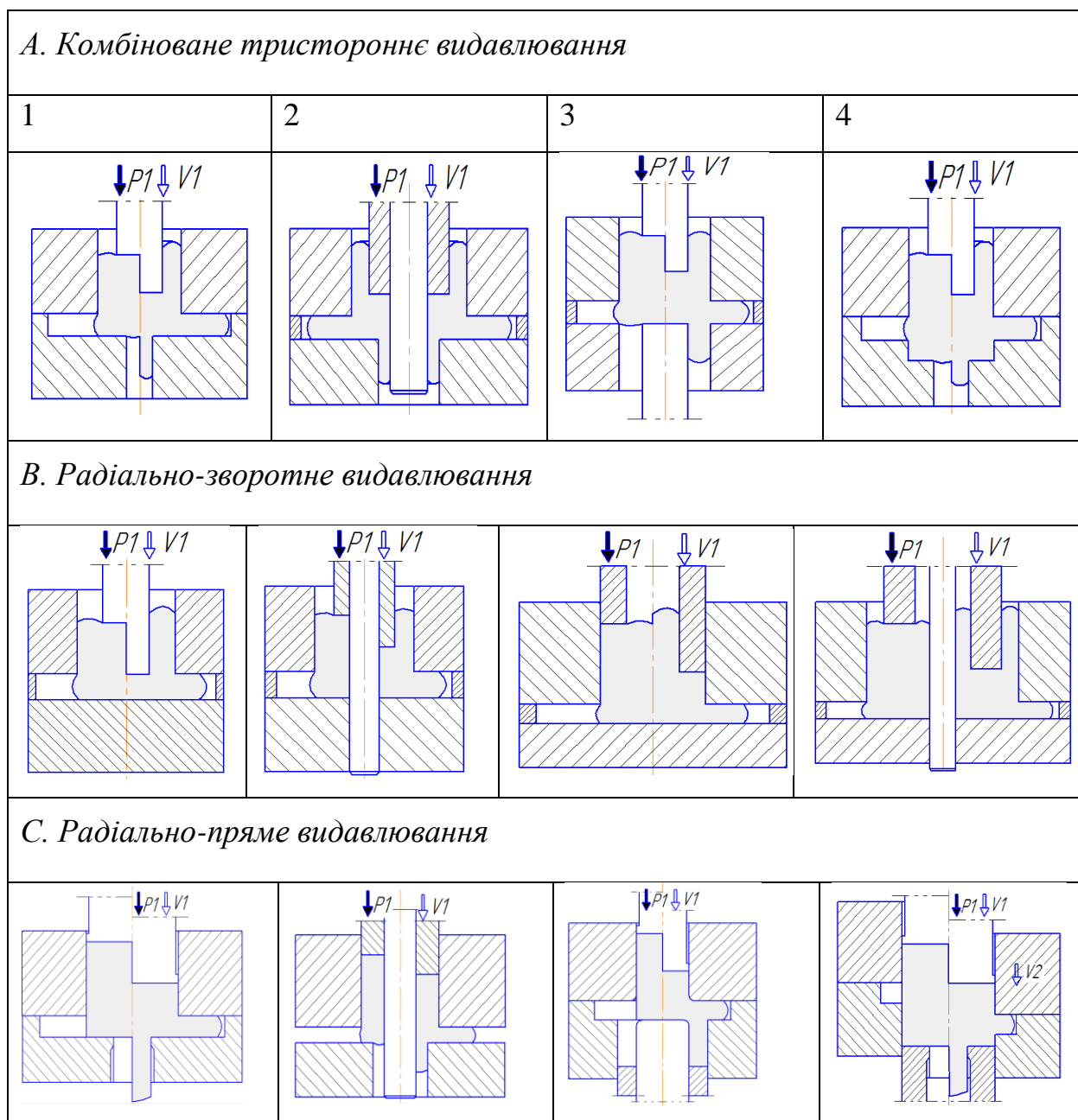


Рис. 2.4 – Способи комбінованого суміщеного поперечно-поздовжнього видавлювання

Найбільш важкими в реалізації схемами можуть бути способи (див. рис. 2.4, схеми групи С) (радіально-прямого (суміщеного за часом і за осередком деформації) видавлювання (РПВ), при якому на границях розділу течії в прямому і радіальному напрямках виникають значні зсувні деформації, що зумовлюють поділ частин заготовки. Для цих процесів може бути цікавим керування течією (регулювання подачі) способом видавлювання з розділеним і рухомим осередком деформації (ОД) [241].

Послідовне радіально-пряме видавлювання (рис. 2.5) досить ефективно для формоутворення подовжених трубчастих деталей зі змінною товщиною стінки і великим перепадом східчастих частин. Способи послідовного РПВ включають дві групи, які принципово відрізняються за переважним напрямком видавлювання (витікання) і характером деформації: з роздачею металу [8–12] (див. рис. 2.5, верхній ряд) і обтисненням (нижній ряд) [353]. У першому випадку метал заготовки, видавлений (в напрямку від центру) в радіальну порожнину постійної (а при необхідності і змінної) висоти при досягненні обойми, зазнає розворот і далі видавлюється в прямому напрямку. У другому випадку метал тече в радіальному напрямку до центру і розгортається в прямому напрямку за допомогою центральної оправки. До них приєднуються способи видавлювання з роздачею (див. рис. 2.5, схема 2), безматричне видавлювання [181, 184, 353] і видавлювання в штампах з рухомою оправкою (див. рис. 2.5, схема 3) або з рухомими матрицями, що дозволяють знизити енергетичні витрати і отримати заготовки з профільованими поверхнями. Більш складною кінематикою руху інструменту відрізняються способи поетапного комбінованого поперечно-подовжнього видавлювання і видавлювання з зустрічним рухом інструменту (рис. 2.6).

Частину цих схем була розглянута при огляді літератури (див. рис. 1.17). Ці способи створюють можливість виготовлення деталей більш складних просторових форм і з меншими питомими і повними навантаженнями на інструмент. Ці комбінації зустрічних і поетапних рухів формотворних інструментів вимагають створення спеціальних штамів, в яких недостатньо наявності одного активного деформувального рухомого інструменту-пуансона. Крім нього рухливість повинна бути і у додаткових частин як деформувального (активного), так і формотворного інструменту [208, 353].

D. Послідовне комбіноване видавлювання

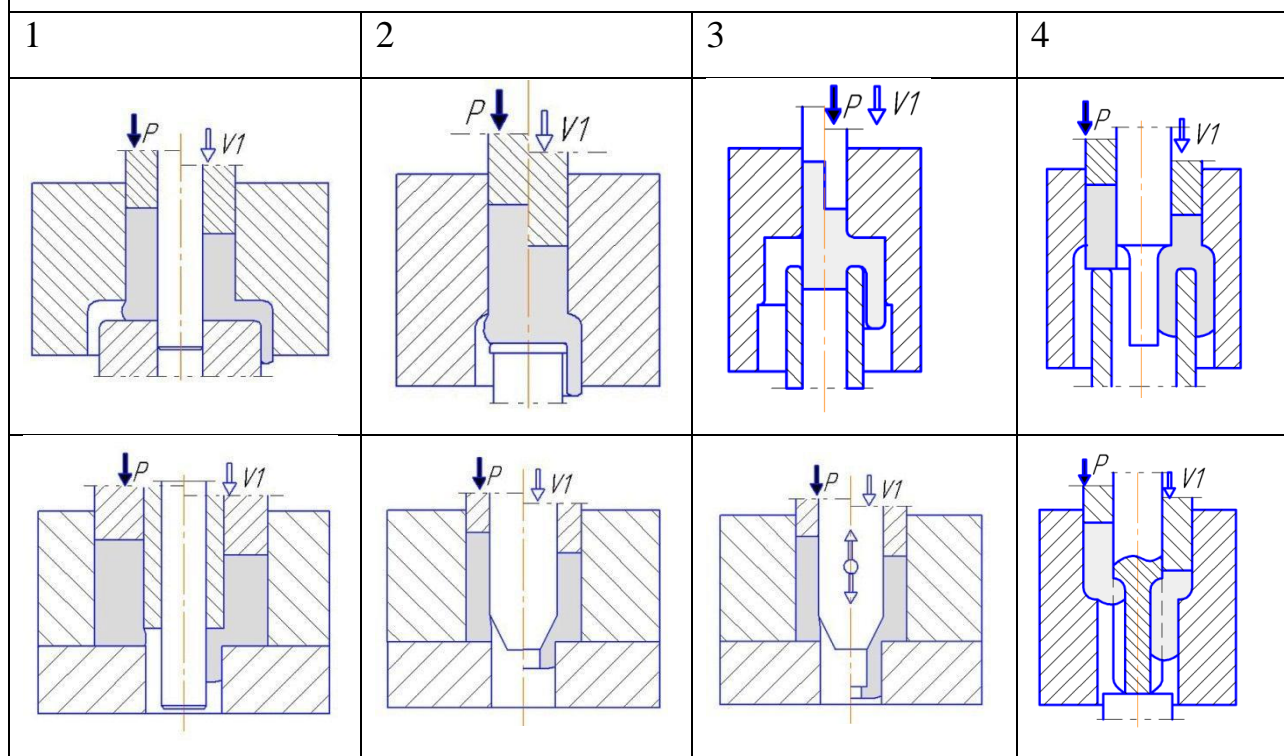
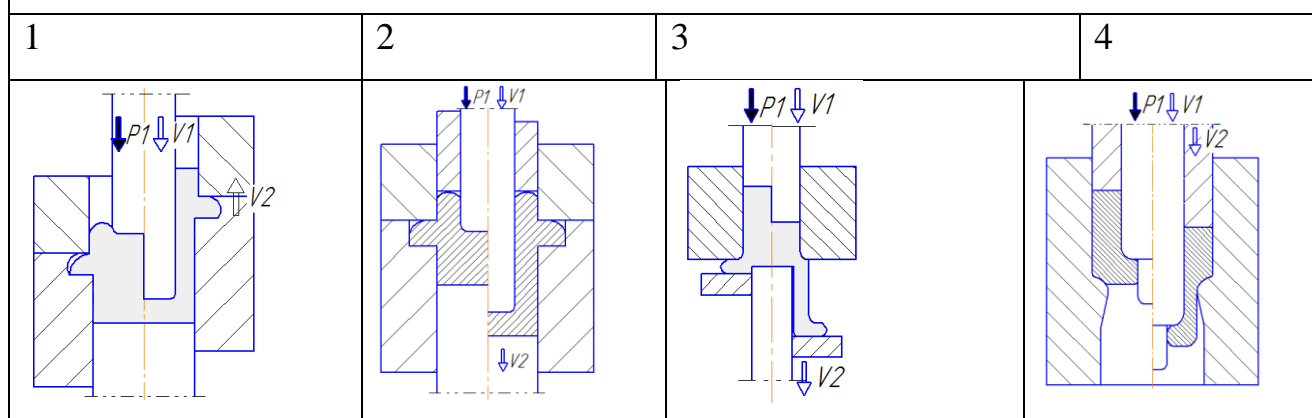


Рис. 2.5 – Способи комбінованого послідовного РПВ

E. Поетапне комбіноване видавлювання



G. Видавлювання із зустрічним рухом інструментів

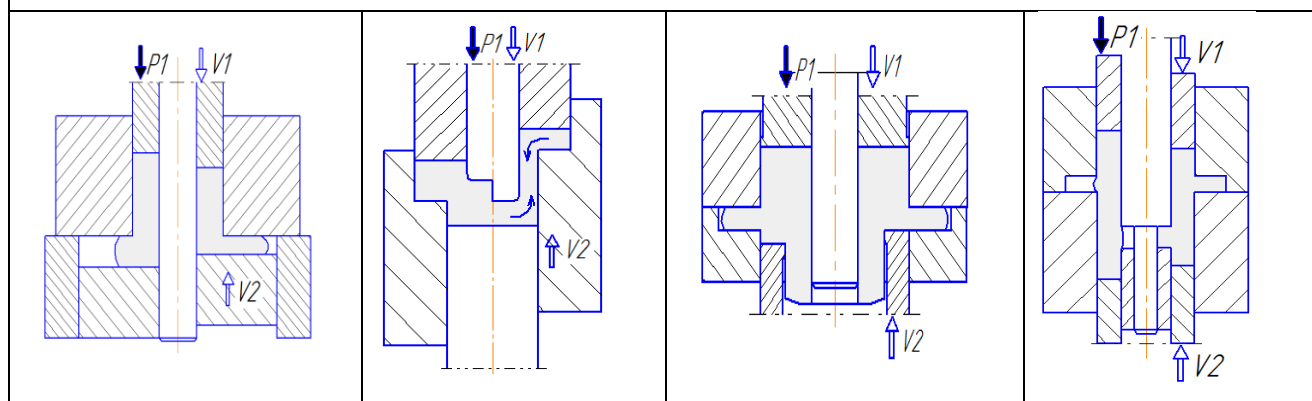


Рис. 2.6 – Схеми видавлювання зі складною кінематикою переміщення інструментів

Способи комбінованого деформування включають поряд із формозмінними операціями і розділові операції по відрізанню вихідної заготовки, по відділенню готової деталі від безперервної вихідної заготовки або перемички (відходу) від готової деталі (рис. 2.7). Способи комбінування формоутворюючих і розділових операцій дозволяють відділяти відформовані вихідні заготовки від прутка і готові порожнисті деталі типу втулок і кілець від вихідної суцільної заготовки [355–357].

Схему генерування кінематичних варіантів розглянемо на найпростішому прикладі видавлювання суцільної стрижневої деталі з зовнішнім фланцем (див. рис. 2.3). Набір інструменту в цьому випадку складається з двох пуансонів – верхнього 1 (Р) і нижнього контрпуансону 3 (К); з двох півматриць – верхньої 3 (М) і нижньої 4 (N). У дужках наведені і їх буквені позначення. При необхідності деформування порожнистої заготовки невідільним радіальним видавлюванням набір доповнюється центральною оправкою R і обоймою (обмежувачем) G. Основним деформувальним інструментом є пуансон 1, головний рух якого вниз супроводжується силовим впливом на заготовку. Інструменти (півматриці з відповідними пуансонами) можуть бути поєднані один з одним (відзначено знаком **п**). Вони мають можливість відповідно до заданого регламенту деформування бути в нерухомому стані в процесі деформування заготовки, а також бути здатними до переміщення уздовж осі симетрії в потрібному напрямку (односпрямовано з пуансоном 1 або в протилежному напрямку). Швидкість такого переміщення може бути по відношенню до швидкості руху головного інструмента (пуансона 1) синхронною, випереджаючою або меншою. Переміщення може бути за часом одночасне, попереднє, наступне або змінне. Вектор односпрямованого синхронного переміщення позначимо \rightleftarrows , а в зворотному напрямку \leftleftarrows .

Якщо швидкість руху даного інструмента більша за швидкість пуансона 1, то використовується знак вектора $\circ\rightleftarrows$, а якщо менша, то $\square\rightleftarrows$. Етап або стадія деформування виділяється квадратними дужками, а круглими дужками

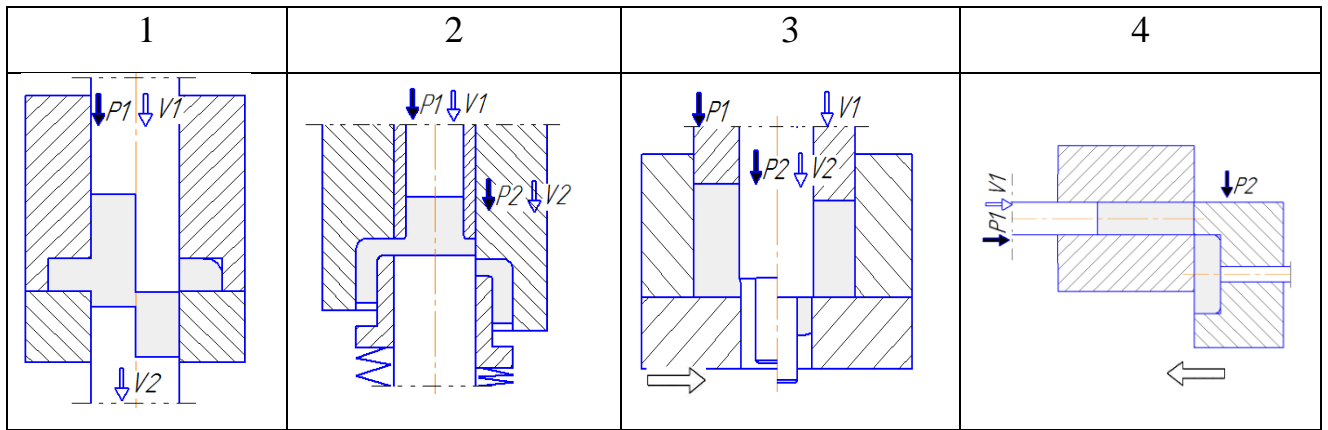


Рис.2.7 – Способи комбінованого видавлювання-поділу

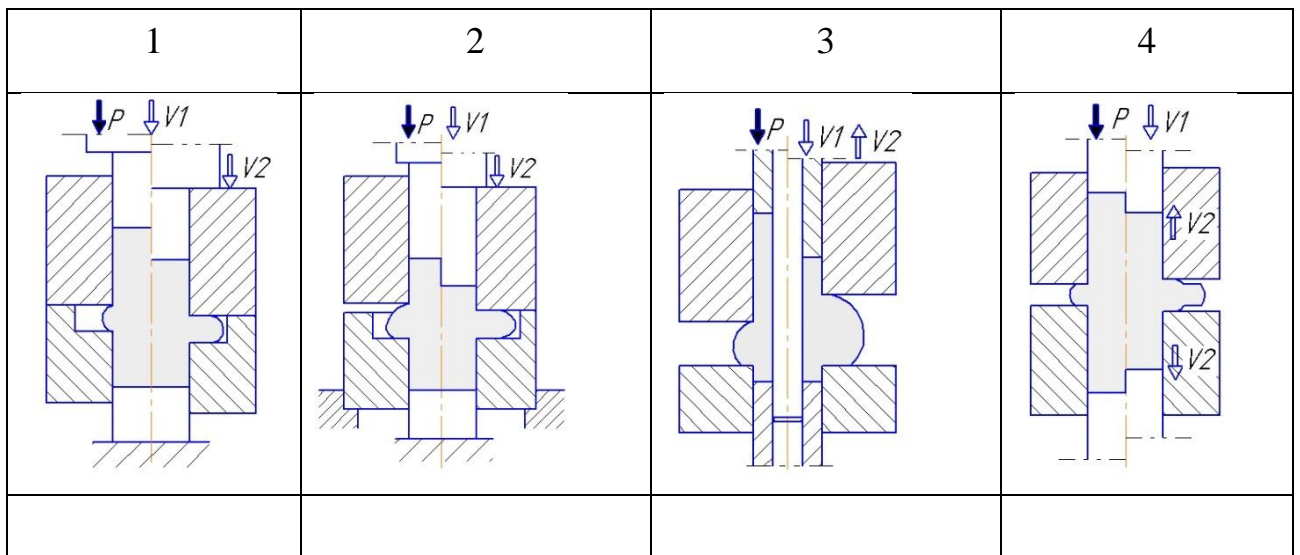


Рис. 2.8 – Способи регулювання кінематики радіального видавлювання

відокремлюються ті інструменти, які в даному випадку виконані об'єднаними або жорстко з'єднаними. У разі наявності прийому деформування, що виконується при зворотному ході преса, тобто на стадії виштовхування, набір інструментів штампа укладають в фігурні дужки.

Простий випадок видавлювання пуансоном 1 фланця в порожнину, утворену двома нерухомими півматрицями при нерухомому контрпуансоні (рис. 2.8, схема 1) опишемо так:

$$[\overrightarrow{P} - M - N - K] \quad (2.1)$$

При видавлюванні з подальшою висадкою (див. рис. 1.19, схема В4) кінематична структура може бути записана формулою:

$$[\overrightarrow{P} - (\overrightarrow{M} - \overrightarrow{N}) - K] - [\overleftarrow{P} - \overrightarrow{M} - (N - K)] \quad (2.2)$$

Аналогічно напишемо формулу для випадку радіального видавлювання фланця в штампі з рухливою верхньою півматрицею (див. рис. 2.8, схема 3)

$$[\overrightarrow{P} - \overleftarrow{M} - (N - K)] \quad (2.3)$$

Число можливих варіантів видавлювання можна в першому наближенні встановити методом комбінаторики [358]. При наявності 3 інструментів, які в процесі деформування можуть перебувати в нерухомому стані або здійснювати рух у двох напрямках, маємо $C = 3^3 = 27$ кінематичних варіантів.

Аналогічно можна було виконати аналіз варіантів видавлювання внутрішніх фланців. Але через те, що при доцентровому радіальному видавлюванні вище стійкість заготовки, а спотворення форми фланців незначні, багато варіантів, доцільних для видавлювання зовнішніх фланців (див. рис. 1.20), втрачають свій сенс.

Слід зазначити ту особливість, що поєднання, які передбачають спільне односпрямоване переміщення півматриці і пуансона вниз, означають висадку заготовки або напівфабрикату (з певної стадії процесу), а при генеруванні кінематичних варіантів, строго кажучи, реалізуються процеси комбінованого деформування, що включають різноманітні способи деформування, наприклад, висадку, яка може як випереджати стадію видавлювання, так і слідувати за нею. У деяких випадках висадка могла і супроводжувати видавлювання, тобто виконуватися одночасно з радіальним видавлюванням. Різні поєднання рухів

пуансонів і навантажень заготовки дозволили створити ряд технологічних способів, які регулюють положення зони максимального зміцнення металу по висоті ОД, ступінь заповнення приймальної порожнини матриці і форму фланця (див. рис. 2.8) [359, 360]. Прийоми використані і при створенні способів комбінованого видавлювання як з попередньою висадкою заготовки [353, 361], так і з подальшою – після видавлювання [362]. Узагальнений евристичний метод (УЕМ) [352], що передбачає наявність інформаційної бази у вигляді систематизованих і класифікованих фондів відомих і нових технічних рішень, а також фондів фізико-технічних ефектів в ОМТ [202], також послужив методом пошуку ряду оригінальних способів деформування [363–367], докладно описаних в розділах 5–8.

Ідеї про забезпечення переважаючих зсувів корисні і таким близьким процесам об'ємного деформування, як кування і штампування. Деформування за такими схемами дозволяє ефективно перетворити литу структуру заготовки в деформовану і отримати якісні деталі складної форми за мінімальну кількість переходів [368, 369].

2.2. Методика проведення теоретичних досліджень

Для процесів точного об'ємного штампування потрібна розробка математичних моделей, які дозволили б оцінити не тільки поетапний розвиток енергосилового режиму, що включає активне деформуюче навантаження, але і прогнозувати характер і особливості заповнення порожнини, наростання розмірів і формування контуру деталі, що штампується. Одним з ефективних методів вирішення подібних завдань є енергетичний метод верхньої оцінки (ЕМВО) [2,14,29, 268].

Згідно енергетичного методу в заготовці, що деформується, виділяють ряд пластичних зон – кінематичних модулів (елементів). Для кожного елемента знаходять кінематично можливе поле швидкостей (КМПШ) і на його основі повну потужність деформування, мінімізація якої дозволяє оптимізувати

параметри процесу деформації і уточнити оцінки силового режиму і картин пластичної течії [2, 3, 14, 370–372].

Допущення, характерні для енергетичного методу:

- а) матеріал неміцніючий, пружними деформаціями нехтують;
- б) матеріал ізотропний;
- в) швидкість руху інструменту постійна $V_o = const$;
- г) напруження тертя на контакті постійні і наперед задані.

Умови та обмеження, характерні для методу:

- а) умова нестисненості (умова сталості об'єму);
- б) кінематичні граничні умови;
- в) умова нерозривності нормальних компонент швидкості течії.

Основне для ЕМВО рівняння енергетичного балансу потужностей зовнішніх і внутрішніх сил на КМПШ пов'язує потужність зовнішніх активних сил $N_a = p \cdot F \cdot V_o$ з потужністю внутрішніх сил:

$$p \cdot F \cdot V_o = \sum N_{di} + \sum N_{Tj} + \sum N_{ck}, \quad (2.4)$$

де N_{di} – потужність сил деформування, витрачених на формозміну,

N_{Tj} – потужність сил тертя,

N_{ck} – потужність сил зрізу.

З рівняння енергетичного балансу потужностей, отримано значення тиску видавлювання p :

$$p = \frac{\sum N_{di} + \sum N_{Tj} + \sum N_{ck}}{F \cdot V_o},$$

яке для простоти розрахунків приводиться до безрозмірної величини, тобто до наведеного тиску \bar{p} :

$$\bar{p} = \frac{p}{2k} = p/\sigma_s; \quad (2.5)$$

де σ_s – напруження текучості матеріалу заготовки, МПа;

k – постійна пластичності, МПа, $k = \sigma_s/\sqrt{3}$.

Потужності, що входять в рівняння балансу (2.4) визначаються за інтегральними залежностями (2.6-2.13) [14, 29, 268], наведеним разом зі складовими в табл. 2.2.

Для спрощення обчислень при визначенні потужності сил деформування виконують лінеаризацію інтенсивності швидкостей деформації $\dot{\varepsilon}_i$. Якщо при обраному розподілі швидкостей в пластичній зоні можливо встановити найбільшу з компонент швидкостей деформацій $\dot{\varepsilon}_{\max}$, то з деякою похибкою можна використовувати лінеаризований вираз [14]:

$$\dot{\varepsilon}_i = 1,08 |\dot{\varepsilon}_{\max}| \quad (2.15)$$

Наведений тиск є критеріальною величиною, що дозволяє розрахувати незалежно від марки матеріалу для певної схеми деформації величину тиску деформування p і силу деформування P :

$$p = \bar{p} \cdot \sigma_s, \text{ МПа}; \quad P = p \cdot F, \text{ Н}$$

де F – площа перетину активного деформуючого інструменту [4].

Значення напруження текучості матеріалу заготовки σ_s для урахування деформаційного зміцнення можна отримати з діаграм зміцнення для використовуваних матеріалів в залежності від середнього ступеня деформації по Р. Хіллу [29] або за лініями струму в полях швидкостей [372]:

$$\dot{\varepsilon}_i = \bar{p}. \quad (2.16)$$

Підвищенню оперативності енергетичного методу, зниженню трудоемності обчислень технологічних режимів за зіставленими схемами або етапами деформування може служити модульний підхід, заснований на підборі і використанні уніфікованих кінематичних модулів (елементарних полів швидкостей) [2, 275, 290, 371], призначених для описання переважаючих схем деформацій в пластичних зонах. Потрібно розширення їх числа за рахунок підбору модулів різної конфігурації, а також оцінка їх властивостей і можливостей.

Таблиц 2.2 – Розрахункові залежності енергетичного методу

№ п/п	Параметр	Залежність	Формула №
1	Швидкості лінійних деформацій	$\dot{\epsilon}_z = \frac{dV_z}{dz}; \dot{\epsilon}_r = \frac{dV_r}{dr}; \dot{\epsilon}_\theta = \frac{V_r}{r}$	(2.6)
2	Швидкості кутових деформацій	$\dot{\gamma}_{rz} = \frac{\partial V_z}{\partial r} + \frac{\partial V_r}{\partial z}$	(2.7)
3	Інтенсивність швидкостей деформації	$\dot{\epsilon}_i = \sqrt{\frac{2}{3} \left(\dot{\epsilon}_z^2 + \dot{\epsilon}_r^2 + \dot{\epsilon}_\theta^2 + \frac{1}{2} \dot{\gamma}_{rz}^2 \right)}$	(2.8)
4	Умова нестиснення	$3\dot{\epsilon} = \dot{\epsilon}_z + \dot{\epsilon}_r + \dot{\epsilon}_\theta = 0$	(2.9)
5	Рівняння нерозривності швидкості	$[\Delta V_z] dr - [\Delta V_r] dz = 0,$	(2.10)
6	Потужність сил деформування	$N_\delta = \iiint_{V_\delta} \sigma_s \dot{\epsilon}_i dV_\delta$	(2.11)
7	Потужність сил зрізу	$N_c = \iint_{F_c} \tau_s [V_c] dF_c$	(2.12)
8	Потужність сил тертя	$N_T = \iint_{F_k} \tau_k [V_k] dF_k$	(2.13)
9	Контактне напруження, МПа;	$\tau_k = \frac{2\sigma_s}{\sqrt{3}} \mu_s$	(2.14)

Примітки: τ_s – напруження текучості на зсув, МПа; $\tau_s = k = \sigma_s / \sqrt{3}$;

$[V_c]$ – відносна швидкість зрізу на границі двох сусідніх зон;

μ_s – коефіцієнт тертя за Зібелем ($0 \leq \mu_s \leq 0,5$).

При вирішенні задач щодо спрощеного варіанту *верхньої оцінки* об'ємна або осесиметрична задача зводиться до плоского деформованому стану (ПДС). Осередок деформації розбивається на ряд жорстких зон. Деформація зводиться до переміщення цих зон (елементів) відносно один одного. Дотримання кінематичних граничних умов перевіряється побудовою годографа швидкостей.

Метод скінченних елементів (МСЕ) володіє широкими можливостями і універсальністю. МСЕ знайшов широке застосування для вирішення задач аналізу пружних деформацій штампів, пластичної деформації заготовок, розрахунку напружено-деформованого стану і температурних полів в технологічних завданнях обробки металів тиском [293–295]. МСЕ – це узагальнення варіаційного методу. Його відмінність від варіаційного методу полягає в тому, що координатні функції вибирають у вигляді кусочно-лінійних функцій. Це розширює можливості методу і значно спрощує рішення задачі. Лінійність координатних функцій дозволяє звести рішення системи складних інтегро-диференціальних рівнянь до системи лінійних рівнянь [297, 373–375]. Метод дозволяє вирішувати, як плоскі і вісесиметричні, так і об'ємні завдання пластичної течії. Результати чисельного аналізу можна уявити в зручному для сприйняття вигляді, наприклад, ліній струму частинок металу, ізоліній розподілу температур, деформацій, напружень. Знаючи ці результати, можна прогнозувати утворення дефектів форми і появу зон передчасного руйнування [299, 373].

В даний час для моделювання процесу видавлювання методом скінченних елементів (МСЕ) використовують як різні загальноінженерні пакети, так і програми, розроблені під реальну технологічну задачу. Для моделювання та дослідження процесів об'ємного штампування в комбінації з іншими видами інженерного аналізу (теплого, динамічного і т. д.). Доцільно використовувати загально-інженерні скінчено-елементні пакети (ANSYS, LS-DYNA). Простіші у використанні пакети, такі як Deform, DaynaForm, спеціально адаптовані до процесів об'ємного штампування. Розрахунок процесу формозміни при видавлюванні з великими деформаціями вимагає, в основному, використання спеціалізованих програм, наприклад, AutoForm, Qform- 3D [293, 297–299].

Процеси видавлювання характеризуються, як правило, великою величиною деформацій, наявністю застійних зон і значною неоднорідністю деформації за об'ємом заготовки. Для нових схем поперечного та комбінованого видавлювання характерна складність конфігурації штампованих деталей і наявність декількох ступенів свободи витікання металу. Ці фактори ускладнюють моделювання за допомогою МСЕ в разі, якщо використовується підхід Лагранжа до опису руху матеріалу [374].

Один з методів усунення цього недоліку – адаптивна побудова сітки зі зменшеним характерним розміром елементів в зонах з передбачуваним значним градієнтом деформації (зони зі значною неоднорідністю деформації). Найбільш ефективним в цьому випадку є так зване *r*-адаптивне перебудування сітки з встановленим постійним характерним розміром елемента [374]. Таким чином, використання імітаційного моделювання процесів об'ємного штампування за допомогою методу скінченних елементів (МСЕ) є реальною альтернативою експериментальному дослідженню і теоретичному аналізу і може бути досить ефективною при аналізі процесів холодного видавлювання і вирішенні поставлених завдань. Але, МСЕ-моделі процесів видавлювання, як і всякі рішення, засновані на спрощуючих гіпотезах, вимагають остаточного підкріплення отриманих результатів досвідченими даними. З іншого боку, є актуальна необхідність і в тому, щоб вихідні дані для постановки завдань по МСЕ були уточнені за допомогою фізичного моделювання [299, 300, 373–375].

2.3 Методика дослідження пластичності металів при об'ємному напруженому стані

Більшість експериментально-аналітичних методик обчислення напружено-деформованого стану засновані на співвідношеннях теорії кінцевих деформацій [376–383]. Параметри деформованого стану визначаються із зіставлення кінцевої форми і розмірів чарунки ділильної сітки з її вихідною формою і вихідними розмірами [379, 380].

Для визначення напружено-деформованого стану (НДС) в даній роботі використані методи координатних ділильних сіток [379, 380] і метод

вимірювання твердості [17, 18, 379]. Послідовність розрахунку компонент деформації на послідовних етапах деформування і розрахункова схема приведена в табл. 2.3. Розрахунок параметрів напружено-деформованого стану проводився з використанням ЕОМ.

Для попередньої оцінки деформівності в процесах поєднаного комбінованого видавлювання, що включають радіальну течію, використовували заготовки з ділильної сіткою, накатаною на бічну поверхню. За викривленням сітки на вільній бічній поверхні потовщення розраховували значення компонент і інтенсивності деформації для декількох послідовних стадій видавлювання

$$\begin{aligned} e_r &= -(e_\theta + e_z); \\ e_i &= 1,155\sqrt{e_z^2 + e_\theta^2 + e_{z\theta}} \\ e_\theta &= \ln\left(\frac{2a}{d_0}\right), e_z = \ln\left(\frac{2b}{d_0}\right); \end{aligned} \quad (2.17)$$

де a и b – піввісі еліпса деформованої чарунки сітки;

d_0 – вихідний діаметр кружка ділильної сітки (d_0 мм).

Показник жорсткості напруженого стану в небезпечній зоні на вільній бічній поверхні (де нормальний тиск $\sigma_r = 0$) фланця можна визначити за наближеною залежністю [58, 309].

$$\eta = \frac{-2e_r}{e_u} \quad (2.18)$$

На бічній поверхні фланця компоненти деформацій і напружень, а також величину показника напружено-деформованого стану знаходили по деформаційній теорії за відомими залежностями [4, 8, 379].

За результатами обробки середніх даних вимірювань викривлених сіток у деталей, видавлених з різними геометричними параметрами, були побудовані шляхи деформування. Отримані криві характеризують історію деформування

Таблиця 2.3 – Розрахункові формули для визначення компонент деформацій за методикою І.П. Ренне [21]

№	Етап	Формули
1	Введення вихідних даних	$X_0, Y_0, X_a, Y_a, X_c, Y_c,$ a_0, b_a, δ_0
2	Кути викривлення чарунок	$\psi_1 = \arctg \frac{X_0 - X_a}{Y_0 - Y_a}$ $\beta_1 = \arctg \frac{Y_0 - Y_c}{X_0 - X_c}, \delta_1 = \beta_1 - \psi_1$
3	Довжина сторони паралелепіпеда	$a_1 = \sqrt{(X_0 - X_a)^2 + (Y_0 - Y_a)^2}$ $b_1 = \sqrt{(X_0 - X_c)^2 + (Y_0 - Y_c)^2}$
4	Параметри до розрахунку головних деформацій	$A = a_0 \cdot b_0 \cdot a_1^2 \cdot \cos \delta_0 - a_1 \cdot b_1 \cdot a_0^2 \cdot \cos \delta_1$ $C = a_0 \cdot b_0 \cdot b_1^2 \cdot \cos \delta_0 - a_1 \cdot b_1 \cdot b_0^2 \cdot \cos \delta_1$ $B = a_0^2 \cdot b_1^2 - a_1^2 \cdot b_0^2$ $n_{1,2} = \frac{B \pm \sqrt{B^2 + 4 \cdot A \cdot C}}{2 \cdot A}$
5	Приріст головних деформацій	$\Delta \varepsilon_1 = \frac{1}{2} \ln \frac{b_1^2 + n_1^2 \cdot a_1^2 + 2 \cdot n_1 \cdot a_1 \cdot b_1 \cdot \cos \delta_1}{b_0^2 + n_1^2 \cdot a_0^2 + 2 \cdot n_1 \cdot a_0 \cdot b_0 \cdot \cos \delta_0}$ $\Delta \varepsilon_2 = \frac{1}{2} \ln \frac{b_1^2 + n_2^2 \cdot a_1^2 + 2 \cdot n_2 \cdot a_1 \cdot b_1 \cdot \cos \delta_1}{b_0^2 + n_2^2 \cdot a_0^2 + 2 \cdot n_2 \cdot a_0 \cdot b_0 \cdot \cos \delta_0}$ $\Delta \varepsilon_3 = -(\Delta \varepsilon_1 + \Delta \varepsilon_2)$
6	Кути нахилу головних осей	$\delta_1 = \frac{b_1 \cdot \sin \psi_1 + n_1 \cdot a_1 \cdot \cos\left(\frac{\pi}{2} - \beta_1\right)}{b_1 \cdot \cos \psi_1 + n_1 \cdot a_1 \cdot \sin\left(\frac{\pi}{2} - \beta_1\right)}$

№	Етап	Формули
7	Зсувні деформації	$\Delta\tau_{rz}(\Delta\varepsilon_1 - \Delta\varepsilon_2) \cdot \sin(\varphi_1)$
8	Приріст інтенсивності деформації	$\Delta\varepsilon_i = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\Delta\varepsilon_1 - \Delta\varepsilon_2)^2 + (\Delta\varepsilon_2 - \Delta\varepsilon_3)^2 + (\Delta\varepsilon_3 - \Delta\varepsilon_1)^2}$
9	Приріст компонент деформацій	$\Delta\varepsilon_z = \frac{1}{2} \cdot [\Delta\varepsilon_1 + \Delta\varepsilon_2 + (\Delta\varepsilon_1 - \Delta\varepsilon_2) \cdot \cos\varphi_1]$ $\Delta\varepsilon_r = \frac{1}{2} \cdot [\Delta\varepsilon_1 + \Delta\varepsilon_2 - (\Delta\varepsilon_1 - \Delta\varepsilon_2) \cdot \cos\varphi_1]$ $\Delta\varepsilon_\theta = -(\Delta\varepsilon_z + \Delta\varepsilon_r)$
10	Сумарне значення параметрів деформації	$\varepsilon_i = \Sigma\Delta\varepsilon_i; \varepsilon_z = \Sigma\Delta\varepsilon_z;$ $\varepsilon_r = \Sigma\Delta\varepsilon_r; \varepsilon_\theta = \Sigma\Delta\varepsilon_\theta$

Примітка:

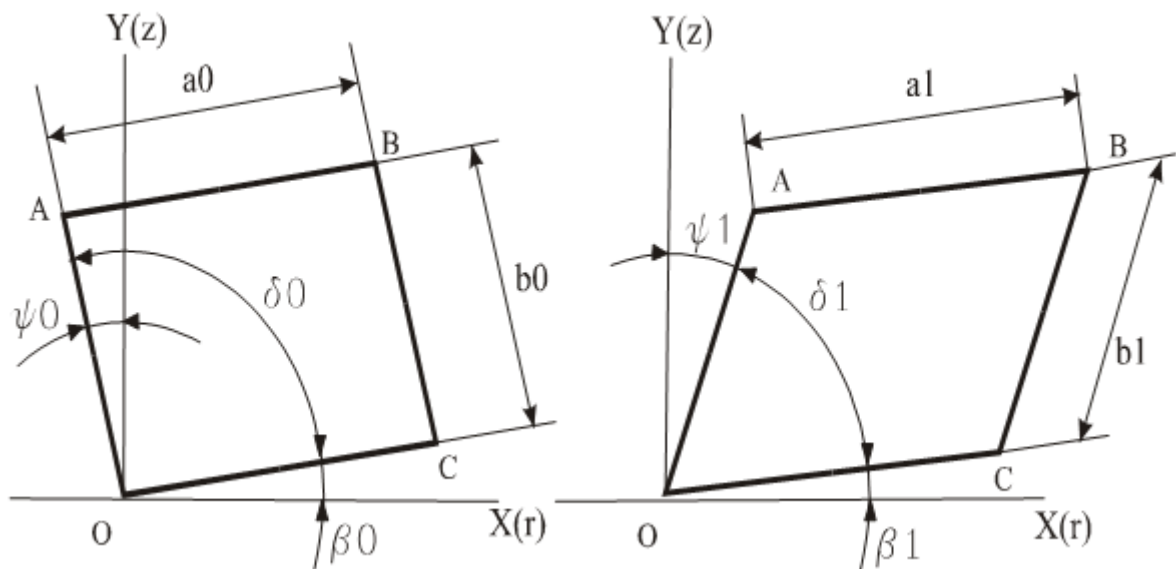


Схема викривлення чарунки ділильної сітки для розрахунку компонент деформацій

частинок металу в небезпечній зоні з несприятливою схемою напруженого стану і практично не залежать від марки матеріалу заготовки. Ці шляхи зіставляли з кривими граничної пластичності, тобто з діаграмами пластичності для досліджуваного металу [2, 5, 18, 58].

Для оцінки ймовірності руйнування металів використовуються деформаційні критерії, в яких як кількісна характеристика пластичності прийнята гранична деформація [18, 17, 312]

$$e_p = \int_0^{t_p} \dot{\varepsilon}_u d\tau, \quad (2.19)$$

де $\dot{\varepsilon}_u$ – інтенсивність швидкостей деформацій;

t_p – час деформації до руйнування.

При холодній пластичній деформації значення e_p залежить, в основному, від напруженого стану і його зміни в процесі пластичної деформації. Для кількісної оцінки впливу силового поля на e_p при об'ємному напруженому стані необхідно використовувати не менше трьох інваріантних характеристик напруженого стану в якості координат простору, в якому дане поле досліджується. При практичному використанні такого підходу вид траєкторії навантаження залежить не тільки від умов формозміни, але і від механічних характеристик металу, який деформується. Тому нами для дослідження пластичності металів при об'ємному напруженому стані використані тривимірні простори з координатами: показник напруженого стану [310, 384–390]

$$\eta = \frac{I_1(T_\sigma)}{\sqrt{3I_2(D_\sigma)}} = \frac{3\sigma}{\sigma_u}, \quad (2.20)$$

параметр Лоде – Надаї

$$\mu_\sigma = \frac{2\sigma_2 - \sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3}, \quad (2.21)$$

ступінь деформації

$$e_u = \int_0^t \dot{\varepsilon}_u d\tau, \quad (2.22)$$

де $\sigma = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3}$ – середнє напруження; t – час деформування.

та показник Огороднікова В.А., що враховує вплив третього інваріанта тензора напружень

$$\chi = \frac{\sqrt[3]{I_3(T_\sigma)}}{\sigma_u} = \frac{\sqrt[3]{I_3(T_\sigma)}}{\sqrt{3I_2(D_\sigma)}}, \quad (2.23)$$

Основна перевага вибору таких координат полягає в тому, що в обраному тривимірному просторі вид траєкторії навантаження залежить тільки від умов формозміни і не залежить від фізико-механічних характеристик деформованого металу [18, 17, 310], а залежність пластичності даного металу від схеми напруженого стану визначається поверхнею граничних деформацій $e_p(\eta, \mu_\sigma)$ або поверхнею виду [310].

У загальному випадку об'ємного напруженого стану залежність пластичності від схеми напруженого стану визначається поверхнею граничних деформацій $e_p(\eta, \mu_\sigma)$. При побудові поверхні $e_p(\eta, \mu_\sigma)$ необхідно забезпечити умови, при яких $\eta = const$, $\mu_\sigma = const$ на протязі всього процесу пластичної деформації до руйнування. Точки поверхні граничних деформацій, які відповідають значенням $\eta = -1, \mu_\sigma = 1, \eta = 0, \mu_\sigma = 0, \eta = 1, \mu_\sigma = -1$, отримують в результаті дослідів на стиснення, кручення і розтягування за відомими методиками [17, 18, 8, 55]. Для визначення експериментального значення граничної деформації при розтягуванні використаний спосіб двостороннього радіального видавлювання [320, 390]. Перевага цього способу перед дослідженнями на розтягнення полягає в тому, що в області кромки фланця показник жорсткості напруженого стану $\eta = 1,00 \pm 0,05$, як при чистому розтягуванні, локалізація деформації відсутня і значення показника напруженого стану зберігається протягом усього процесу формозміни.

Для визначення граничних деформацій при інших значеннях показників η і μ_σ розроблена проста методика побудови поверхонь граничних деформацій $e_p(\eta, \mu_\sigma)$ [386, 390]. Для цього використані результати експериментальних досліджень пластичності сталей 40Х, Р6М5, Р18 і дюралюмінію Д1Т, отриманих при навантаженнях за спеціальними програмами в камері високого тиску [58]. На основі аналізу цих результатів для апроксимації поверхонь граничних деформацій запропонована апроксимація [386, 385, 310], подібна до апроксимації В.А. Огороднікова для діаграм пластичності

$$e_p(\eta, \mu_\sigma) = e_p(0,0) \exp(\lambda_2 \mu_\sigma - \lambda_1 \eta) \quad (2.24)$$

$$\text{де } \lambda_1 = \ln \frac{e_p(-1,0)}{e_p(0,0)}, \quad \lambda_2 = \ln \frac{e_p(0,1)}{e_p(0,0)},$$

$e_p(0,0)$, $e_p(-1,0)$, $e_p(0,1)$ – граничні деформації при $\eta = 0, \mu_\sigma = 0$, $\eta = 0, \mu_\sigma = 1$, відповідно.

Для сталі 10 та алюмінію АД1 значення $e_p(0,0) = 0,78$ та $e_p(0,0) = 1,2$ визначали в дослідах на кручення. Для визначення величин λ_1 і λ_2 виконували досліди з вільного осадження суцільних циліндричних зразків з різними умовами тертя на їх торцевих поверхнях. У цих дослідах навантаження близьке до простого, тому умова руйнування має вигляд

$$\psi = \int_0^{e_p} \frac{de_u}{e_p(\eta, \mu_\sigma)} = 1 \quad (2.25)$$

При вільному осадженні зразків з різними умовами тертя в контактні має місце плоский напружений стан, при якому $\sigma_2 = 0$ і, як показано в роботі [310, 387], в цьому випадку $\eta = -\mu_\sigma$. Тому формула (2.23) приводиться до вигляду

$$e_p(\eta, \mu_\sigma) = e_p(0,0) \exp(-\lambda \eta) \quad (2.26)$$

$$\text{де } \lambda = \lambda_1 + \lambda_2 \quad (2.27)$$

З урахуванням (2.25) умова руйнування (2.24) буде мати вигляд

$$\int_0^{e_p^*} \exp(\lambda \eta) de_u = e_p(0,0), \quad (2.28)$$

де e_p^* – гранична деформація для заданого шляху деформування.

Рівняння (2.27) було записано для чотирьох шляхів деформування зразків зі сталі 10 і алюмінію АД1. Отримані рівняння вирішували методом послідовних наближень і для кожного шляху деформування визначали. Середнє значення для сталі 10 отримали рівним $\lambda = 1,30$, а для АД1 – $\lambda = 0,92$.

Для отримання інших точок поверхні, проводили досліди з осадження циліндричних зразків в обіймах зі сталі 10 різної товщини. Нами використовувалися зразки $d_0 = 12$ мм, $h_0 = 18$ мм, товщина обойми 3 мм; $d_0 = 12$ мм, $h_0 = 22$ мм, товщина обойми 5 мм; $d_0 = 12$ мм, $h_0 = 26$ мм, товщина обойми 7 мм [386–388]. На поверхні зразків і обойми за допомогою твердоміра «Віккерс» наносили ділильну сітку. Для визначення компонент логарифмічних деформацій показника жорсткості напруженого стану на поверхні зразка використовували формули (2.16) і (2.17).

Зразки деформували в кілька етапів до появи першої макротріщини на їх поверхні. Для визначення історії навантаження значення η розраховували за формулою (2.17) на проміжних етапах, яких реалізовували не менше трьох. В кінці кожного етапу заміряли елементи ділильної сітки на поверхнях оболонки і зразка. Для вимірювання деформацій на поверхні зразка оболонки в кінці кожного етапу розрізали і визначали параметр Лоде – Надаї μ_σ .

З рівнянь (2.27) і з урахуванням (2.26) методом послідовних наближень було визначено середнє значення $\lambda_2 = 0,59$ для сталі 10 і $\lambda_2 = 0,42$ для АД1. В результаті отримали такі формули для апроксимації поверхонь граничних деформацій для сталі 10

$$e_p(\eta, \mu_\sigma) = 0,78 \exp(0,59 \mu_\sigma - 0,71 \eta) \quad (2.29)$$

та для сплаву алюмінію АД1

$$e_p(\eta, \mu_\sigma) = 1,20 \exp(0,42 \mu_\sigma - 0,50 \eta) \quad (2.30)$$

Поверхні граничних деформацій $e_p(\eta, \mu_\sigma)$ приведені на рис. 2.9.

З порівняння апроксимації $e_p(\eta, \mu_\sigma)$ (2.6) і апроксимації діаграми пластичності В.А. Огороднікова [18, 58]

$$e_p(\eta, \mu_\sigma) = e_p(0,0) \exp(-\lambda \eta) \quad (2.31)$$

$$\text{де } \lambda = \ln \frac{e_p(-1,1)}{e_p(0,0)}, e_p(-1,1) - \text{гранична деформація при } \eta = -1, \mu_\sigma = 1,$$

Отже, параметри λ і λ_1, λ_2 є взаємно залежними [386]. Для досліджених інтервалів значень $-2 \leq \eta \leq 2$ та $-1 \leq \mu_\sigma \leq 1$ ці залежності близькі до лінійних:

$$\lambda_i = k_i \lambda, \quad (2.32)$$

при цьому $k_1 = 0,530$, а $k_2 = 0,435$.

Для отримання поверхні граничних деформацій можна використовувати запропоновану вище методику. При цьому значення λ визначається за діаграмою пластичності. За знайденим λ і залежностями $\lambda_1(\lambda)$ та $\lambda_2(\lambda)$ (2.23) визначаються значення параметрів апроксимації λ_1 та λ_2 . Після підстановки знайдених величин λ_1 і λ_2 в формулу (2.23) отримуємо рівняння поверхні $e_p(\eta, \mu_\sigma)$, яке описує залежність пластичності даного металу від схеми напруженого стану при об'ємному напруженому стані.

Залучаючи феноменологічні деформаційні критерії деформівності [18, 58, 312, 391] ресурс пластичності в процесах обробки металів тиском, що супроводжується об'ємною схемою напруженого стану, можна розрахувати за перетвореним критерієм (1.8):

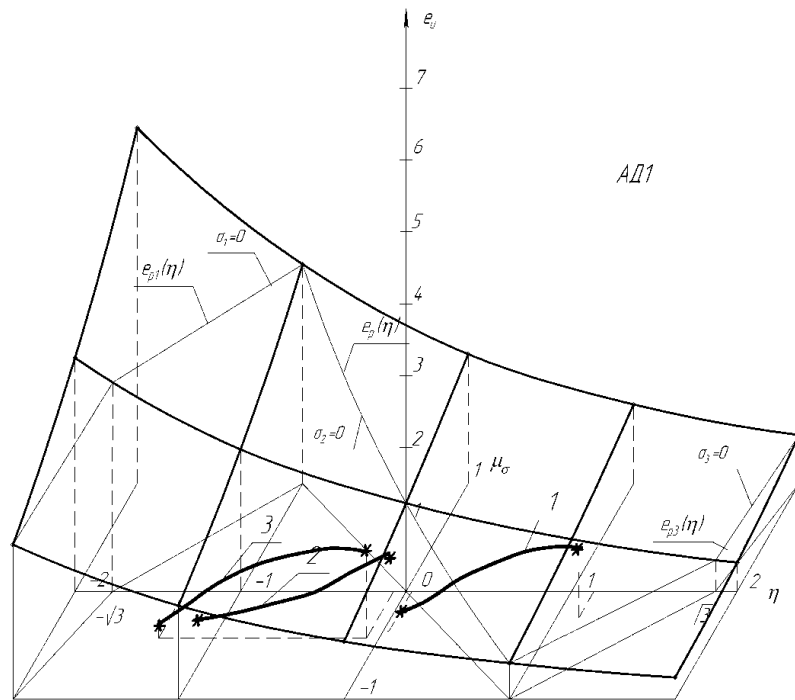
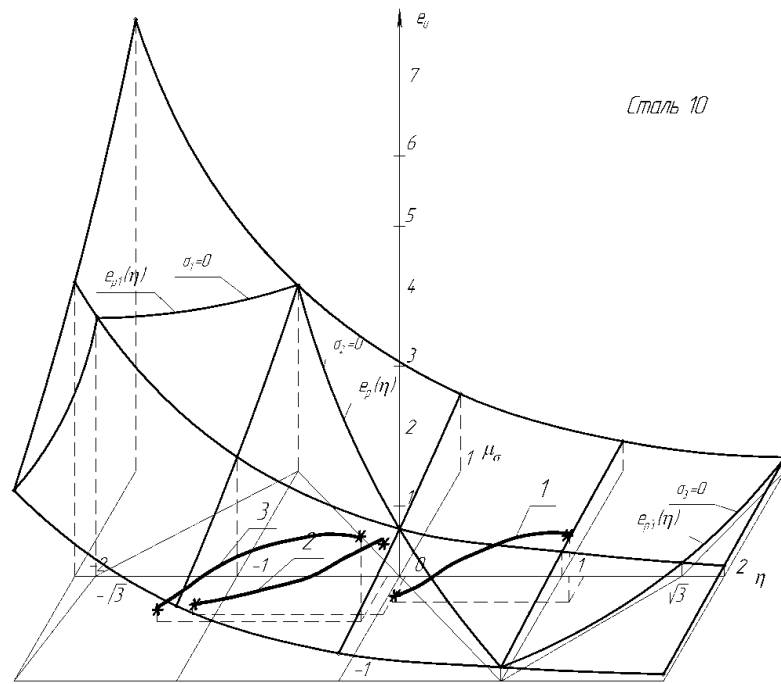


Рис. 2.9 - Поверхні граничних деформації для Сталі 10 і сплаву АД1, шляхи деформування частинок матеріалу при вільному видавлюванні (1) і з протитиском (2, 3)

$$\psi = \int_0^{e_p^*} \left(1 + 0,2 \operatorname{arctg} \left(\frac{d\eta}{de_u} + \frac{d\chi}{de_u} \right) \right) \frac{e_u^{0,2 \operatorname{arctg} \left(\frac{d\eta}{de_u} + \frac{d\chi}{de_u} \right)}}{\left[e_p(\eta(e_u), \chi(e_u)) \right]^{1+0,2 \operatorname{arctg} \left(\frac{d\eta}{de_u} + \frac{d\chi}{de_u} \right)}} \leq 1. \quad (2.33)$$

У роботах [309, 311–314, 385] показано, що в багатьох випадках є малий впливав властивостей матеріалу на шлях деформування частинок матеріалу в небезпечній області деформованих заготовок ($\eta = \eta(e_i)$) і для розрахунку граничних технологічних параметрів процесів обробки тиском, можна скористатися залежностями $\eta = \eta(e_i)$, знайденими на моделі з іншого матеріалу.

2.4. Методика проведення експериментальних досліджень

При виборі типу обладнання для експериментальних досліджень потрібно було виходити з умов наявності необхідної потужності обладнання для здійснення процесів холодного видавлювання, наявності достатньої величини міжштампового простору для розміщення в ньому експериментального штампа з реєструючими датчиками, можливості забезпечення регулювання швидкості руху деформуючого інструменту. Дослідження були проведені в лабораторних умовах, в основному, на гідравлічних пресах ДБ 2428А зусиллям 630 кН і ДБ 2 432 (1600 кН), випробувальних машинах МС-500 (рис. 2.10), МС-2000 зусиллям відповідно 500 і 2000 кН (швидкості деформування 10 0,05 і 0,01 мм/с) (додаток Г).

Для реєстрацій переміщень повзуна преса (або робочого ходу пуансона) використовувався ходограф балочного типу (рис. 2.11). Для досліджень була використана також експериментальна установка з тензометричною апаратурою на базі аналогово-цифрового перетворювача АЦП L-Card E-440, загальний вигляд якої наведено на рис. 2.12, а.

Схеми підключення тензорезисторів до АЦП і тензоапаратури до ЕОМ приведені на рис. 2.12. У комплект тензометричної апаратури входили: 32-х каналний аналогово-цифровий перетворювач (АЦП) L-Card E-440 і ЕОМ з пакетом програмного забезпечення, що включає осцилограф-спектроаналізатор L-Graph. Живлення тензорезисторів починали від акумулятора напругою 6,5 В.

Для месдоз та ходографів будували тарувальні графіки при певних

значеннях коефіцієнта посилення вхідного сигналу. Розкид тарувальних точок на кривій становив + 1,5%. Внаслідок застосування декількох датчиків загальна похибка становила + 3%. Абсолютна помилка, що дається підсилювачем, становила + 1,5%. З огляду на це, статистично обгрунтована помилка дорівнювала + 2,4% при вимірі зусиль деформування і + 3,6% (щодо максимальних значень) при вимірі зусиль розкриття, виштовхування і сил тертя.

Для проведення експериментів був розроблений і виготовлений експериментальний переналагоджуваний штамп, що дозволяє визначати силові і деформаційні параметри процесів поперечного, поздовжнього та комбінованого видавлювання деталей різних типорозмірів (рис. 2.13 і 2.14).

Штамп (див. рис. 2.13) складається з опорних плит 1 і 8, контейнеру 2, в якому встановлений за допомогою втулки 3 пуансон 4. В контейнеру 5 розташовується матриця, яка складається з півматриць 6 і 7; Над матрицею нерухомо розміщена месдоза 9, а пуансон 4 спирається на месдозу 10, розташовану в верхній частині Контейнер жорстко прикріплений до нижньої плити 8, в якій передбачені виштовхувачі.

Відмінність штампа для комбінованого радіально-прямого видавлювання з роздачею (див. рис. 2.14) складається у виконанні нижній півматриці у вигляді опорного пунсону 5, розміщеному нерухомо в контейнеру 3 і яка утворює з матрицею 2 приймальну радіальне-пряму порожнину. Деформувальний пуансон 1 розташований у верхній частині штампа.

Експериментальні дослідження з вимірювання сил пластичного тертя проводилися в процесах радіального і комбінованого видавлювання порожнистих і суцільних деталей. Для вимірювання сил тертя використовувалася та ж установка, яка була переналагоджена відповідно до схеми пластотрибометра за принциповими схемами (див. рис. 1.18) і за новими винаходами (рис. 2.15) [307, 392, 393].

Експериментальна установка, що дозволяє вимірювати зусилля тертя і видавлювання безпосередньо в процесі видавлювання і представлена на рис. 2.16, складається з контейнера, в якому закріплюються верхня півматриця 2 і нижня півматриця 4, яка спирається на месдозу 5.



Рис. 2.10 – Схема експериментального стану на базі випробувальної машини МС500, АЦП, тензометричної апаратури і ПК

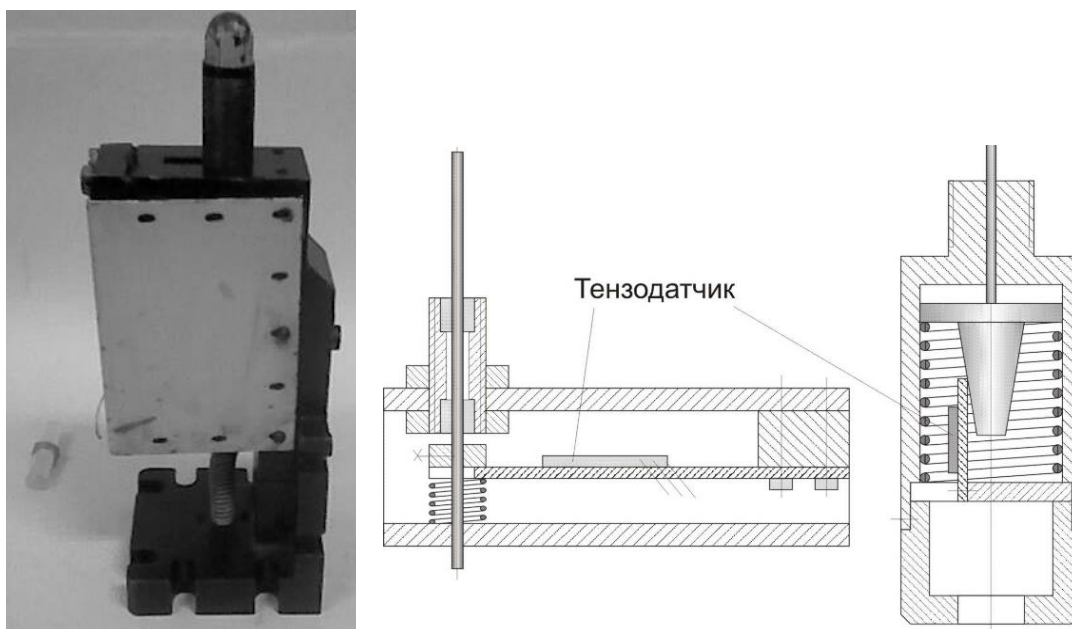
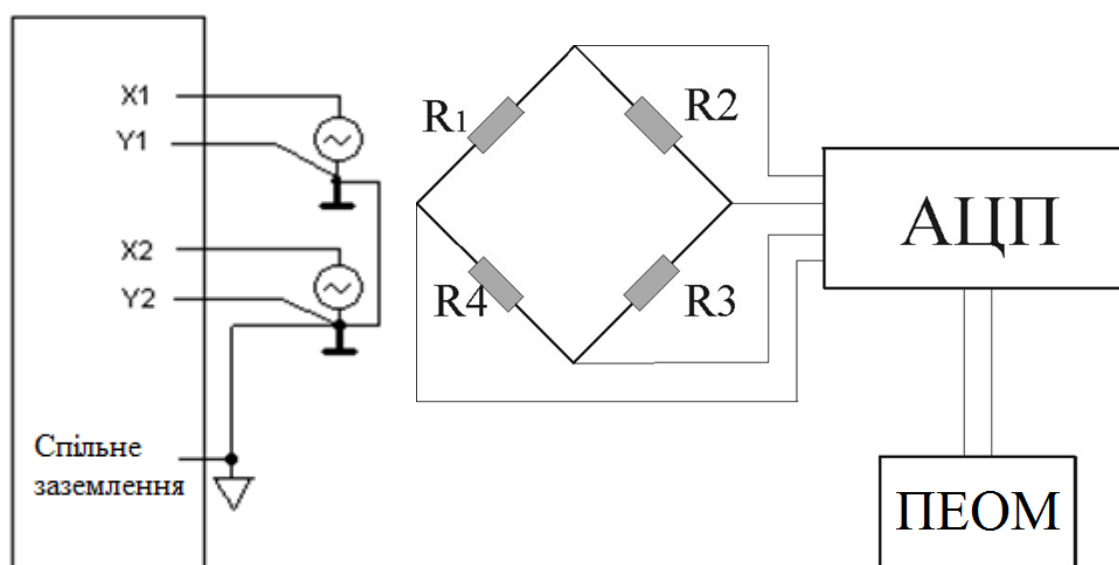


Рис. 2.11 – Ходограф балочного типу і його схема



а



б

Рис. 2.12 – Аналогово-цифровий перетворювач (АЦП) L-Card E-440 (а) і схема підключення тензорезисторів до АЦП і тензометричної апаратури до комп'ютеру (б)

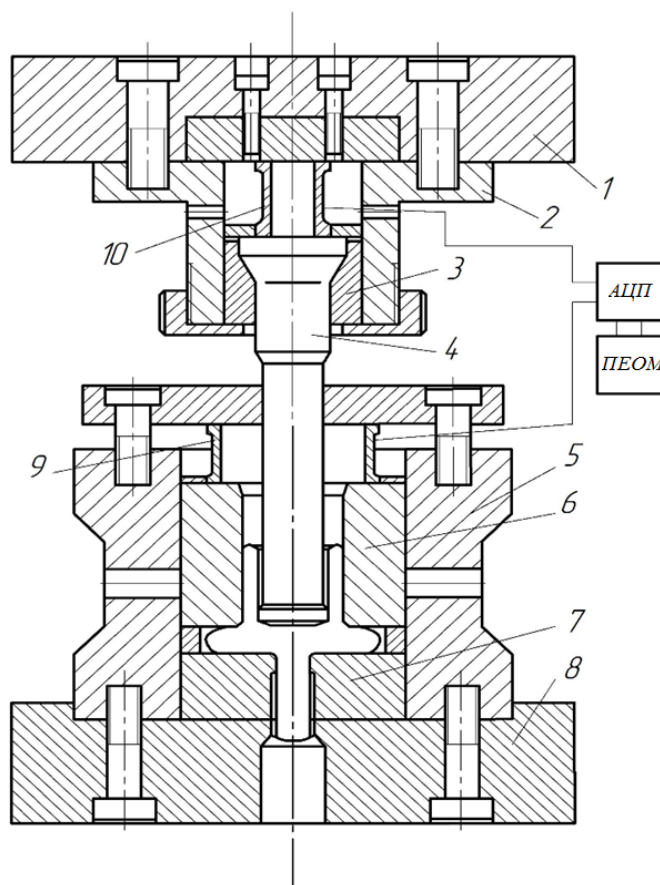


Рис. 2.13 – Схема експериментального штампа для комбінованого радіально зворотного видавлювання

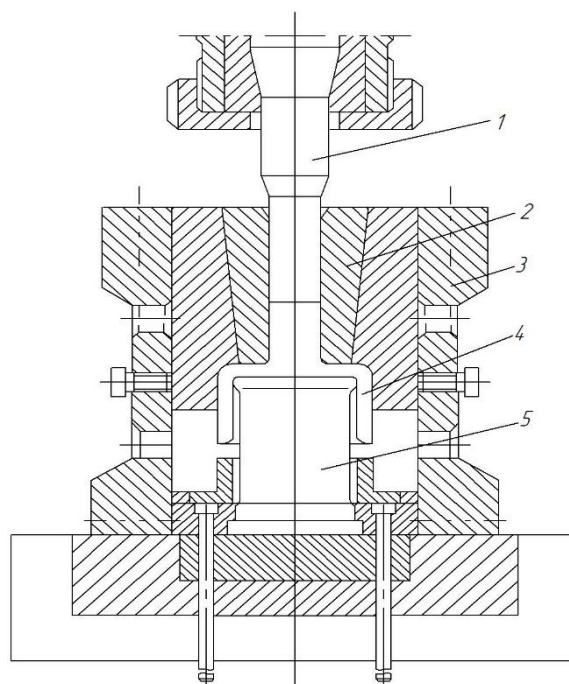
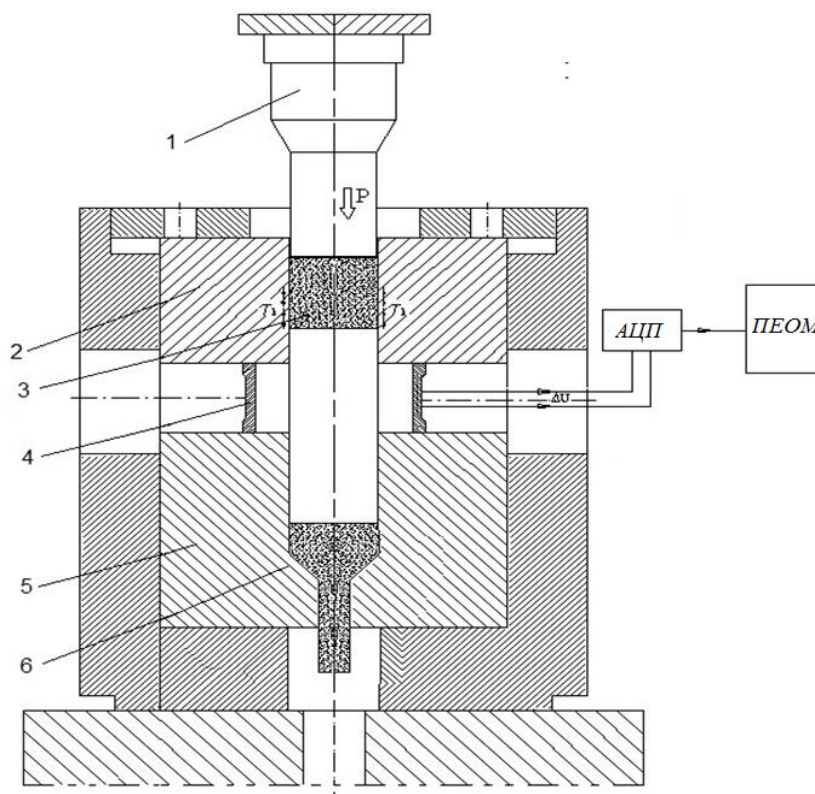


Рис. 2.14. Налаштування експериментального штампа для послідовного комбінованого радіально зворотного видавлювання



1-пуансон, 2 і 5-півматриці, 3 і 6 – зразки, 4 - месдоза

Рис. 2.15. Схема пристрою для вимірювання сил контактної тертя

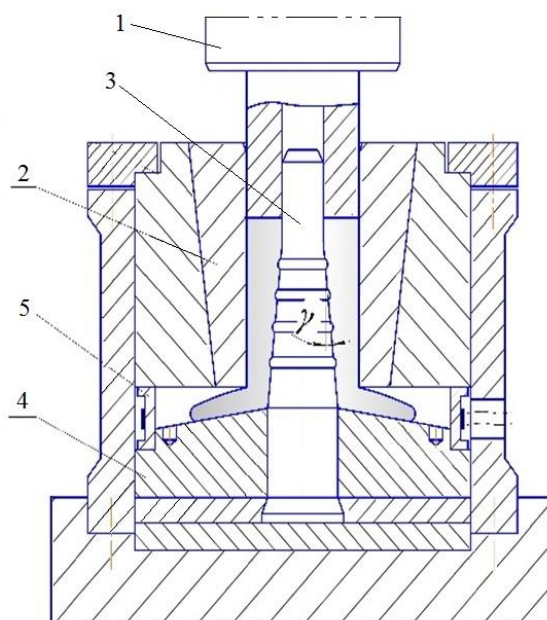


Рис. 2.16. Схема установки для вимірювання сил тертя при радіальному видавлюванні

Відстань між півматрицями визначає висоту приймальні радіальної порожнини і, відповідно, товщину фланця, який видавлюється. У нижній півматриці 4 встановлена профільована оправка 3, яка взаємодіє з пуансоном 1. Месдоза 5 служить для вимірювання тертя по контактній поверхні заготовки з оправкою.

Був розроблений і виготовлений змінний робочий інструмент, який дозволяв змінювати в широкому діапазоні значення геометричних параметрів фізичних моделей (рис. 2.17, додаток Г). Комплект деформувального інструменту наведено на рис. 2.18.

При дослідженні характеру течії металу застосовувалися і складові зразки з координатної сіткою, яку наносили на свинцеві зразки трафаретом, а на зразках з міді і алюмінієвих сплавів струганням. Для дослідження деформівності використовувалися зразки з сіткою, накатаною на бічну поверхню друкарською фарбою.

Для експериментального дослідження технологічних режимів видавлювання і деформівності сплавів були використані зразки з алюмінієвих сплавів – АД1, АД31, АМцМ, сталі 10, латуні – Л63, міді – М1, М2 і свинцю С1. Діаграми зміцнення використаних матеріалів, побудовані випробуванням на стиснення, наведені на рис. 2.19, а апроксимуючі їх залежності дано в табл. 2.4. Графіки тарування залежності твердості холоднодеформованих зразків від ступеня деформації і напружень плинності, отримані шляхом стиснення циліндричних зразків з торцевими виточками (рис. 2.20). В якості мастила при визначенні силових параметрів застосовували: для алюмінієвих і мідних сплавів – анодування з нанесенням жиру, технічний вазелін, тваринний жир, віск з мінеральним маслом. Сталеві заготовки піддавалися фосфатуванню і омилюванню в заводських умовах за рекомендованою в літературі технологією [33, 34, 40].

Методика обробки експериментальних даних

Статистичну обробку результатів експериментальних досліджень, оцінку характеру розподілу результатів вимірювання силових параметрів і визначення ширини довірчого інтервалу проводили відповідно до поширеної методики обробки дослідних результатів [394–397] (див. додаток Г).



Рис. 2.17 – Технологічне оснащення для дослідження процесів холодного комбінованого видавлювання



Рис. 2.18 – Змінний технологічний інструмент до експериментальних штампів

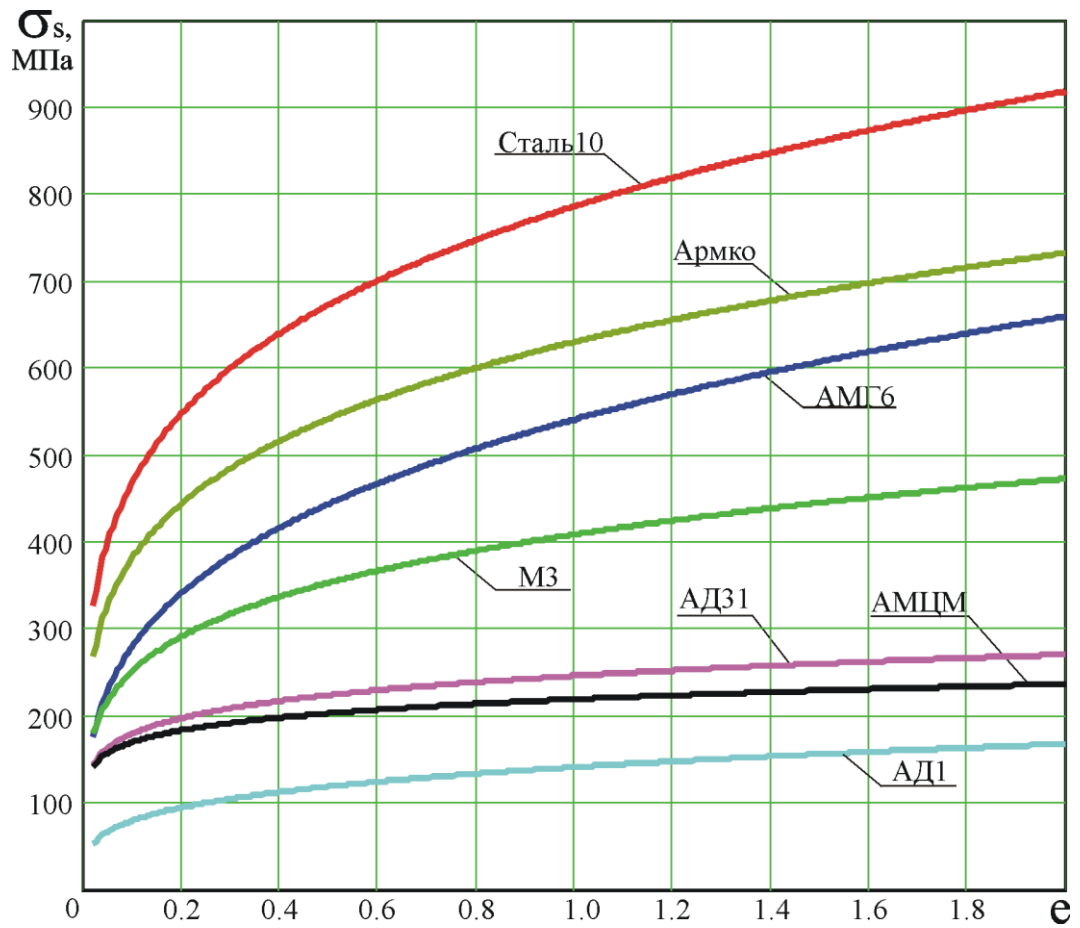


Рис. 2.19 – Діаграми істинних напружень для матеріалів

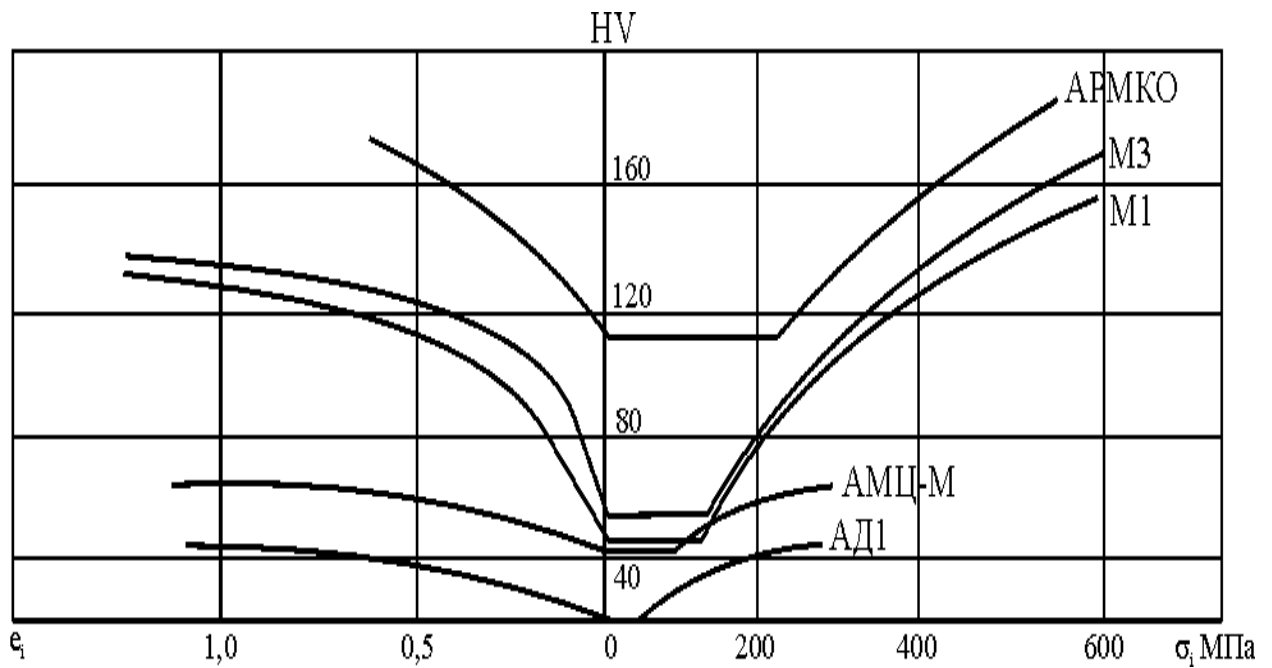


Рис. 2.20 – Тарівочні графіки " $\epsilon - HV - \sigma_i$ " для матеріалів заготовок

Таблиця 2.4 – Залежності істинних напружень течії від ступеня деформації

Матеріал	Вид апроксимуючої залежності	
	$\sigma_s = C \cdot e^n$	
	C	n
Сталь 10	787	0.224
АМг6	542	0.285
М3	409.6	0.21
АД31	247	0.136
АД1	142	0.247
Армко	631	0.217
АМцМ	220	0.11
АД33М	249	0.158
М1	383.8	0.245

Висновки

1. Проведена систематизація та класифікація способів комбінованого об'ємного деформування, розглянуті способи генерування нових технологічних схем на основі аналізу кінематичних структур процесів комбінованого видавлювання. Для схем радіального видавлювання розглянуті можливості створення способів деформування на основі варіювання кінематичних впливів і регулювання течії, а також в комбінації схем видавлювання і висадки вихідної заготовки і елементів деталі, яка штампується.

2. Обґрунтовано вибір методів і методик для моделювання технологічних режимів процесів комбінованого деформування. Для вирішення поставлених завдань оцінки енергосилових параметрів, прогнозування кінцевої і граничної формозміни доцільне використання комплексного підходу, що передбачає проведення попередніх експериментів, розробки уточнених моделей силового режиму, формоутворення, і граничного деформування і дослідної перевірки

отриманих результатів.

3. Енергетичний метод верхньої оцінки, і зокрема, методика застосування кінематичних модулів може дозволить оперативно створити моделі для оцінки як енергосилових параметрів, так і можливих відхилень форми штапованих деталей, а також прогнозувати поетапний розвиток процесів плоскої і онесиметричної пластичної течії.

4. Метод скінчених елементів може дозволить провести за допомогою комп'ютерних моделей імітаційний математичний експеримент і, зокрема, за рахунок використання модифікованих програмних пакетів прогнозувати характер формозміни деталей складних конфігурацій в умовах великих і неоднозначних пластичних течій, характерних для процесів комбінованого деформування і видавлювання.

5. Розроблено та виготовлено експериментальну переналагоджувану установку для проведення досліджень технологічних силових і деформаційних режимів на фізичних моделях з варіюванням геометричних параметрів і схем деформування і застосуванням сучасних автоматизованих пристроїв реєстрації результатів вимірювання методом тензометрування. Розроблено установку для безпосереднього вимірювання сил контактного тертя в процесі холодного видавлювання деталей типу втулок з фланцем.

6. Для оцінки технологічної деформовності в процесах холодного і гарячого деформування застосована феноменологічна теорія руйнування, для розвитку якої розроблена методика побудови діаграм пластичності з урахуванням впливу показників напруженого стану, залежних від інваріантів тензора напружень.

7. Для дослідження деформованого стану заготовок при комбінованому видавлюванні обрані метод ділильних сіток, метод вимірювання твердості і метод аналізу мікроструктури, що дозволяють вивчити закономірності формування зон пластичної течії і розподілу ступеня деформації в деформованій деталі.

РОЗДІЛ 3

МЕТОД КІНЕМАТИЧНИХ МОДУЛІВ ТА ЙОГО ЗАСТОСУВАННЯ В ТЕХНОЛОГІЧНИХ ЗАДАЧАХ

3.1 Застосування кінематичних модулів для задач плоского пластичного деформування

Для оперативного аналізу використовують метод кінематичних елементів, що дозволяє описати складні схеми течії за допомогою елементарних модулів (по Кудо Х. – одиничних областей), рішення для яких уже відомо [1, 2, 29]. Сумарна оцінка величини приведенного тиску в цьому випадку дорівнює сумі приведених тисків модулів, що входять в технологічну схему.

Кінематичні трикутні модулі з прямолінійними межами (див. рис. 1.23) для задач плоско-деформованого стану мають властивість інверсійності (оборотності), тобто здатність до визначення приведенного тиску при інверсії напрямів векторів вхідної швидкості по відношенню до швидкості виходу. Властивість трансформації рішення є важливою властивістю кінематичного модуля, що сприяє розширенню можливостей його оперативного використання і пристосовності. Це особливо важливо в методі кінематичних модулів, коли модуль даного виду необхідно оперативно вбудувати в конструкцію розривного поля швидкостей, що описує течію металу в осередку деформації складної конфігурації.

Отже, при поздовжньому видавлюванні рішення, отримані для прямого видавлювання, можна, використовуючи суперпозицію швидкостей, трансформувати для поля швидкостей зворотного видавлювання [1, 2, 29]. Ця властивість корисна і для вирішення задач визначення силового режиму в процесах, що протікають в умовах додаткових кінематичних і силових впливів при видавлюванні в штампах з роз'ємними або рухомими матрицями, а також

на пресах подвійної або потрійної дії. При аналізі силового режиму часто виникає задача розрахунку додаткових сил і кінематичних впливів, іноді віртуальних. Наприклад, припускаючи віртуальне переміщення напівматриць, сили їх розкриття знаходять шляхом лінеаризації потужностей зовнішніх сил відносно швидкостей, які входять, [14, 163], що за методом верхньої оцінки, тобто при жорстких кінематичних елементах, виконується автоматично.

Як показують дослідження, для розривних полів швидкостей з прямолінійних трикутних елементів можна отримати приведений тиск не тільки для реверсивного випадку, як це показано в п. 1.3 (формули 1.2 і 1.3) [290, 371], а й у випадках прикладання навантаження в перпендикулярному напрямку, тобто рішення для випадку α придатне для застосування обертаням практично для будь-якого процесу. Так для варіанту напрямку вектору впливу C і вектору витікання I при аналізі сил розкриття матриць приведені тиски визначають в послідовності (рис.3.1) [371, 398]:

$$\bar{P}_{a-1} = \frac{1 + \gamma^2 + 2\mu(1 - \gamma) - 2\gamma \cos 2\alpha - \gamma(1 - \gamma) \sin 2\alpha}{\gamma(1 - \cos 2\alpha + \sin 2\alpha)}; \quad \bar{P}_{b-1} = \frac{\bar{P}_{a-1}}{(1 - \gamma)};$$

$$\bar{q}_{c-1} = \bar{P}_{b-1} - \frac{2\mu}{\sin 2\alpha}, \quad (3.1)$$

де $\gamma = h/H$.

Тобто при прикладенні сили деформування тим же інструментом, але з переміщенням його ортогонально до вихідного вектору необхідно враховувати зміну, викликану впливом сил тертя і кутом нахилу контактної поверхні за допомогою складової:

$$\bar{P}_{mp} = \frac{2\mu}{\sin 2\alpha}. \quad (3.2)$$

У той же час, такий підхід виявився неприйнятним для кінематичних трикутних елементів з криволінійними твірними, застосування яких доцільне для багатьох процесів точного штампування. Наприклад, технологічні сили

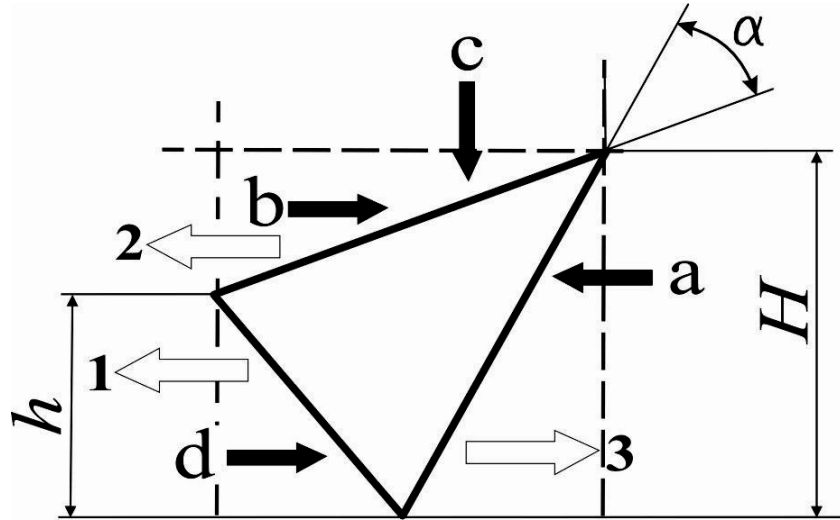


Рис. 3.1 – Схема кінематичного трикутного елемента для вирішення завдань плоско-деформованого стану

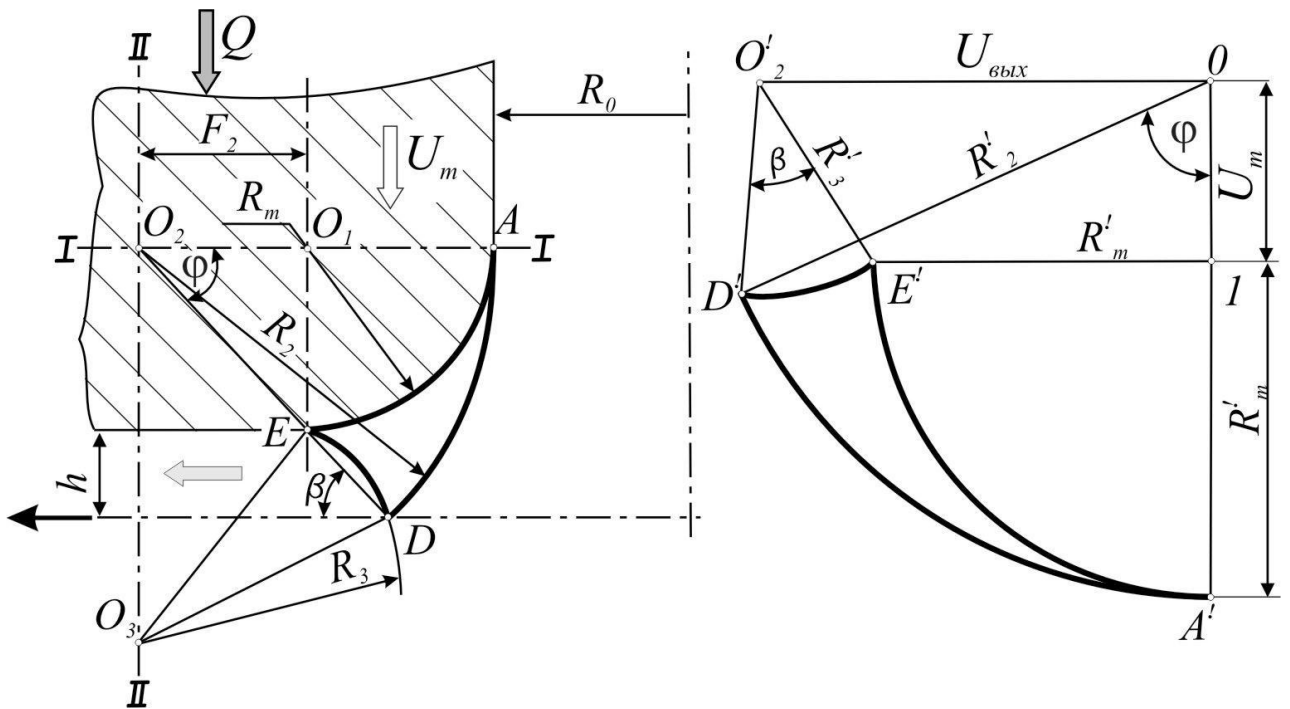


Рис. 3.2 – Розривне поле і годограф швидкостей для криволінійного трикутного модуля

видавлювання і розкриття в роз'ємних матрицях в значній мірі залежать від форми перехідної кромки, нерідко виконаної на деталях у вигляді радіусного переходу.

Для аналізу процесів видавлювання деталей з такими криволінійними формотвірними поверхнями використовується криволінійний трикутний елемент [1, 29, 290] (див. рис. 1.24). Приведений тиск деформування в такому модулі визначається за формулою [163]:

$$\bar{p}_2 = \frac{1}{2F_1(R_m + h)} \left[\frac{h^2 2\beta}{4\sin^4 \beta} + 2(R_m^2 + F_1^2) \arcsin \left[\frac{T}{2R_2} \right] + 2\mu \frac{\pi}{2} R_m^2 \right] \quad (3.3)$$

Примітка: β – в радіанах.

Параметром оптимізації в цьому випадку є величина кута β . В роботі [163] наближено рекомендується приймати $\beta = 66^\circ$. Однак, як показали наші дослідження, оптимальне значення β вимагає уточнення, тому що залежить від таких параметрів процесу, як радіус перехідної кромки матриці і товщина фланця, який видавлюється. Як параметр, що характеризує ступінь деформації в процесі поздовжнього видавлювання через закруглену матрицю, нами застосовується величина відносного радіуса заокруглення перехідної кромки півматриці з криволінійними формотвірними поверхнями $\lambda = R_m/h$.

Встановлено, що значення $\beta = 66^\circ$ оптимальне тільки при відносному радіусі заокруглення кромки півматриці $\lambda = 0,2$. Застосування ж цього значення β для розрахунку силових параметрів процесу при $\lambda = 0,6...2,0$ призводить до завищення результатів розрахунку тиску видавлювання більш ніж на 20%.

Залежність оптимального значення кута β від параметрів процесу для криволінійного трикутного модуля описується виразом:

$$\beta_{opt} = 70^\circ - 21^\circ \lambda \quad (3.4)$$

Криволінійний модуль такого типу має обмежену властивість оборотності. Формулу (3.2) поширюють і для визначення зусилля розкриття

роз'ємної матриці за аналогією з випадком аналізу за допомогою прямолінійного трикутного модуля (див. рис. 3.1). Тобто приведений тиск розкриття роз'ємної матриці при поперечному видавлюванні потовщення рекомендовано визначити у вигляді [275, 29]:

$$\bar{q} = \frac{\bar{P}_2}{1 - E}, \text{ де } E = \frac{H}{h}. \quad (3.5)$$

При цьому похибка, пов'язана з тим, що не враховується вплив тертя, як це зроблено з \bar{q}_{c-1} , в першому випадку (3.2) не оцінюється.

Це пов'язане з неможливістю застосування криволінійного трикутного елемента, який використовується при поздовжньому видавлюванні, для аналізу зусилля розкриття півматриць, коли вплив під кутом, відмінним від 180° , викликає порушення принципу ортогональності, що використовується при побудові годографа швидкостей для даного елемента.

Побудову криволінійного модуля, що підходить для визначення тисків розкриття, виконано, виходячи з умови забезпечення ортогональності векторів вхідної U_m і вихідної швидкостей, звідки впливає і ортогональність осей, на яких лежать центри дуг кіл, що обмежують кінематичний елемент [322, 398].

Таким чином, відмінною особливістю нового модуля є застосування взаємно перпендикулярних осей $I-I$ і $II-II$, на яких лежать центри радіусів дуг кіл модуля (рис. 3.2).

Приведений тиск розкриття в цьому випадку запишеться у вигляді:

$$\bar{q} = \frac{1}{2R_m F_2} \left[R_2^2 \beta + R_3^2 \varphi + 2\mu \frac{\pi}{2} R_m^2 \right], \quad (3.6)$$

$$\text{де } R_2 = \frac{(R_m + h)^2 + (R_m - h \operatorname{ctg}(\beta))^2}{2(R_m - h \operatorname{ctg}(\beta))^2}; \quad R_3 = \sqrt{F_2^2 + \left[\frac{h}{2 \sin(\beta)^2} + F_2 \operatorname{ctg}(\beta) \right]^2}$$

$$F_2 = R_2 - R_m$$

$$\theta = \arcsin \left[\frac{R_m + h}{R_2} \right]; \quad \varphi = 2 \left[\theta - \operatorname{arctg} \left[\frac{F_2}{F_2 \operatorname{ctg}(\beta) + h / (2 \sin^2 \beta)} \right] \right]$$

У формулу (3.6) так само входить параметр оптимізації β , значення якого необхідно підставляти в радіанах. Як і в попередньому випадку, оптимальне значення β залежить від λ . Залежність представлена виразом:

$$\beta_{opt} = \frac{49^\circ}{\sqrt{\lambda + 0.1}} \cdot \lambda = R_m/h \quad (3.7)$$

Порівняння наведених способів визначення сил розкриття показало зниження приведенного тиску розкриття матриць, отриманого для пропонованого модуля за формулою (3.6). При розрахунку силових параметрів процесу за співвідношенням $\lambda > 0,7$, яке найбільш часто зустрічається, зниження приведенного тиску становить 22...30%.

Приведений тиск розкриття мінімальний при $\lambda = 1,0...2,0$. Збільшення коефіцієнта тертя на контактних поверхнях призводить до підвищення приведенного тиску розкриття півматриць (рис. 3.3).

Як видно з графіків для розрахунку технологічних параметрів процесів з параметром $\lambda < 0,7$ застосування пропонованого модуля призводить до отримання дещо завищених результатів. Однак зі зростанням λ стає очевидним зниження приведенного тиску розкриття матриць, одержаного за формулою (3.6), яку отримано з використанням пропонованого модуля; і вже при $\lambda = 1$ зниження приведенного тиску становить 22...25%. Отриману формулу можна використовувати і для аналізу процесу підсадки (висадки фланця на заключній стадії). Розрахунки показують, що застосування запропонованого модуля і методики розрахунку приведенного тиску у всіх випадках викликає значне (більше 30%) зниження величини приведенного тиску в порівнянні з модулем, що раніше використовувався. Застосування криволінійного трикутного елемента дозволяє описати точну геометрію інструменту.

Таким чином, вперше побудовано криволінійний трикутний модуль для аналізу тисків розкриття горизонтально-роз'ємних матриць. Запропоновано розрахункову залежність, що сприяє зниженню верхніх оцінок приведенного тиску розкриття до 30%.

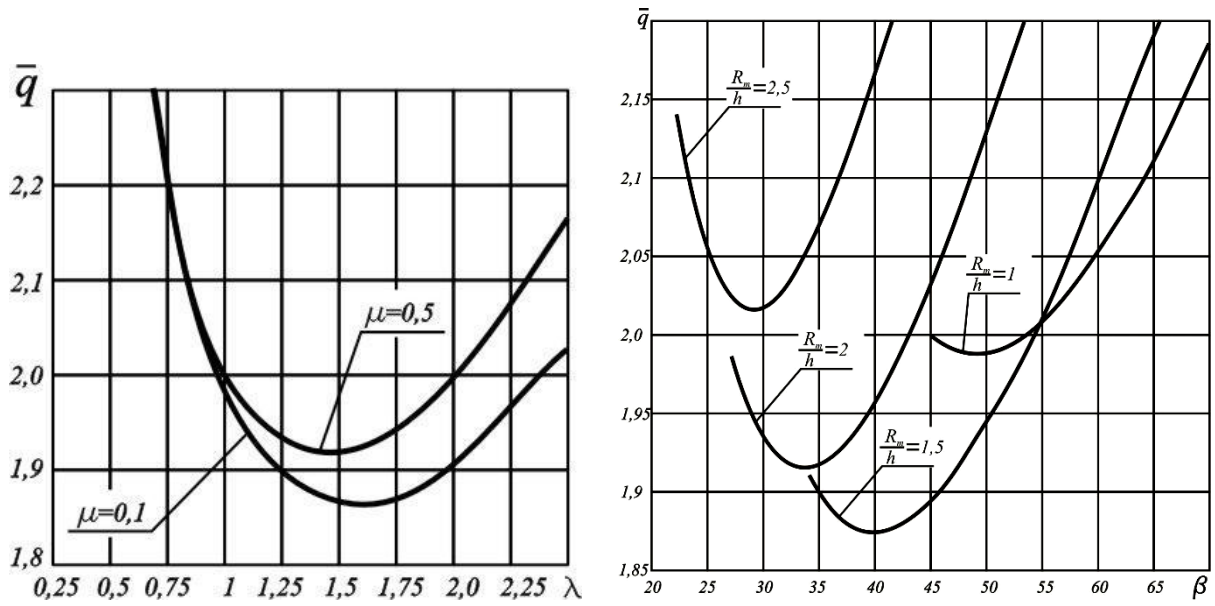


Рис. 3.3 – Залежність приведенного тиску розкриття матриці від технологічних параметрів.

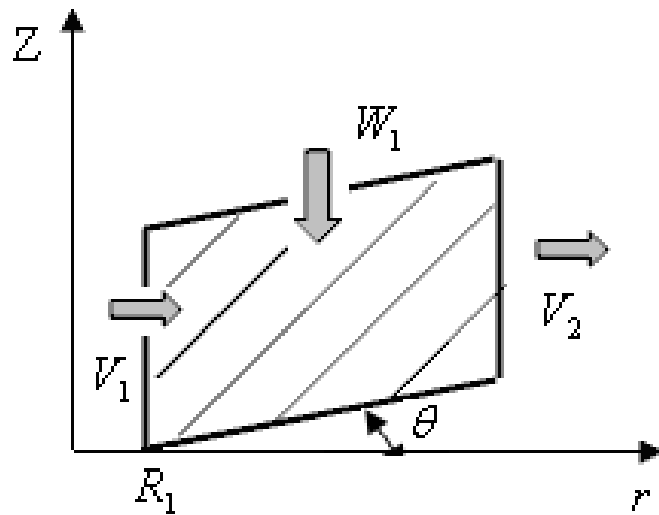


Рис. 3.4 – Кінематично можливе поле швидкостей у вигляді паралелограма

Уточнено верхньограничне рішення для силового режиму з використанням криволінійного трикутного модуля для вирішення завдання визначення як тиску деформування, так і тисків розкриття півматриць з радіусною перехідною кромкою.

3.2 Кінематичні модулі для осесиметричного деформування та їх властивості

Кінематичне можливі швидкості задаються на підставі попередньо проведених експериментальних досліджень і аналізу особливостей течії металу [2, 9, 14, 29]. При цьому для осесиметричних кінематичних елементів з прямокутним поперечним перерізом найбільш проста схема побудови КМПШ заснована на припущенні про паралельну течію металу. Якщо складові швидкості уздовж кожного координатного напрямку не залежать від координат за іншими напрямками, тобто $v_z = v_z(z)$, то компоненти швидкості в загальному вигляді можна визначити за формулами [14]:

$$v_z = C_1 z + C_2; v_r = -0,5 C_1 r + \frac{C_3}{r}; v_\theta = 0, \quad (3.8)$$

де C_1, C_2 и C_3 – довільні постійні.

Постійні визначають, виходячи з кінематичних граничних умов в швидкостях і умов безперервності нормальної складової швидкості на поверхні розриву швидкості.

Підстановка встановлених заздалегідь постійних інтегрування C_1, C_2 і C_3 з урахуванням кінематичних граничних умов (КГУ) дозволяє отримати КМПШ для осесиметричних координатних модулів (табл. 3.1). Дані КМПШ не викликають складнощів в розрахунках і мають властивість вбудовуваності в більш складні схеми, будучи їх елементами.

Порядок розрахунку приведених тисків представлено в методиці застосування методу ЕМВО (див. п. 2.2), а результати у вигляді розрахункових виразів для деяких модулів наведені в табл. 3.1. Перевірка властивості інверсії

напрямку векторів швидкості течії показала, що ці модулі мають властивість інверсії. Це доведено висновком формул для приведенного тиску.

Однак, наведені вище КМПШ для елементарних прямокутних модулів не дозволяють розглядати течію матеріалу в кінематичних елементах з криволінійними межами, що повторюють форму контактних поверхонь інструменту або поверхонь розділу течії матеріалу.

Для осесиметричних процесів КМПШ, що відповідають даним вимогам, наведено в табл. 3.2. Модулі № 18 -23 розглянуто в роботах [1, 14, 39, 289].

Загальний вигляд модулів з поперечним перерізом у вигляді паралелограма (рис. 3.4), які призводять до визначення нормальної складової швидкості уздовж границі, запропонований в роботах [1, 2]:

$$v_r = C_1 r + C_2 + \frac{C_3}{r},$$

$$v_z = C_0 + C_1 r \operatorname{tg} \theta + 2C_1 (a - z) - C_3 \frac{\operatorname{tg} \theta}{r} + C_2 \frac{a - z}{r}$$

У більш спрощеному вигляді за аналогією з роботою П. Д. Чудакова [235] КМПШ подібного типу має вигляд (представлено в табл. 3.2, № 1):

$$v_r = \frac{W_1}{2h} \frac{r^2 - R_1^2}{r} + V_1 \frac{R_1}{r}.$$

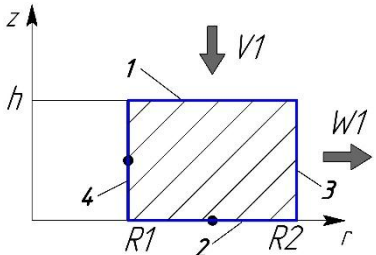
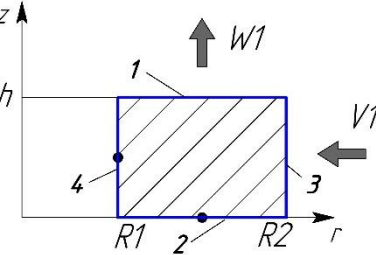
$$v_z = -\frac{W_1}{h} z + V_1 \frac{R_1}{r} \operatorname{tg} \theta + \frac{W_1}{2h} (3r - 2R_1 - \frac{R_1^2}{r}) \operatorname{tg} \theta; \quad (3.9)$$

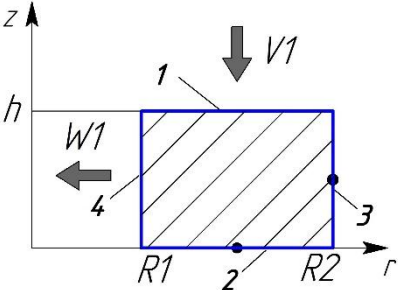
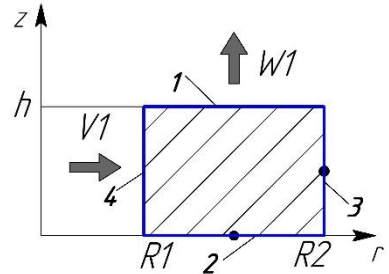
У загальному випадку, прийнявши відповідні припущення про вид залежності компоненти $v_z = v_z(z, r, C_i)$, враховуючи умову сталості об'єму в диференціальній формі, після почленного інтегрування рівнянь (3.8), можна отримати вираз для функції v_r :

$$v_r = -\frac{1}{r} \left[\int \frac{\partial v_z(z, r, C_i)}{\partial z} r dr + C_{i+1} \right] \quad (3.10)$$

При цьому значення C_1, \dots, C_{i+1} знаходять використовуючи граничні умови, що відповідають КМПШ і задовольняють умові суцільності (2.8).

Таблиця 3.1 – Кінематичні модулі паралельної течії (поле швидкостей і тиски деформування)

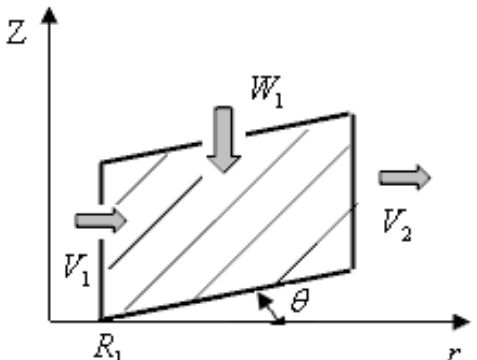
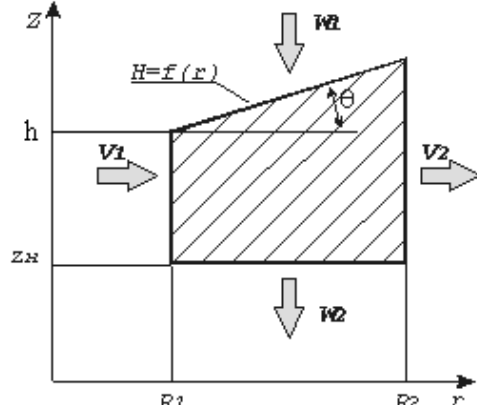
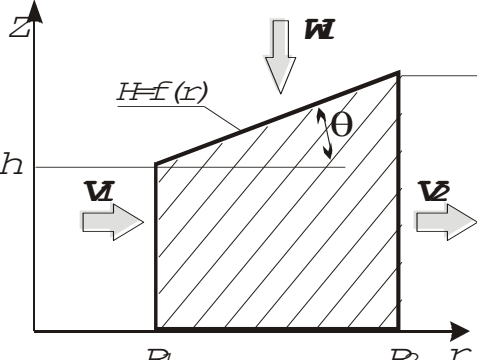
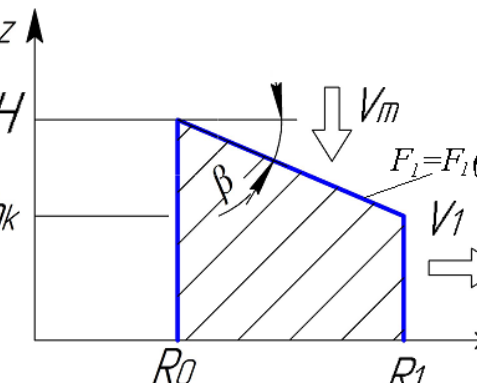
№	Схема модулю	КВПШ	Поверхня	Приведений тиск
1	2	3	4	5
A 1		$v_z = -\frac{V_1}{h} z$ $v_r = \frac{V_1}{2h} r - \frac{V_1 R_1^2}{2hr}$		<p>Тиск деформування</p> $\Delta \bar{p} = \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{R_1^2}{(R_2^2 - R_1^2)} \left[\frac{\sqrt{3R_2^4 + R_1^4}}{R_1^2} - \ln \left \frac{\sqrt{3 \cdot R_2^4 + R_1^4} + R_1^2}{3 \cdot R_2^2} \right - 2 \right]$ <p>Тиски тертя або зрізу</p>
2		$v_z = \frac{W_1}{h} z$ $v_r = -\frac{W_1}{2h} r + \frac{W_1 R_1^2}{2hr}$ $W_1 = -\frac{2V_1 R_2 h}{(R_2^2 - R_1^2)}$	<p>1, 2</p> <p>3</p> <p>4</p> <p>$\Sigma \bar{p}$</p>	$\Delta \bar{p}_{a1} = \Delta \bar{p}_{a2} = \frac{2\mu_s (R_0 - R_1)}{3\sqrt{3} \cdot h (R_2^2 - R_1^2)} (2R_2^2 - R_2 R_1 - R_1^2)$ $\Delta \bar{p}_{a3} = \frac{2\mu_s}{\sqrt{3}} \frac{h R_2}{R_2^2 - R_1^2}$ $\Delta \bar{p}_{a4} = \frac{2\mu_s}{\sqrt{3}} \frac{h R_1}{R_2^2 - R_1^2}$ $\bar{p}_a = \Delta \bar{p} + \Delta \bar{p}_{a1} + \Delta \bar{p}_{a2} + \Delta \bar{p}_{a3} + \Delta \bar{p}_{a4}$

1	2	3	4	5
B 3		$v_z = -\frac{V_1}{h} z$ $v_r = \frac{V_1}{2h} r - \frac{V_1 R_2^2}{2hr}$		<p>Тиск деформування</p> $\Delta \bar{p} = \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{R_2^2}{(R_2^2 - R_1^2)} \left[\ln \left \frac{\sqrt{3 \cdot R_2^4 + R_1^4} + R_2^2}{3 \cdot R_1^2} \right - \frac{\sqrt{R_2^4 + 3 \cdot R_1^4}}{R_2^2} + 2 \right]$ $\Delta \bar{p} = \frac{\bar{M}_1}{\sqrt{3}} = \frac{6,25 - 6,5\bar{R}}{1,732} = 3,61 - 3,75\bar{R}, \quad \bar{R} = R_1/R_2$ <p>Тиски тертя або зрізу</p>
4		$v_z = \frac{W_1}{h} z$ $v_r = -\frac{W_1}{2h} r + \frac{W_1 R_2^2}{2hr}$ $W_1 = -\frac{2V_1 R_1 h}{(R_2^2 - R_1^2)}$	<p>1</p> <p>2</p> <p>3</p> <p>4</p> <p>$\Sigma \bar{p}$</p>	$\Delta \bar{p}_{b1} = \frac{2\mu_s (R_0 - R_1)}{3\sqrt{3} \cdot h (R_2^2 - R_1^2)} (2R_2^2 - R_2 R_1 - R_1^2)$ $\Delta \bar{p}_{b2} = \frac{2\mu_s (R_0 - R_1)}{3\sqrt{3} \cdot h (R_2^2 - R_1^2)} (2R_2^2 - R_2 R_1 - R_1^2)$ $\Delta \bar{p}_{b3} = \frac{2\mu_s}{\sqrt{3}} \frac{h R_2}{R_2^2 - R_1^2}$ $\Delta \bar{p}_{b4} = \frac{2\mu_s}{\sqrt{3}} \frac{h R_1}{R_2^2 - R_1^2}$ $\bar{p}_b = \Delta \bar{p} + \Delta \bar{p}_{b1} + \Delta \bar{p}_{b2} + \Delta \bar{p}_{b3} + \Delta \bar{p}_{b4}$

1	2	3	4	5
C 5		$v_z = -\frac{V_1}{h}z$ $v_r = \frac{V_1}{2h}r$	1,2	<p>Тиск деформування $\Delta\bar{p} = 1,0$</p> <p>Тиски тертя або зрізу $\Delta\bar{p}_{c1} = \Delta\bar{p}_{c2} = \frac{2}{\sqrt{3}}\mu_s \frac{R_1}{3h}$</p>
		$v_z = (W_1/h)z$ $v_r = -\frac{W_1}{2h}r$ $W_1 = -\frac{2V_1R_1h}{R_1^2}$		
D 7		$v_z = 0$ $v_r = \frac{V_1R_1}{r}$	1,2	<p>Тиск деформування $\Delta\bar{p} = \frac{2}{\sqrt{3}} \ln \left \frac{R_2}{R_1} \right$</p> <p>Тиски тертя або зрізу $\Delta\bar{p}_{d1} = \Delta\bar{p}_{d2} = \frac{2}{\sqrt{3}}\mu_s \frac{R_2 - R_1}{h}$</p>
		$v_z = 0$ $v_r = -\frac{V_1R_2}{r}$		
D 8		$v_z = 0$ $v_r = -\frac{V_1R_2}{r}$	1,2	$\bar{p}_d = \frac{2}{\sqrt{3}} \ln \left \frac{R_2}{R_1} \right + \frac{4}{\sqrt{3}}\mu_s \frac{R_2 - R_1}{h}$

Примітка: В умовах зрізу на відповідній поверхні коефіцієнт тертя приймати рівним 0,5 ($2\mu_s = 1,0$)

Таблиця 3.2 – Кінематичні модулі для процесів осесиметричного деформування

№	Схема модулю	КМПШ
1		$v_z = -\frac{W_1}{h}z + V_1 \frac{R_1}{r} \operatorname{tg} \theta +$ $+ \frac{W_1}{2h} \left(3r - 2R_1 - \frac{R_1^2}{r} \right) \operatorname{tg} \theta;$ $v_r = \frac{W_1}{2h} \frac{r^2 - R_1^2}{r} + V_1 \frac{R_1}{r}.$
2		$v_z = -\frac{\bar{W}}{H - z_H} (z - z_H) - W_2 +$ $+ \left[\frac{2V_1 R_1 h + \bar{W}(r^2 - R_1^2)}{2rH^2} \right] \cdot \frac{z - z_H}{2rH^2} \operatorname{tg} \theta;$ $v_r = \frac{\bar{W}(r^2 - R_1^2)}{2hH} + V_1 \frac{R_1 h}{rH};$
3		$v_z = \frac{z}{2rH^2} \cdot \frac{t - h}{R_2 - R_1} \times$ $\times \left[\frac{W_1(r^2 - R_1^2) + 2V_1 R_1 h}{2rH^2} \right] - \frac{Wz}{H};$ $v_r = \frac{W_1(r^2 - R_1^2)}{2rH} + V_1 \frac{R_1 h}{rH}.$
4		$V_z = -V_m \cdot \left[2 \cdot r \cdot F_1 - (r^2 - R_0^2) \cdot \operatorname{tg} \beta \right] \times$ $\times \frac{z}{2 \cdot F_1^2 \cdot r};$ $V_r = V_m \cdot \frac{r^2 - R_0^2}{2 \cdot F_1 \cdot r}.$ $F_1 = H + (r - R_0) \cdot \operatorname{tg} \beta,$ $\operatorname{tg} \beta = \frac{H - h_k}{R_0 - R_1}$

Продовження табл. 3.2

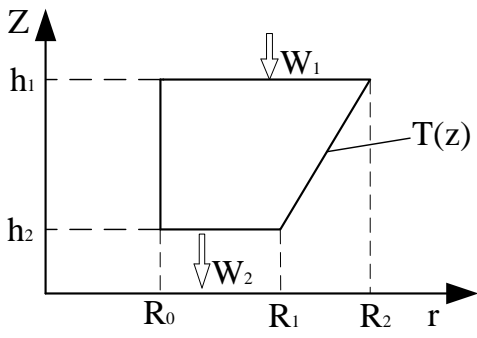
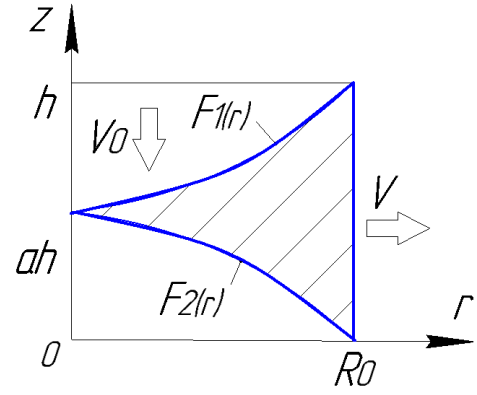
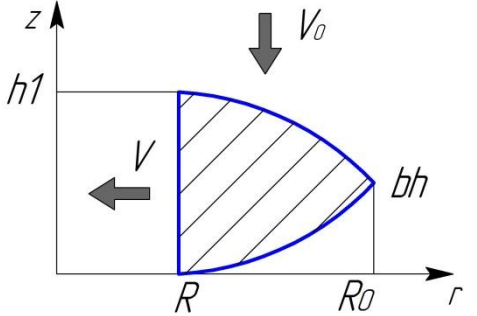
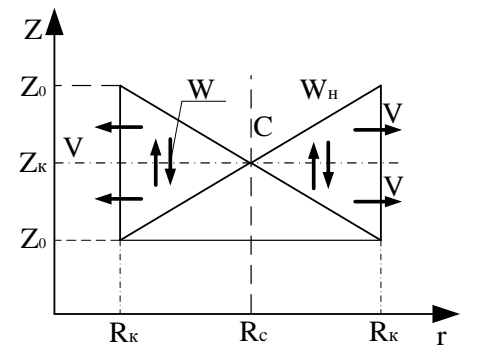
1	2	3
5		$V_z = \frac{W}{z(r)} \cdot \left(1 - \frac{R_4^2 - r^2}{2 \cdot r \cdot z(r)} \cdot \operatorname{tg} \alpha \right) \cdot z - W;$ $V_r = \frac{W}{2 \cdot r \cdot z(r)} \cdot (R_4^2 - r^2)$
6		$V_z = -\frac{V_0 \cdot R_2 \cdot H \cdot \operatorname{tg} \beta}{2 \cdot r \cdot F^2(r)} \cdot z;$ $V_r = \frac{V_0 \cdot R_2 \cdot H}{2 \cdot r \cdot F(r)}$
7		$V_r = -V_0 \cdot \frac{R_0^2 - r^2}{2 \cdot F_2 \cdot r},$ $V_z = -V_0 \cdot \left[\frac{2 \cdot r \cdot F_2 - (R_0^2 - r^2) \cdot \operatorname{tg}(\beta)}{2 \cdot F_2^2 \cdot r} \right] \cdot \frac{z}{2 \cdot F_2^2 \cdot r}$ $F_2 = h_k + (R_0 - r) \cdot \operatorname{tg}(\beta),$ $\operatorname{tg}(\beta) = \frac{H - h_k}{R_0 - R_1}$
8		$V_r = -V_m \cdot \frac{r^2 - R_1^2}{2 \cdot F_1 \cdot r},$ $V_z = -V_m \cdot \left[\frac{2 \cdot r \cdot F_1 + (r^2 - R_1^2) \cdot \operatorname{tg}(\beta)}{2 \cdot F_1^2 \cdot r} \right] \cdot \frac{z}{2 \cdot F_1^2 \cdot r}$ $F_1 = h_k + (r - R_2) \cdot \operatorname{tg}(\beta),$ $\operatorname{tg}(\beta) = \frac{H - h_k}{R_1 - R_2}$

Продовження табл. 3.2

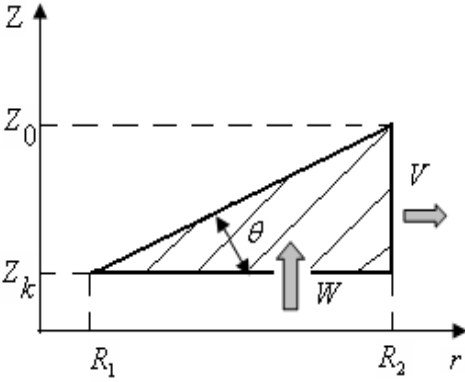
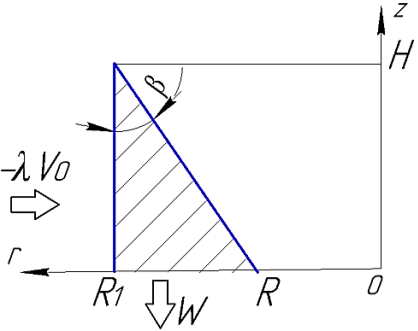
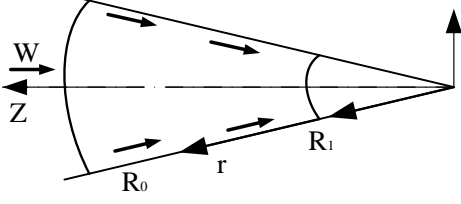
1	2	3
9		$V_z = \frac{W}{z(r)} \cdot \left(1 + \frac{R_0^2 - r^2}{2 \cdot r \cdot z(r)} \cdot \operatorname{tg}(\alpha) \right) \cdot z - W;$ $V_r = \frac{W}{2 \cdot r \cdot z(r)} \cdot (R_0^2 - r^2)$ $z = h_k + (r - R_0) \cdot \operatorname{tg}(\alpha),$ $\operatorname{tg}(\alpha) = \frac{H - h_k}{R_2 - R_0}$
10		$V_r = V_0 \cdot \frac{r^2 - R^2}{2 \cdot F_1 \cdot r},$ $V_z = -V_0 \cdot \left[2 \cdot r \cdot F_1 - (r^2 - R^2) \cdot \operatorname{tg}(\beta) \right] \cdot \frac{z}{2 \cdot F_1^2 \cdot r}$ $F_1 = h + (r - R_0) \cdot \operatorname{tg}(\beta)$ $\operatorname{tg}(\alpha) = \frac{h - h_k}{R_0 - R}$
11		$V_z = V \cdot \frac{2R_1}{T^2(z) - R_1^2} \cdot z;$ $V_r = \frac{1}{r} \left(V_1 T(z) + (VR_1 - V_1 T(z)) \cdot \frac{T^2(z) - r^2}{T^2(z) - R_1^2} \right)$ $T(z) = R_2 - z \operatorname{tg} \theta.$
12		$V_z = -\frac{V_0 R_1^2}{T^2(z)} + W \cdot \frac{R_1^2 R_2^2}{R_2^2 - R_1^2} \left(\frac{1}{T^2(z)} - \frac{1}{R_1^2} \right),$ $V_r = \frac{r \cdot k}{T^3(z)} \left(-V_0 R_1^2 + W \frac{R_1^2 R_2^2}{R_2^2 - R_1^2} \right)$ $k = \frac{R_1 - R_2}{H}$

1	2	3
13		$V_z = -\frac{V_0 R_p^2}{T^2(z)} + W \cdot \frac{R_p^2 R_0^2}{R_0^2 - R_p^2} \left(\frac{1}{T^2(z)} - \frac{1}{R_p^2} \right)$ $V_r = \frac{r \cdot k}{T^3(z)} \left(-V_0 R_p^2 + W \frac{R_p^2 R_0^2}{R_0^2 - R_p^2} \right)$ $k = \frac{R_0 - R_p}{h_1 - H_1}$
14		$V_z = -\frac{(V_0 + W) R_p^2}{T^2(z)} + W,$ $V_r = -\frac{r}{T^3(z)} (V_0 + W) \cdot k$ $k = \frac{dT}{dz}$
15		$V_z = \frac{W + a \cdot v_r \cdot z}{z(r)},$ $V_r = \frac{2 \cdot R_0 \cdot H_1 \cdot V_1 + W \cdot (R_0^2 - r^2)}{2 \cdot r \cdot z(r)}$ $a = \frac{H_1 - h}{R_0 - R_2}$
16		$V_r = r \frac{W_1 R_2^2}{T^3(z)} \operatorname{tg} \theta;$ $V_z = \frac{W_1 R_2^2}{T^2(z)}$ $T(z) = R_1 + (z - h_1) \cdot \operatorname{tg} \theta.$

Продовження табл. 3.2

1	2	3
17		$V_r = W_1 \frac{(R_2^2 - R_0^2) T(z) \operatorname{tg} \alpha}{[T^2(z) - R_0^2]^2} - \frac{r^2 - R_0^2}{r}$ $V_z = W_1 \frac{R_2^2 - R_0^2}{[T^2(z) - R_0^2]^2}$
18		$V_r = \frac{R_0^2}{2 \cdot h} \cdot \frac{V_0}{r}$ $V_z = -a \cdot V_0$
19		$V_r = -\frac{R_0^2 - R^2}{2 \cdot h_1} \cdot \frac{V_0}{r}$ $V_z = -b \cdot V_0$
20		$V_z = \bar{W} + \bar{W} \frac{R_c - R_k}{Z_k - Z_0} \cdot \frac{Z_k - Z}{2r}$ $V_r = \frac{\bar{W}}{2} \frac{R_c - R_k}{Z_k - Z_0} \left(1 + \frac{R_c}{r}\right)$

Продовження табл. 3.2

1	2	3
21		$v_z = W \cdot \left(1 - \frac{1}{2 \operatorname{tg} \theta} \frac{z - z_k}{r} \right);$ $v_r = \frac{W}{2 \cdot \operatorname{tg} \theta} \left(1 + \frac{R_1}{r} \right).$
22		$V_z = -\frac{2R_1}{(R + R_1) \cdot \operatorname{tg} \beta} \cdot \left(1 - \frac{z \cdot \operatorname{tg} \beta}{2r} \right) \cdot \lambda V_0$ $V_r = -\frac{\lambda \cdot V_0 \cdot R_1}{R + R_1} \cdot \left(1 + \frac{R}{r} \right)$
23		$V_z = -W \frac{R_0^2}{r^2} \cos \theta.$

Використовуючи дану методику, можуть бути отримані наведені нижче КМПШ для різних різновидів модулів.

Поле швидкостей для трапецеїдальних модулів вигляду (табл. 3.2, №3-10) можна побудувати за аналогією з КМПШ кільцевих модулів:

$$v_z = \frac{z \operatorname{tg} \theta}{2 r H^2(r)} \left[W_1 (r^2 - R_i^2) + 2 V_1 R_i H(R_i) \right] - \frac{W_1 z}{H(r)};$$

$$v_r = \frac{W_1 (r^2 - R_1^2)}{2 r H(r)} + V_1 \frac{R_i H(R_i)}{r H(r)}, \quad (3.12)$$

де $H(r) = h + (r - R_i) \operatorname{tg} \theta$ – рівняння похилої границі елемента

Якщо трапецеїдальний модуль містить криволінійну границю, то попередні залежності є справедливими при заміні $\operatorname{tg} \theta = H'(r)$.

Якщо $z_H \neq 0$, то КМПШ трапецеїдального модуля в більш уніфікованій формі набуває такого вигляду:

$$v_z = -\frac{\bar{W} (z - z_H)}{H - z_H} - W_2 + \left[2 V_1 R_1 h + \bar{W} (r^2 - R_1^2) \right] \frac{z - z_H}{2 r H^2} H'(r);$$

$$v_r = \frac{\bar{W} (r^2 - R_1^2)}{2 h H} + V_1 \frac{R_1 h}{r H} \quad (3.13)$$

Для трапецеїдальних модулів з похилою бічною границею у вигляді прямої лінії, заданої рівнянням $T(z) = R_1 + (z - h_2) \operatorname{tg} \theta$, що містять вісь, можна отримати КМПШ наступного виду (табл. 3.2, п.10):

$$v_z = \frac{W_1 C_1}{T^2(z)}, \quad v_r = r \frac{W_1 C_1}{T^3(z)} \operatorname{tg} \theta \quad (3.14)$$

Поширити наведені вище залежності на випадок криволінійної похилої границі можна шляхом заміни $\operatorname{tg} \theta$ на $T'(z)$.

Для трапецеїдальних модулів з похилою бічною границею у вигляді прямої лінії, заданої рівнянням $T(z) = R_2 - z \operatorname{tg} \theta$, що містять вісь r і перпендикулярністю вхідної та вихідної швидкостей, можна отримати КМПШ такого вигляду:

$$v_z = V \frac{2R_1 Z}{T^2(z) - R_1^2}; \quad v_r = \frac{1}{r} \left(V_t T(z) + (VR_1 - V_t T(z)) \frac{T^2(z) - r^2}{T^2(z) - R_1^2} \right) \quad (3.15)$$

Залежності (3.9) можна використовувати при побудові КМПШ прямокутних трикутних модулів, представлених в табл. 3.2 (№ 20-22) в більш спрощеному вигляді при $C_1 = 0$:

$$v_z = C_0 - C_3 \frac{\operatorname{tg}\theta}{r} + C_2 \frac{a-z}{r} \quad (3.16)$$

Можна відзначити, що КМПШ одного і того ж процесу можуть бути задані різними способами, що поєднують як елементарні, так і більш складні функції. Критерієм відбору КМПШ, які найбільш адекватно описують деформований стан металу, є умова мінімуму витрат енергії на заданих швидкостях переміщень [2, 268]. При цьому важливим фактором використання того чи іншого набору КМПШ є можливість їх застосування при моделюванні технологічних задач і виконанні розрахунків.

Як вже було викладено вище, розміри і конфігурація осередку деформації відіграють визначальну роль в побудові КМПШ і, як наслідок, призводять до спрощення або ускладнення математичного апарату обчислень. Не завжди вдається отримати аналітичні вирази при розкритті інтегралів, які задають потужності сил пластичної деформації і сил зрізу, внаслідок необхідності інтегрування громіздких, в тому числі і ірраціональних функцій. Особливо це стосується використання модулів трапецеїдальної форми і з криволінійними границями, представленими в табл. 3.2 (№ 14).

Для обчислення потужностей застосовують різні способи лінеаризації підінтегральних функцій, що спрощують подальше інтегрування, що дає можливість уникнути чисельних розрахунків. В першу чергу, це відноситься до розрахунків потужності сил пластичної деформації, що містить вираз інтенсивності швидкостей деформації (див. формулу (2.8)).

Якщо при обраному КМПШ в межах модуля можливо визначити найбільшу з компонент швидкостей відносних деформацій, то є доцільним, як показано в роботах [14, 370], застосовувати лінеаризовані залежності типу (2.14). Часто використовують лінеаризацію виразу, до складу якого входять дві довільні функції T_1 і T_2 , що дає відносну помилку не більше 6%:

$$\sqrt{T_1^2 + T_2^2} \approx |T_1| + 0,4 \cdot |T_2| \text{ при } |T_1| > |T_2| \quad (3.17)$$

У деяких випадках використовується різновид лінеаризації (3.17) в наступному вигляді [370]:

$$\sqrt{T_1^2 + T_2^2} \approx |T_1| + 0,5 \cdot \frac{T_2^2}{|T_1|} \text{ при } |T_1| > |T_2| \quad (3.18)$$

У загальному випадку при осесиметричному процесі, який описано в циліндричних координатах r, θ, z , можна приймати з відносною помилкою до 10%:

$$\sqrt{3}\dot{\varepsilon}_i = \begin{cases} |\xi| + 0,4 \cdot |\dot{\gamma}_{rz}| & \text{при } |\xi| > |\dot{\gamma}_{rz}|; \\ 0,4 \cdot |\xi| + |\dot{\gamma}_{rz}| & \text{при } |\xi| < |\dot{\gamma}_{rz}|, \end{cases} \quad (3.19)$$

$$\text{де } \frac{\sqrt{3}}{2}\xi = \begin{cases} \dot{\varepsilon}_r - \dot{\varepsilon}_\theta & \text{при } |\dot{\varepsilon}_r - \dot{\varepsilon}_\theta| > |\dot{\varepsilon}_r - \dot{\varepsilon}_z|; \\ \dot{\varepsilon}_r - \dot{\varepsilon}_z & \text{при } |\dot{\varepsilon}_r - \dot{\varepsilon}_z| > |\dot{\varepsilon}_r - \dot{\varepsilon}_\theta|; \text{ якщо } (\dot{\varepsilon}_r - \dot{\varepsilon}_\theta)(\dot{\varepsilon}_r - \dot{\varepsilon}_z) > 0; \\ \dot{\varepsilon}_{zr} - \dot{\varepsilon}_\theta & \text{при } (\dot{\varepsilon}_r - \dot{\varepsilon}_\theta)(\dot{\varepsilon}_r - \dot{\varepsilon}_z) < 0. \end{cases}$$

Але, як показали дослідження, для модулів трапецеїдальної форми виконання умов (3.19) і, як наслідок, вибір єдиної формули у всій області осередку деформації не завжди вдається досягти внаслідок більш складного (у порівнянні з прямокутними модулями) КМПШ (див. рис. 3.5).

Співставлення значень швидкостей деформацій показує, що умова $|\dot{\varepsilon}_r - \dot{\varepsilon}_\theta| > |\dot{\varepsilon}_r - \dot{\varepsilon}_z|$; якщо $(\dot{\varepsilon}_r - \dot{\varepsilon}_\theta)(\dot{\varepsilon}_r - \dot{\varepsilon}_z) > 0$ виконується тільки при $r \in [1; 1.14]$, а не у всій області даного модуля, що ускладнює використання умови (3.19) і проведення лінеаризації підінтегрального виразу для інтенсивності швидкостей деформації. У цих випадках бажано мати наближену верхню оцінку інтегралів від ірраціональних функцій, більш раціонально використовувати верхню оцінку для потужності сил деформування з використанням нерівності Коші – Буняковського):

$$I = \iiint_V \dot{\varepsilon}_i dV = \iiint_V \sqrt{F_1^2 + \dots + F_n^2} dV, \quad (3.20)$$

де $\dot{\varepsilon}_i$ – інтенсивність швидкостей деформації в елементарному об'ємі dV .

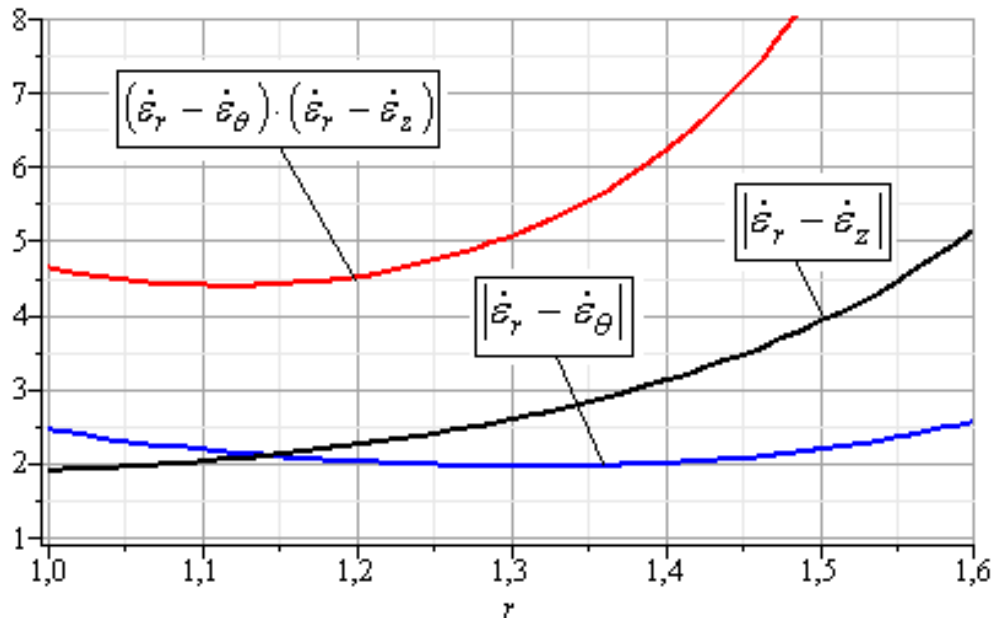


Рис. 3.5 – Співставлення значень інтенсивності швидкостей деформацій в межах трапецеїдального модулю

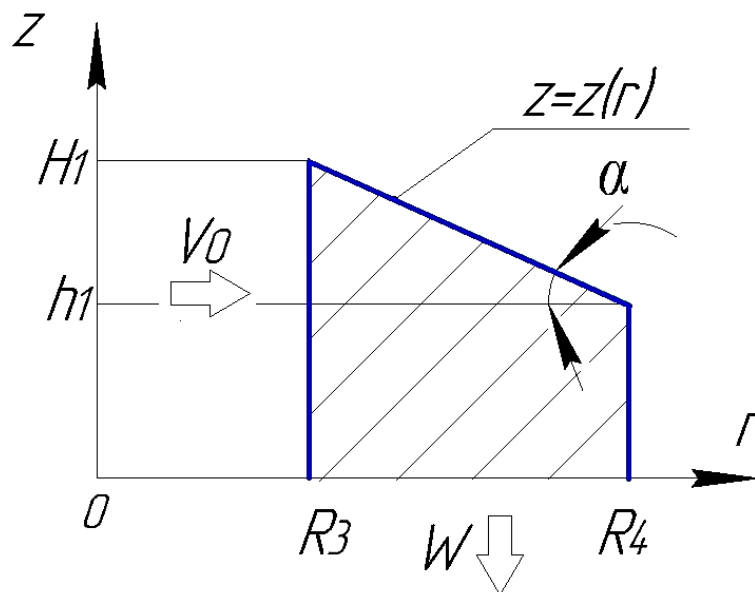


Рис. 3.6 – Трапецеїдальний модуль для осесиметричного деформування

Інтеграли вигляду (3.20) не виражаються в елементарних функціях, тому зазвичай використовують наближене інтегрування з двосторонньою оцінкою точності. Верхня і нижня оцінка даних інтегралів буде визначена наступними нерівностями [117, 234, 370]:

$$\sqrt{\left(\iiint_V |F_1| dV\right)^2 + \dots + \left(\iiint_V |F_n| dV\right)^2} \leq I \leq \sqrt{V \left[\iiint_V (F_1^2 + \dots + F_n^2) dV \right]}. \quad (3.21)$$

Наведені вирази (3.21) є найбільш простими, проте в цілях визначення більш точної верхньої оцінки можна використовувати кубатурну формулу наступного вигляду [370]:

$$\iiint_V \sqrt{F_1^2 + \dots + F_n^2} dV \leq \sqrt{2V(\sqrt{I_1 I_3} + I_2)}, \quad (3.22)$$

$$\text{де } I_1 = \iiint_V (1-f)^2 (F_1^2 + \dots + F_n^2) dV,$$

$$I_2 = \iiint_V f(1-f)(F_1^2 + \dots + F_n^2) dV, \quad I_3 = \iiint_V f^2 (F_1^2 + \dots + F_n^2) dV.$$

Вважаючи, що об'єм V циліндричного модуля $0 \leq \theta \leq 2\pi$, $R_1 \leq r \leq R_2$ обмежений поверхнями $z_1 = 0$, $z_2 = z(r)$ в циліндричній системі координат r, θ, z , отримуємо $f = \frac{z}{z(r)}$. Отже, вирази (3.22) приймає вигляд:

$$I_1 = 2\pi \int_{R_1}^{R_2} r dr \int_0^{z(r)} \left(1 - \frac{z}{z(r)}\right)^2 (F_1^2 + \dots + F_n^2) dz,$$

$$I_2 = 2\pi \int_{R_1}^{R_2} r dr \int_0^{z(r)} \frac{z}{z(r)} \left(1 - \frac{z}{z(r)}\right) (F_1^2 + \dots + F_n^2) dz,$$

$$I_3 = 2\pi \int_{R_1}^{R_2} r dr \int_0^{z(r)} \left(\frac{z}{z(r)}\right)^2 (F_1^2 + \dots + F_n^2) dz. \quad (3.23)$$

При вирішенні практичних задач значення визначених інтегралів (3.23) доцільно представити в наступному вигляді:

$$\begin{aligned}
 A &= 2\pi \int_{R_1}^{R_2} r dr \int_0^{z(r)} (F_1^2 + \dots + F_n^2) dz, \\
 B &= 2\pi \int_{R_1}^{R_2} r dr \int_0^{z(r)} \frac{z}{z(r)} (F_1^2 + \dots + F_n^2) dz, \\
 C &= 2\pi \int_{R_1}^{R_2} r dr \int_0^{z(r)} \left(\frac{z}{z(r)} \right)^2 (F_1^2 + \dots + F_n^2) dz.
 \end{aligned} \tag{3.24}$$

Тоді з урахуванням (3.24) вирази, що входять в праву частину кубатурної формули (3.22), приймають такий вигляд:

$$I_1 I_3 = (A - 2B + C)C, \quad I_2 = B - C. \tag{3.25}$$

Після інтегрування виразів (3.24) з'являється можливість отримання аналітичного виразу потужності пластичної деформації, що дозволяє проводити оптимізацію технологічних параметрів процесів або призводить до суттєвого спрощення даної функції. Відносна похибка розрахункових формул (3.22) не перевищує 1,5%, при цьому відносна похибка (3.21) може досягати 3–12%.

Розглянемо розрахунок трапецеїдального «кутового» модуля (№5).

Для модуля, використовуючи верхню оцінку для потужності сил деформування за нерівністю Коші – Буняковського (3.20) при інтенсивності швидкостей деформації і об'ємі пластичної області V для кутової течії, отримаємо

$$v_r|_{r=R} = \frac{V_0 \cdot (R_1^2 - R^2)}{2 \cdot H_0 \cdot R}$$

$$z(r) = k \cdot (r - R_0) + H_0, \quad k = \frac{h_1 - H_0}{R_1 - R_0}, \quad k = -\operatorname{tg} \alpha, \quad z'(r) = k.$$

$$\text{КМПШ: } V_z = -V_0 \cdot M + \frac{V_0 \cdot M}{z(r)} \cdot \left(1 + \frac{(R_1^2 - r^2) \cdot k}{2 \cdot r \cdot z(r)} \right) \cdot z, \quad \text{де } M = \frac{2 \cdot R_0 \cdot H_0}{R_1^2 - R_0^2},$$

$$V_r = \frac{V_0 \cdot M \cdot (R_1^2 - r^2)}{2 \cdot r \cdot z(r)}. \tag{3.26}$$

$$\text{КГУ: } V_r|_{r=R_1} = 0, \quad V_r|_{r=R_0} = V_0, \quad V_z|_{z=0} = -V_0 \cdot M = V_1.$$

$$\dot{\varepsilon}_z = \frac{V_0 \cdot M}{z(r)} \cdot \left(1 + \frac{(R_1^2 - r^2) \cdot k}{2 \cdot r \cdot z(r)} \right), \quad \dot{\varepsilon}_r = -\frac{V_0 \cdot M}{z(r)} - \frac{V_0 \cdot M \cdot (R_1^2 - r^2)}{2 \cdot r^2 \cdot z(r)} - \frac{V_0 \cdot M \cdot (R_1^2 - r^2) \cdot k}{2 \cdot r \cdot z^2(r)},$$

$$\dot{\varepsilon}_\theta = \frac{V_0 \cdot M \cdot (R_1^2 - r^2)}{2 \cdot r^2 \cdot z(r)},$$

$$\dot{\gamma}_{rz} = -\frac{V_0 \cdot M \cdot k}{z^2(r)} \cdot \left(2 + \frac{(R_1^2 - r^2) \cdot (z(r) + 2 \cdot k \cdot r)}{2 \cdot r^2 \cdot z(r)} \right) \cdot z.$$

Отримаємо:

$$V = \int_0^{2\pi} d\theta \int_{R_0}^{R_1} r dr \int_0^{z(r)} dz = 2\pi \cdot \left(k \cdot \frac{R_1^3 - R_0^3}{3} - N \cdot \frac{R_1^2 - R_0^2}{2} \right),$$

$$\text{де } N = k \cdot R_0 - H_0.$$

$$N_\partial \leq \frac{2\sqrt{2} \cdot \pi}{3} \cdot M \cdot V_0 \cdot \sqrt{V \cdot \left(\frac{1,5 + 1,125 \cdot k^2}{k} \cdot (R_1 - R_0) - \frac{0,375 \cdot k^3 \cdot R_0^4}{N} \cdot \left(\frac{1}{R_1} - \frac{1}{R_0} \right) + \frac{R_0^2 \cdot k^2}{N^3} \cdot A + \frac{h_0^2}{N^3} \cdot B + \left(\frac{1}{R_1^2} - \frac{1}{R_0^2} \right) \cdot C + \frac{h_0^2}{N} \cdot \left(\frac{1}{H_0^2} - \frac{1}{h_1^2} \right) \cdot D \right)}, \quad (3.27)$$

$$\text{де } A = \left(1,5 \cdot k \cdot R_0 \cdot h_1 - 0,375 \cdot R_0^2 \cdot k^2 - 0,75 \cdot h_1^2 \right) \cdot \ln \left(\frac{R_1}{R_0} \right),$$

$$B = \left(1,5 \cdot k \cdot R_0 \cdot h_1 - 0,375 \cdot h_1^2 - 1,5 \cdot R_0^2 \cdot k^2 \right) \cdot \ln \left(\frac{R_1}{R_0} \right),$$

$$C = \frac{R_0^4 \cdot (0,75 + 0,0625 \cdot k^2)}{N},$$

$$D = \frac{3 \cdot h_1 \cdot R_0}{k} + R_0 \cdot h_1 \cdot k - R_0^2 \cdot k^2 - 3 \cdot R_0^2 - 0,25 \cdot h_1^2 - \frac{0,75 \cdot h_1^2}{k^2}. \quad (3.28)$$

При цьому відносна похибка обчислення потужності сил деформування формули (3.20) може досягати 3–12% і істотно знижуватися при використанні для обчислення повного приведенного тиску всієї розрахункової схеми досліджуваного процесу.

Для даної задачі визначимо також складові енергетичного балансу:

$$\begin{aligned}
N_{c_{\text{виход}}} &= \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 2\pi R_0 \int_0^{H_0} \left| -V_0 \cdot M + \frac{V_0 \cdot M}{H_0} \cdot \left(1 + \frac{(R_1^2 - R_0^2) \cdot k}{2 \cdot R_0 \cdot H_0} \right) \cdot z \right| \cdot dz = \\
&= \frac{\sigma_s \cdot V_0 \cdot \pi \cdot R_0 \cdot H_0}{\sqrt{3}} \cdot (M - k)
\end{aligned} \tag{3.29}$$

$$N_{t_{\text{верт}}} = \frac{2\mu_s \cdot \sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 2\pi R_1 \int_0^{h_1} \left| -V_0 \cdot M + \frac{V_0 \cdot M}{h_1} \cdot z \right| \cdot dz = \frac{2\mu_s \cdot \sigma_s \cdot V_0 \cdot \pi \cdot R_1 \cdot h_1}{\sqrt{3}} \cdot M,$$

$$\begin{aligned}
N_{c_{\text{виход}}} &= \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 2\pi \int_{R_0}^{R_1} \left| \frac{V_0 \cdot M \cdot (R_1^2 - r^2)}{2 \cdot r \cdot z(r)} \right| \cdot r \, dr = \\
&= -\frac{\sigma_s \cdot V_0 \cdot \pi \cdot M}{\sqrt{3} \cdot k} \cdot \left| \frac{\frac{R_1^2 - R_0^2}{2} + \left(R_0 - \frac{H_0}{k} \right) \cdot (R_1 - R_0) +}{\left(\left(R_0 - \frac{H_0}{k} \right)^2 - R_1^2 \right) \cdot \ln \left(1 + \frac{k \cdot (R_1 - R_0)}{H_0} \right)} \right|
\end{aligned} \tag{3.30}$$

$$\begin{aligned}
N_{t_{\text{накл}}} &= \frac{2\mu_s \cdot \sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 2\pi \int_{R_0}^{R_1} \left| \left(1 + [z'(r)]^2 \right) \cdot \frac{V_0 \cdot M \cdot (R_1^2 - r^2)}{2 \cdot r \cdot z(r)} \right| \cdot r \, dr = 2\mu_s \cdot (1 + k^2) \cdot N_{c_{\text{виход}}} = \\
&= -2\mu_s \cdot (1 + k^2) \cdot \frac{\sigma_s \cdot V_0 \cdot \pi \cdot M}{\sqrt{3} \cdot k} \cdot \left| \frac{\frac{R_1^2 - R_0^2}{2} + \left(R_0 - \frac{H_0}{k} \right) \cdot (R_1 - R_0) +}{\left(\left(R_0 - \frac{H_0}{k} \right)^2 - R_1^2 \right) \cdot \ln \left(1 + \frac{k \cdot (R_1 - R_0)}{H_0} \right)} \right|
\end{aligned} \tag{3.31}$$

Як видно, отримані залежності підтверджують ще одну властивість кінематичних модулів, а саме, наявність функціонального зв'язку між потужностями зрізу і тертя на гранях трапецеїдального модуля:

$$N_{t_{\text{накл}}} = 2\mu_s \cdot (1 + k^2) \cdot N_{c_{\text{виход}}}. \tag{3.32}$$

Розглянемо розрахунок трапецеїдального «кутового» центрострімного модуля (№9)

$$z(r) = \operatorname{tg} \alpha \cdot (r - R_4) + h_1, \text{ де } \operatorname{tg} \alpha = \frac{h - h_1}{R_3 - R_4}, \quad z'(r) = \operatorname{tg} \alpha$$

$$\begin{cases} V_z = -V_0 \cdot M + \frac{V_0 \cdot M}{z(r)} \cdot \left[1 - \frac{r^2 - R_4^2}{2r \cdot z(r)} \cdot \operatorname{tg} \alpha \right] \cdot z \\ V_r = -\frac{V_0 \cdot M \cdot (r^2 - R_4^2)}{2r \cdot z(r)} \end{cases}, \text{ де } M = \frac{2R_3 \cdot h}{R_3^2 - R_4^2} \quad (3.33)$$

Граничні умови: $V_z|_{z=0} = -V_0 \cdot M = -V_1$

$$V_r|_{r=R_4} = 0$$

$$V_r|_{r=R_3} = -\frac{V_0 \cdot M \cdot (R_3^2 - R_4^2)}{2 \cdot R_3 \cdot h} = -\frac{V_0 \cdot \frac{2 \cdot R_3 \cdot h}{(R_3^2 - R_4^2)} \cdot (R_3^2 - R_4^2)}{2 \cdot R_3 \cdot h} = -V_0$$

$$\dot{\varepsilon}_z = \frac{V_0 \cdot M}{z(r)} \cdot \left[1 - \frac{r^2 - R_4^2}{2r \cdot z(r)} \cdot \operatorname{tg} \alpha \right]$$

$$\dot{\varepsilon}_\theta = -\frac{V_0 \cdot M \cdot (r^2 - R_4^2)}{2 \cdot r^2 \cdot z(r)}$$

$$\dot{\varepsilon}_r = -\frac{V_0 \cdot M}{2} \cdot \frac{2r \cdot r \cdot z(r) - (r^2 - R_4^2) \cdot [1 \cdot z(r) + r \cdot z'(r)]}{r^2 \cdot z^2(r)} =$$

$$= -\frac{V_0 \cdot M}{2 \cdot r^2 \cdot z^2(r)} \cdot [2r^2 \cdot z(r) - (r^2 - R_4^2) \cdot [z(r) + r \cdot \operatorname{tg} \alpha]] =$$

$$= -\frac{V_0 \cdot M}{z(r)} + \frac{V_0 \cdot M \cdot (r^2 - R_4^2)}{2 \cdot r^2 \cdot z(r)} + \frac{V_0 \cdot M \cdot (r^2 - R_4^2) \cdot \operatorname{tg} \alpha}{2 \cdot r^2 \cdot z(r)}$$

$$\dot{\varepsilon}_z + \dot{\varepsilon}_\theta + \dot{\varepsilon}_r = 0$$

$$\begin{aligned} \dot{\gamma}_{rz} &= \frac{\partial V_z}{\partial r} + \frac{\partial V_r}{\partial z} = -\frac{V_0 \cdot M}{z^2(r)} \cdot z'(r) \cdot z - \frac{V_0 \cdot M \cdot z}{2 \cdot r^2 \cdot z^4(r)} \cdot \left[\begin{array}{l} + 2r \cdot \operatorname{tg} \alpha \cdot r \cdot z^2(r) - \\ - [1 \cdot z^2(r) + r \cdot 2 \cdot z(r) \cdot z'(r)] \times \\ \times (r^2 - R_4^2) \cdot \operatorname{tg} \alpha \end{array} \right] = \\ &= -\frac{V_0 \cdot M \cdot z \cdot \operatorname{tg} \alpha}{z^2(r)} \cdot \left[2 - \frac{(r^2 - R_4^2) \cdot (z(r) + 2r \cdot \operatorname{tg} \alpha)}{2 \cdot r^2 \cdot z(r)} \right] \end{aligned}$$

Інтеграл потужності сил деформування в трапецеїдальному модулі має вигляд

$$N_\partial = \sigma_s \cdot 2\pi \int_{R_4}^{R_3} r dr \dot{\varepsilon}_i \int_0^{z(r)} \dot{\varepsilon}_i dz,$$

де $\dot{\varepsilon}_i$ – інтенсивність швидкостей деформації.

$$\dot{\varepsilon}_i^2 = \frac{2}{9} \cdot \left[6 \cdot \left(\frac{V_0 \cdot M}{z(r)} \right)^2 \cdot \left(\left(1 - \frac{r^2 - R_4^2}{2 \cdot r \cdot z(r)} \operatorname{tg} \alpha \right)^2 + \left(\frac{r^2 - R_4^2}{2 \cdot r^2} \right)^2 - \frac{r^2 - R_4^2}{2 \cdot r^2} \times \right) \right. \\ \left. \times \left(1 - \frac{r^2 - R_4^2}{2 \cdot r \cdot z(r)} \operatorname{tg} \alpha \right) \right] + \\ \left[+ 1.5 \cdot \left(\frac{V_0 \cdot M \cdot \operatorname{tg} \alpha \cdot z}{z_2(r)} \right)^2 \cdot \left(2 - \frac{(r^2 - R_4^2) \cdot (z(r) + 2 \cdot r \cdot \operatorname{tg} \alpha)}{2 \cdot r^2 \cdot z(r)} \right)^2 \right] \quad (3.34)$$

Верхня оцінка інтеграла за Коші-Буняковським:

$$N_{\partial 4} \leq \sigma_s \cdot \sqrt{V_{\text{обл.4}} \cdot \iiint_{V_4} \dot{\varepsilon}_i^2 dV_{\text{обл.4}}}, \quad (3.35)$$

де $V_{\text{обл.4}}$ – об'єм металу в модулі.

$$V_{\text{обл}} = 2 \cdot \pi \cdot \int_{R_4}^{R_3} r \cdot dr \cdot \int_0^{z(r)} dz = 2 \cdot \pi \cdot \left[\operatorname{tg} \alpha \cdot \frac{R_3^3 - R_4^3}{3} + (h_1 - R_4 \cdot \operatorname{tg} \alpha) \cdot \frac{R_3^2 - R_4^2}{2} \right] = \\ = 2 \cdot \pi \cdot \left[\operatorname{tg} \alpha \cdot \frac{R_3^3 - R_4^3}{3} - N \cdot \frac{R_3^2 - R_4^2}{2} \right], \text{ де } N = R_4 \cdot \operatorname{tg} \alpha - h_1$$

Остаточно верхню оцінку потужності сил деформування можна визначити за залежністю:

$$N_{\partial 2} = (2\pi \cdot R_3 \cdot h \cdot \sigma_s \cdot V_0) \cdot \frac{2\sqrt{2}}{3 \cdot (R_3^2 - R_4^2)} \sqrt{T \cdot L} \quad (3.36)$$

$$\text{де } T = \left[\operatorname{tg} \alpha \cdot \frac{R_3^2 - R_4^2}{3} - N \cdot \frac{R_3^2 - R_4^2}{2} \right];$$

$$L = \left(A_1 - A_2 + \frac{R_4^2 \cdot \operatorname{tg}^2 \alpha}{N^3} \cdot A_3 \cdot \ln \left[\frac{R_3}{R_4} \right] + \frac{h_1^2}{N^3} \cdot A_4 \cdot \ln \left[\frac{h}{h_1} \right] + \right. \\ \left. + A_5 + \frac{h_1^2}{N} \cdot \left(\frac{1}{h^2} - \frac{1}{h_1^2} \right) \cdot A_6 \right)$$

$$A_1 = \frac{1.5 + 0.125 \cdot \operatorname{tg}^2 \alpha}{\operatorname{tg} \alpha} \cdot (R_3 - R_4);$$

$$A_2 = \frac{0.375 \cdot \operatorname{tg}^3 \alpha \cdot R_4^4}{N} \cdot \left(\frac{1}{R_3} - \frac{1}{R_4} \right); A_3 = \left[1.5 \cdot \operatorname{tg} \alpha \cdot R_4 \cdot h_1 - 0.375 \cdot R_4^2 \cdot \operatorname{tg}^2 \alpha - 0.75 \cdot h_1^2 \right];$$

$$A_4 = \left[1.5 \cdot h_1 \cdot \operatorname{tg} \alpha \cdot R_4 - 0.375 \cdot h_1^2 - 1.5 \cdot R_4^2 \cdot \operatorname{tg}^2 \alpha \right]; A_5 = \frac{R_4^4 \cdot (0.75 + 0.0625 \cdot \operatorname{tg}^2 \alpha)}{N} \cdot \left(\frac{1}{R_3^2} - \frac{1}{R_4^2} \right)$$

$$A_6 = \left(\begin{array}{l} \frac{3 \cdot h_1 \cdot R_4}{\operatorname{tg} \alpha} + R_4 \cdot h_1 \cdot \operatorname{tg} \alpha - R_4^2 \cdot \operatorname{tg}^2 \alpha - 3 \cdot R_4^2 - \\ - 0.25 \cdot h_1^2 - \frac{0.75 \cdot h_1^2}{\operatorname{tg}^2 \alpha} \end{array} \right)$$

Потужності сил зрізу і тертя на границях модуля:

$$N_{c3-4} = \frac{\pi \cdot R_3 \cdot V_0 \cdot \sigma_s \cdot h}{\sqrt{3}} \cdot \left(\frac{2 \cdot R_3 \cdot h}{(R_3^2 - R_4^2)} + \operatorname{tg} \alpha \right)$$

$$N_{t4-8} = \frac{2\pi \cdot \mu_s \cdot \sigma_s \cdot V_0 \cdot M \cdot R_4 \cdot h_1}{\sqrt{3}} \quad M = \frac{2R_3 \cdot h}{R_3^2 - R_4^2}$$

$$N_{c4-5} = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 2\pi \cdot \int_{R_4}^{R_3} \left| \frac{V_0 \cdot M \cdot (r^2 - R_4^2)}{2r \cdot z(r)} \right| \cdot r dr =$$

$$\frac{\sigma_s \cdot \pi \cdot V_0 \cdot M}{\sqrt{3} \cdot \operatorname{tg} \alpha} \cdot \left| \frac{\frac{R_3^2 - R_4^2}{2} + \left(R_4 - \frac{h_1}{\operatorname{tg} \alpha} \right) \cdot (R_3 - R_4) + \left[\left(R_4 - \frac{h_1}{\operatorname{tg} \alpha} \right)^2 - R_4^2 \right] \times}{\times \ln \left(1 + \frac{(R_3 - R_4)}{h_1} \cdot \operatorname{tg} \alpha \right)} \right| \quad (3.37)$$

$$N_{t\alpha} = 2 \cdot \mu_s \cdot (1 + \operatorname{tg}^2 \alpha) \cdot N_{c \text{ виход}} \quad (3.38)$$

Розглянемо задачу видавлювання ступінчатого фланця (модуль № 6)

Рішення для трапецеїдального модуля №6 виконано аналогічно зі знаходженням верхньої оцінки інтеграла потужності сил деформування

$$N_{d6} \leq \sigma_s \cdot \sqrt{V_{обл.6} \cdot \iiint_{V_4} \dot{\epsilon}_i^2 dV_{обл.6}}, \quad (3.39)$$

де $V_{обл.6}$ – об'єм металу в модулі, який обмежено радіусами.

$$V_{обл.6} = 2\pi \int_{R_k}^{R_2} r dr \int_0^{F(r)} dz = 2\pi \int_{R_k}^{R_2} r \cdot F(r) dr = 2\pi \int_{R_k}^{R_2} r \cdot [-\operatorname{tg}(\beta) \cdot (r - R_k) + H] dr =$$

$$= 2\pi \left[-\operatorname{tg}(\beta) \cdot \frac{r^3}{3} + (H + R_k \cdot \operatorname{tg}(\beta)) \frac{r^2}{2} \right]_{R_k}^{R_2} = \quad (3.40)$$

$$= 2\pi \left[(H + R_k \cdot \operatorname{tg}(\beta)) \cdot \frac{R_2^2 - R_k^2}{2} - \operatorname{tg}(\beta) \cdot \frac{R_2^3 - R_k^3}{2} \right].$$

Остаточно, верхню оцінку потужності сил деформування можна визначити за залежністю:

$$N_{d6} \leq \frac{\sqrt{2}}{3} \cdot (2\pi \cdot \sigma_s \cdot V_3 \cdot R_k \cdot H) \cdot M, \quad (3.41)$$

де

$$M = \left[\begin{aligned} & \left(N \cdot \frac{R_2^2 - R_k^2}{2} - \operatorname{tg}(\beta) \cdot \frac{R_2^3 - R_k^3}{3} \right) \cdot \left(\frac{6 + 0.5 \operatorname{tg}^2(\beta)}{2 \cdot N} \cdot \left(\frac{1}{R_k^2} - \frac{1}{R_2^2} \right) + \right. \\ & \left. + \frac{\operatorname{tg}(\beta) \cdot (2.5 \operatorname{tg}^2(\beta) + 12)}{N^2} \cdot \left(\frac{1}{R_k} - \frac{1}{R_2} \right) \cdot \frac{\operatorname{tg}^2(\beta) \cdot (20 + 6.5 \operatorname{tg}^2(\beta))}{N^3} \right) \times \\ & \times \ln \left| \frac{R_2}{R_k} \right| + \frac{\operatorname{tg}^2(\beta) \cdot (1 + \operatorname{tg}^2(\beta))}{N} \cdot \left(\frac{1}{(N - \operatorname{tg}\beta \cdot R_2)^2} - \frac{1}{(N - \operatorname{tg}\beta \cdot R_k)^2} \right) + \\ & \left. + \frac{4 \cdot \operatorname{tg}^2(\beta) \cdot (2 + \operatorname{tg}^2(\beta))}{N^2} \cdot \left(\frac{1}{(N - \operatorname{tg}\beta \cdot R_2)} - \frac{1}{(N - \operatorname{tg}\beta \cdot R_k)} \right) + \right. \\ & \left. + \frac{\operatorname{tg}^2(\beta) \cdot (20 + 6.5 \cdot \operatorname{tg}^2(\beta))}{N^3} \cdot \ln \left| \frac{N - \operatorname{tg}(\beta) \cdot R_k}{N - \operatorname{tg}(\beta) \cdot R_2} \right| \right], \quad (3.42) \end{aligned}$$

де $N = H + \operatorname{tg}(\beta) \cdot R_k$.

Розрахунок трикутних кінематичних модулів (№ 22)

Рівняння похилої границі $z = \frac{h}{R_1 - R} \cdot (r - R); \quad \operatorname{tg}\beta = \frac{R_1 - R}{h};$
 $z'(r) = \frac{h}{R_1 - R} = \frac{1}{\operatorname{tg}\beta};$

Поле швидкостей
$$\begin{cases} V_z = -\frac{2R_1}{(R + R_1) \cdot \operatorname{tg}\beta} \cdot \left(1 - \frac{z \cdot \operatorname{tg}\beta}{2r} \right) \cdot \lambda V_0 \\ V_r = -\frac{\lambda \cdot V_0 \cdot R_1}{R + R_1} \cdot \left(1 + \frac{R}{r} \right) \end{cases} \quad (3.43)$$

Перевірка граничних умов (КГУ):

$$\begin{aligned} V_r|_{r=R_1} &= -\lambda V_0; \\ V_z|_{z=0} &= -\lambda V_0 \cdot \frac{2R_1}{(R + R_1) \cdot \operatorname{tg}\beta}; \\ \dot{\epsilon}_z &= -\lambda V_0 \cdot \frac{2R_1}{(R + R_1) \cdot \operatorname{tg}\beta} \cdot \left(-\frac{\operatorname{tg}\beta}{2r} \right) = \lambda V_0 \cdot \frac{R_1}{(R + R_1) \cdot r}; \\ \dot{\epsilon}_r &= -\frac{\lambda \cdot V_0 \cdot R_1}{R + R_1} \cdot \left(-\frac{R}{r^2} \right) = \frac{\lambda V_0 \cdot R_1 \cdot R}{r^2 \cdot (R + R_1)}; \\ \dot{\epsilon}_\theta &= -\frac{\lambda \cdot V_0 \cdot R_1}{R + R_1} \cdot \left(\frac{1}{r} + \frac{R}{r^2} \right) = -\lambda V_0 \cdot \frac{R_1}{(R + R_1) \cdot r} - \frac{\lambda V_0 \cdot R_1 \cdot R}{r^2 \cdot (R + R_1)}; \dot{\gamma}_{rz} = 0 \end{aligned}$$

$\dot{\varepsilon}_z + \dot{\varepsilon}_r + \dot{\varepsilon}_\theta = 0$ (умову нестисненості виконано).

$$\dot{\varepsilon}_i = \frac{2\lambda V_0 \cdot R_1}{\sqrt{3} \cdot r^2 \cdot (R + R_1)} \cdot \sqrt{r^2 + 7 \cdot R_1 + R_1^2}, (\lambda V_0 > 0) \quad (3.44)$$

$$\begin{aligned} N\partial &= 2\pi \int_R^{R_1} r dr \int_0^{z(r)} \frac{2\lambda V_0 \cdot R_1}{\sqrt{3} \cdot r^2 \cdot (R + R_1)} \cdot \sqrt{r^2 + r \cdot R_1 + R_1^2} dz = \\ &= \frac{4\pi \cdot \lambda \cdot V_0 \cdot R_1}{\sqrt{3} \cdot (R + R_1)} \cdot \int_R^{R_1} \frac{\sqrt{r^2 + r \cdot R_1 + R_1^2}}{r} \cdot \frac{1}{\operatorname{tg}\beta} \cdot (r - R) dr = \\ &= \frac{4\pi \cdot \lambda \cdot V_0 \cdot R_1}{\sqrt{3} \cdot (R + R_1) \cdot \operatorname{tg}\beta} \cdot \int_R^{R_1} \frac{\sqrt{r^2 + r \cdot R_1 + R_1^2}}{r} \cdot (r - R) dr = \\ &= \frac{4\pi \cdot \lambda \cdot V_0 \cdot R_1}{\sqrt{3} \cdot (R + R_1) \cdot \operatorname{tg}\beta} \cdot \left[\left(\frac{r}{2} + \frac{R_1}{4} - R \right) \cdot \sqrt{r^2 + r \cdot R_1 + R_1^2} + \right. \\ &+ \left. \left(\frac{3}{8} \cdot R_1^2 - \frac{1}{2} \cdot R \cdot R_1 \right) \cdot \ln \left| \frac{1}{2} R_1 + r + \sqrt{r^2 + r \cdot R_1 + R_1^2} \right| + \right. \\ &+ \left. R \cdot R_1 \cdot \ln \left| \frac{2R_1^2 + R_1 \cdot r + 2R_1 \cdot \sqrt{r^2 + r \cdot R_1 + R_1^2}}{r} \right| \right] \Bigg|_R^{R_1} = \\ &= \frac{2\pi \cdot \lambda \cdot V_0}{\sqrt{3} \cdot (R + R_1) \cdot \operatorname{tg}\beta} \cdot \left[\left(\frac{3}{4} \cdot R_1 - R \right) \cdot \sqrt{3 \cdot R_1^2} - \left(\frac{R_1}{4} - \frac{R}{2} \right) \cdot \sqrt{R^2 + R \cdot R_1 + R_1^2} + \right. \\ &+ \left. \left(\frac{3}{8} \cdot R_1^2 - \frac{1}{2} \cdot R \cdot R_1 \right) \cdot \ln \left| \frac{\frac{3}{2} R_1 + \sqrt{3 R_1^2}}{\frac{1}{2} R_1 + R + \sqrt{R^2 + R \cdot R_1 + R_1^2}} \right| + \right. \\ &+ \left. R \cdot R_1 \cdot \ln \left| \frac{3R_1^2 + 2R_1 \cdot \sqrt{3 R_1^2}}{R_1} \cdot \frac{R}{2R_1^2 + R \cdot R_1 + 2R_1 \cdot \sqrt{R^2 + R \cdot R_1 + R_1^2}} \right| \right] = \\ &= \frac{2\pi \cdot \lambda \cdot V_0}{\sqrt{3} \cdot (R + R_1) \cdot \operatorname{tg}\beta} \cdot \left[\left(\frac{3}{4} \cdot R_1 - R \right) \cdot \sqrt{3} \cdot R_1 - \left(\frac{R_1}{4} - \frac{R}{2} \right) \cdot \sqrt{R^2 + R \cdot R_1 + R_1^2} + \right. \\ &+ \left. \left(\frac{3}{8} \cdot R_1^2 - \frac{1}{2} \cdot R \cdot R_1^2 \right) \cdot \ln \left| \frac{\frac{3}{2} R_1 + \sqrt{3} \cdot R_1}{\frac{1}{2} R_1 + R + \sqrt{R^2 + R \cdot R_1 + R_1^2}} \right| + \right. \\ &+ \left. R \cdot R_1 \cdot \ln \left| \frac{(3 + 2\sqrt{3}) \cdot R \cdot R_1}{2R_1^2 + R \cdot R_1 + 2R_1 \cdot \sqrt{R^2 + R \cdot R_1 + R_1^2}} \right| \right] = \\ &= \frac{4\pi \cdot \lambda \cdot V_0 \cdot R_1}{\sqrt{3} \cdot (R + R_1) \cdot \operatorname{tg}\beta} \cdot \left[\left(\frac{3}{4} \cdot R_1 - R \right) \cdot \sqrt{3} \cdot R_1 - \left(\frac{R_1}{4} - \frac{R}{2} \right) \cdot A + \right. \\ &+ \left. \left(\frac{3}{8} \cdot R_1^2 - \frac{1}{2} \cdot R \cdot R_1^2 \right) \cdot \ln \left| \frac{(3 + 2\sqrt{3}) \cdot R_1}{R_1 + 2R + 2A} \right| + R \cdot R_1 \cdot \ln \left| \frac{(3 + 2\sqrt{3}) \cdot R}{2R_1 + R + 2A} \right| \right], \end{aligned} \quad (3.45)$$

$$\text{де } A = \sqrt{R^2 + R \cdot R_1 + R_1^2}$$

Складові потужності сил тертя та зрізу:

$$N_{c \text{ верх}} = 2\pi R_1 \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot \int_0^h \left| -\lambda V_0 \cdot \frac{2R_1}{(R+R_1) \cdot \text{tg}\beta} \cdot \left(1 - \frac{z \cdot \text{tg}\beta}{2R_1}\right) \right| dz = \frac{2\pi R_1 \sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot \frac{\lambda V_0}{\text{tg}\beta} \cdot \left(z - \frac{z^2}{2} \cdot \frac{\text{tg}\beta}{2R_1} \right) \Big|_0^h =$$

$$= \frac{4\pi R_1^2 \sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot \frac{\lambda V_0}{(R+R_1) \cdot \text{tg}\beta} \cdot h \cdot \left(1 - \frac{h \cdot \text{tg}\beta}{4R_1}\right)$$

$$N_{c \text{ гориз}} = 2\pi \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot \int_R^{R_1} \left| -\frac{\lambda V_0 \cdot R_1}{R+R_1} \cdot \left(1 + \frac{R}{r}\right) \right| \cdot r dr = \frac{2\pi \sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot \frac{\lambda V_0}{2} \cdot \left(\frac{r^2}{2} + R \cdot r \right) \Big|_R^{R_1} =$$

$$= \frac{2\pi \sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot \frac{\lambda V_0 \cdot R_1}{R+R_1} \cdot \left[\frac{R_1^2}{2} - \frac{R^2}{2} + R \cdot (R_1 - R) \right] = \frac{\pi \sigma_s \lambda V_0}{\sqrt{3}} \cdot \left[\frac{R_1^2 - R^2}{2} + R \cdot (R_1 - R) \right]$$

$$N_{t \text{ накл}} = \frac{2\pi \cdot 2\mu_s \cdot \sigma_s}{\sqrt{3}} \int_R^{R_1} \left(1 + [z'(r)]^2\right) |V_r| \cdot r dr =$$

$$= \frac{4\pi \cdot \mu_s \cdot \sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot \left(1 + \frac{1}{\text{tg}^2 \beta}\right) \int_R^{R_1} \left| -\frac{\lambda V_0 \cdot R_1}{R+R_1} \cdot \left(1 + \frac{R}{r}\right) \right| \cdot r dr = 2\mu_s \cdot \left(1 + \frac{1}{\text{tg}^2 \beta}\right) \cdot N_{c \text{ гориз}} \quad (3.46)$$

Властивістю модуля являється рівність: $N_{t \text{ накл}} = 2\mu_s \cdot \left(1 + \frac{1}{\text{tg}^2 \beta}\right) \cdot N_{c \text{ гориз}} \cdot (3.47)$

Криволінійний трикутний модуль (№ 19) доцільний для опису осередків деформації при течії до центру і в зонах розвороту течії з радіальної роздачі на пряму.

КМПШ для трикутного криволінійного модулю (див. табл. 3.2, № 19) запишемо так:

$$\begin{cases} V_{z_2} = -\alpha V_0; \\ V_{r_2} = -\frac{c}{r}; \end{cases} \quad c = \frac{R_0^2 - R^2}{2h} V_0. \quad (3.48)$$

Рівняння криволінійних границь модулю: $Z_{AB} = \left(\frac{(1-\alpha)(r^2 - R^2)}{R^2 - R_0^2} + 1 \right) \cdot h$,

$$Z_{BC} = \frac{\alpha \cdot h}{R_0^2 - R^2} \cdot (r^2 - R^2).$$

$$\dot{\varepsilon}_{z2} = 0; \dot{\varepsilon}_{r2} = \frac{c}{r^2}; \dot{\varepsilon}_{\theta} = -\frac{c}{r^2}; \gamma_{rz2} = 0; \varepsilon_i = \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \frac{2c}{r^2}.$$

$$\begin{aligned} N\partial_2 &= \sigma_s \cdot \frac{2c}{\sqrt{3}} \cdot \int_0^{2\pi} d\varphi \int_R^{R_0} r dr \int_{z_{BC}(r)}^{z_{AB}(r)} \frac{1}{r^2} dz = \sigma_s \cdot \frac{R_0^2 - R^2}{\sqrt{3} \cdot h} V_0 \cdot 2\pi \int_R^{R_0} \frac{1}{r} \cdot [Z_{AB(r)} - Z_{BC(r)}] dr = \\ &= \sigma_s \cdot \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot V_0 \pi \left[R_0^2 \cdot \ln \frac{R_0}{R} - \frac{R_0^2 - R^2}{2} \right]. \end{aligned} \quad (3.49)$$

$$\begin{aligned} N_{C_{AB}} &= \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} 2\pi \cdot \int_R^{R_0} \left| \frac{[u_z]}{f'_{AB}(r)} r \cdot (1 + (f'_{AB}(r))^2) \right| dr = \\ &= \left[f_{AB} = \left(\frac{(1-\alpha)(r^2 - R_1^2)}{R_1^2 - R_2^2} + 1 \right) \cdot h; f'_{AB}(r) = \frac{2 \cdot (1-\alpha)}{R_1^2 - R_2^2} \cdot h \cdot r = \frac{1-\alpha}{c} \right] = \\ &= \left[[u_z] = V_0 \cdot (1-\alpha) \right] \\ &= \frac{2\pi\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot \int_R^{R_0} \left| \frac{V_0(1-\alpha) \cdot (1 + (f'_{AB}(r))^2)}{f'_{AB}(r)} \right| r dr = \frac{\pi\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 2c \cdot \int_{R_1}^{R_2} \left(1 + \left(\frac{1-\alpha}{c} \cdot r \right)^2 \right) dr = \\ &= \frac{2c \cdot \pi\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot \left((R_0 - R) + \frac{(1-\alpha)^2}{c^2} \cdot \frac{R_0^3 - R^3}{3} \right) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} N_{C_{BC}} &= \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 2\pi \cdot \int_R^{R_0} \left| \frac{[u_z] \cdot (1 + (f'_{BC}(r))^2)}{f'_{BC}(r)} \right| r dr = \left[[u_z] = -\alpha V_0; f'_{BC}(r) = \frac{\alpha}{c} \cdot r \right] = \\ &= \frac{\pi\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 2c \cdot \int_R^{R_0} \left(1 + \frac{\alpha^2}{c^2} \cdot r^2 \right) dr = \frac{2c\pi\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot \left((R_0 - R) + \frac{\alpha^2}{c^2} \cdot \frac{R_0^3 - R^3}{3} \right) \end{aligned} \quad (3.50)$$

Оптимальне значення параметра a знайдено з умови мінімуму приведенного тиску у виду розрахункової формули:

$$d\bar{p}/da = 0 \quad a_{opt} = \frac{A \cdot \sqrt{3} + 2 \cdot R \cdot h}{2\sqrt{3} \cdot A} \quad A = \frac{8h \cdot (R_0^3 - R^3)}{3\sqrt{3} \cdot (R_0^2 - R^2)} \quad (3.51)$$

Аналогічно отримані рішення для інтегралів потужності сил деформування в межах модулів №№ 3, 7, 12–16, які приведені у наступних розділах 5 і 6.

Зіставлення розрахункових виразів показує, що і для осесиметричних модулів характерні властивості інверсії і залежності один від одного формул для визначення потужності сил зрізу, тертя і сил деформування. Перевірка властивості інверсії напрямів векторів швидкості течії показала, що ці модулі мають властивість інверсії при прямолінійних границях. Так, потужності сил зрізу на протилежних паралельних сторонах гранях трапецеїдальних модулів рівні між собою, а на похилій і протилежних сторонах функціонально між собою пов'язані. Ці властивості модулів є важливими особливостями, які полегшують застосування кінематичних модулів і виконання рішень технологічних завдань.

Можливість отримання приведеного тиску в аналітичному вигляді дозволяє використовувати в повній мірі екстремальні властивості КМПШ, визначаючи значення параметра з умови мінімуму функції приведенного тиску (в спрощеному вигляді, з параметром оптимізації a) [400]:

$$\frac{d\bar{p}}{da} = 0, \quad \frac{d^2\bar{p}}{da^2} > 0. \quad (3.52)$$

Варто зазначити, що (згідно необхідної умови існування екстремуму) критичні точки першого роду для функції наведеного тиску знаходять в загальному випадку з умов:

$$\frac{d\bar{p}}{da} = 0 \text{ або } \frac{d\bar{p}}{da} \text{ не існують.}$$

Стосовно до процесів ОМТ як оптимальних параметрів в основному виступають значення, отримані з рівності $\frac{d\bar{p}}{da} = 0$. При цьому всі отримані критичні значення, які не суперечать змісту геометричних і кінематичних параметрів процесу, перевіряють на наявність в них мінімуму функції, виходячи з достатньої умови існування екстремуму.

Висновки

1. Вперше побудовано криволінійний трикутний модуль для аналізу тисків розкриття горизонтально-роз'ємних матриць. Запропоновано розрахункову залежність, що сприяє зниженню верхніх оцінок наведеного тиску розкриття до 30%.

2. Застосування уточненої залежності для визначення оптимальних значень кута β дозволяє підвищити точність верхніх оцінок при визначенні тисків видавлювання через закруглену матрицю.

3. Розроблено нові кінематичні модулі трапецеїдальної форми, що дозволяють моделювати силовий режим в процесах осесиметричного деформування і описувати осередки деформації різних конфігурацій.

4. Встановлено, що для кінематичних модулів трапецеїдальної форми лінеаризація підінтегрального виразу для інтенсивності швидкостей деформації призводить до значних похибок через недотримання умов в співвідношеннях між компонентами швидкостей деформацій за об'ємом пластичної зони.

5. Для отримання аналітичних розрахункових виразів для приведених тисків деформування використано підхід отримання верхньої оцінки інтеграла потужності сил деформування.

6. Встановлено, що кінематичні модулі, обмежені прямолінійними відрізками, мають властивості інверсії, а залежності для потужностей сил тертя і зрізу добре корелюються між собою на протилежних гранях.

7. Модулі підготовлені і можуть бути застосовані для вирішення технологічних задач в ручному і автоматизованому режимах.

Результати досліджень відображені в опублікованих роботах [371, 398–405, 322].

РОЗДІЛ 4

ЗАСТОСУВАННЯ ФЕНОМЕНОЛОГІЧНОЇ ТЕОРІЇ ДЕФОРМОВНОСТІ ДЛЯ АНАЛІЗУ ПРОЦЕСІВ ОБРОБКИ МЕТАЛІВ ТИСКОМ

4.1 Оцінювання технологічної деформовності заготовок з урахуванням впливу напруженого стану

4.1.1 Показники напруженого стану, що враховують його об'ємність

У наведених розділах 1 і 2 підінтегральні вирази умови деформовності містять експериментально визначені функції ступеня деформації, аргументом яких є безрозмірні показники напруженого стану.

Експериментально встановлено, що пластичність залежить в основному від схеми напруженого стану та закону його зміни в процесі пластичної деформації. Разом з тим наголошується, що пластичність залежить не тільки від рівня досягнутих деформацій, не тільки від схеми напруженого стану, але і від швидкості зміни показників напруженого стану [18, 58]. Розглянемо деякі з цих залежностей з позиції теорії напруженого стану. Дослідимо також можливість їх розвитку стосовно до технологічних задач об'ємного пластичного деформування.

При складному навантаженні однією з основних характеристик траєкторії навантажування є її кривина [25]. Процес навантажування в мікрооб'ємі суцільного середовища задається шістьма незалежними функціями часу $\sigma_{ij}(t)$, або п'ятьма дев'ятьма функціями $S_{ij}(t)$, оскільки $S_{ij} = 0$. Класична теорія пластичності побудована на цих уявленнях. Проте такий опис історії навантаження призводить до необхідності реалізації необмеженої кількості траєкторій. Крім того, при одних і тих же умовах формозміни траєкторії, навантажування будуть різними [308, 385]. При цьому процес навантажування частинок матеріалу доводиться досліджувати в шестивимірному просторі, що викликає ряд труднощів методичного характеру, зростає трудомісткість і обсяг розрахунків, втрачається наочність.

У зв'язку з викладеним, враховуючи, що в сучасні феноменологічні теорії в критерії руйнування входять безрозмірні показники напруженого стану, розглянемо деякі з них.

Уявімо тензор напружень у вигляді [18]

$$\sigma_{ij} = \tau S_{ij}^0 + \sigma \delta_{ij}, \quad (4.1)$$

де $\sigma = \frac{\sigma_{ij} \delta_{ij}}{3}$ - гідростатичний тиск;

$S_{ij}^0 = \frac{S_{ij}}{\tau}$ - компоненти направляючого тензора; S_{ij} - компоненти девіатора напружень;

τ - інтенсивність девіатора напружень $\tau^2 = S_1^2 + S_2^2 + S_3^2$.

Поділивши ліву і праву частину виразу (4.1) на σ_u - інтенсивність напружень, отримаємо:

$$\frac{\sigma_{ij}}{\sigma_u} = \sqrt{\frac{2}{3}} S_{ij}^0 + \frac{\eta}{3} \delta_{ij}. \quad (4.2)$$

Геометричний сенс показника η ілюструє рис. 4.1. Показник η означає нахил вектора ОМ до гідростатичної осі:

$$\operatorname{ctg} \omega_p = \frac{OP}{OD} = \frac{\sqrt{3}\sigma}{\tau} = \frac{\eta}{\sqrt{2}}. \quad (4.3)$$

Положення ОД в девіаторній площині визначається величиною кута виду напруженого стану ω_σ (рис. 4.2), який пов'язаний з параметром Луде–Надаї співвідношенням

$$\mu_\sigma = 2 \frac{\sigma_2 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3} - 1 = -\sqrt{3} \operatorname{ctg} \left(\omega_\sigma + \frac{4}{3} \pi \right). \quad (4.4)$$

В просторі головних напружень (15) має вигляд:

$$\frac{\sigma_1}{\sigma_u} = \frac{1}{3} \left(\eta - \frac{\mu_\sigma - 3}{\sqrt{\mu_\sigma^2 + 3}} \right), \quad \frac{\sigma_2}{\sigma_u} = \frac{1}{3} \left(\eta + \frac{2\mu_\sigma}{\sqrt{\mu_\sigma^2 + 3}} \right), \quad \frac{\sigma_3}{\sigma_u} = \frac{1}{3} \left(\eta - \frac{3 + \mu_\sigma}{\sqrt{\mu_\sigma^2 + 3}} \right). \quad (4.5)$$

4.1.2. Вплив історії деформування на пластичність

З аналізу (1.8) випливає, що траєкторію навантажування можна задавати в тривимірному просторі з координатами e_u, η, μ_σ за допомогою кривої $\eta(e_u), \mu_\sigma(e_u)$.

Залежності $\eta(e_u), \mu_\sigma(e_u)$ названі нами «шляхи деформування», на відміну від терміна «траєкторії навантажування» в просторі напружень, траєкторії деформацій (в просторі деформацій).

З аналізу (1.8) випливає також, що при $\eta = const$ та $\mu_\sigma = const$ навантаження буде простим, а при $\eta = \eta(e_u), \mu_\sigma = \mu_\sigma(e_u)$ – складним.

У загальному випадку напруженого стану залежність пластичності від схеми напруженого стану можна задати поверхнею $e_p(\eta, \mu_\sigma)$.

Кривину траєкторій шляху деформування будемо задавати

$$F = \frac{d\eta}{de_u}, \frac{d^2\eta}{de_u^2}$$

Головною перевагою завдання траєкторій навантажування в просторі безрозмірних показників напруженого стану η, μ_σ а також χ (2.14), введеним в роботі [18]

$$\chi = \frac{\sqrt[3]{I_3(T_\sigma)}}{\sigma_u} = \frac{\sqrt[3]{I_3(T_\sigma)}}{\sqrt{I_2(D_\sigma)}},$$

полягає в тому, що в цьому випадку вид траєкторії навантажування (шляхи деформування) однозначно визначається умовами формозміни, характерними для досліджуваного процесу і практично не залежить від механічних властивостей матеріалу. Це дозволяє моделювати процеси обробки тиском на модельних матеріалах, в цьому випадку необхідно використовувати криві зміцнення $\sigma_u = f(\varepsilon_u)$ і діаграми пластичності $\varepsilon_p = f(\eta, \mu_\sigma, \chi)$ [314, 385].

Як уже зазначено, будемо розраховувати процеси навантажування не в п'ятимірному просторі тензора деформацій, а в просторі безрозмірних показників напруженого стану, при цьому перша похідна від показників напруженого стану

характеризує швидкість накопичення ушкоджень $\left(\frac{d\eta}{de_u}, \frac{d\chi}{de_u}, \frac{d\mu_\sigma}{de_u} \right)$, а друга похідна

від показників $\left(\frac{d^2\eta}{de_u^2}, \frac{d^2\chi}{de_u^2}, \frac{d^2\mu_\sigma}{de_u^2} \right)$ - характеризує кривину шляху деформування.

Проаналізуємо експериментальні дані, отримані в роботі [18] шляхом випробування циліндричних зразків з різних матеріалів в умовах спільного крутіння і розтягування за різними програмами деформування. Розглянуто шляхи деформування для

випадків $\frac{d\eta}{de_u} \geq 0$, кривизна траєкторії $F = \frac{d^2\eta}{d^2e_u} = 0$, а $\frac{d\eta}{de_u}$ знаходиться в межах: у

разі $\frac{d\eta}{de_u} \geq 0$ значення $\frac{d\eta}{de_u} = 0,07 \div 25$, в разі $\frac{d\eta}{de_u} \leq 0$ значення

$$\frac{d\eta}{de_u} = (-0,2) \div (-0,9).$$

Зіставимо результати розрахунку за критеріями (1.5), (1.7), (1.8) з експериментальними даними. Шлях деформування представлений на рис. 4.3 у вигляді прямих, похилих до осі деформацій. При цьому кривизна траєкторії деформацій

$$F = \frac{d^2\eta}{de_u^2} = 0, \text{ а рівняння шляху деформування має вигляд } \eta = Be_u, \text{ де } B = 0, 4; 1,25;$$

1,4; 2,0; 2,86; 5,0.

Задавшись значенням використаного ресурсу пластичності $\Psi = 1$, визначали верхню межу інтегралу e_u^* в критеріях (1.7) і (1.8). В критерії (1.5) $\varepsilon_p(\eta)$ визначали в місці перетину шляху деформування з діаграмою пластичності. Результати розрахунку представлені на рис.4. 4, на якому відображена залежність коефіцієнта впливу історії деформування

$$w = \frac{e_p(\eta)}{e_p(\eta = const)}$$
 від швидкості зміни показника напруженого стану $\frac{d\eta}{de_u}$.

На рис. 4.4 розрахунок w (відношення фактичної деформації до розрахункової) за критерієм (1.5) позначений 1; розрахунок w за критерієм (1.7) позначений 2; розрахунок w за критерієм (1.8) позначений 3.

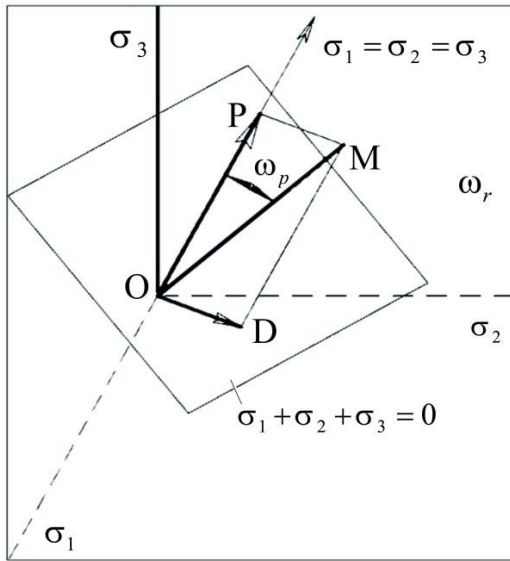


Рис. 4.1 – Гідростатична вісь – $(\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3)$ і девіатора площина – $(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 = 0)$

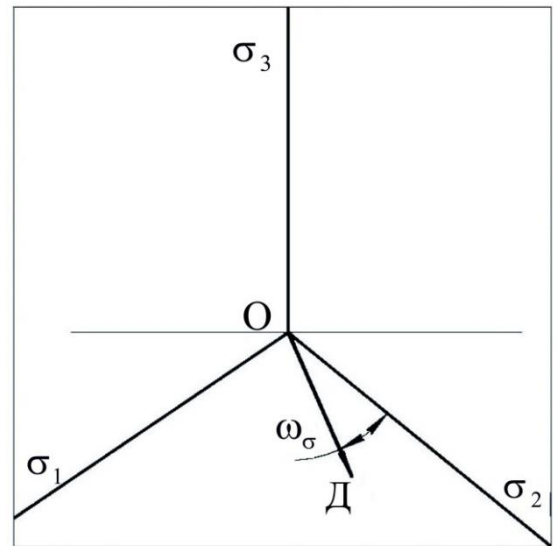
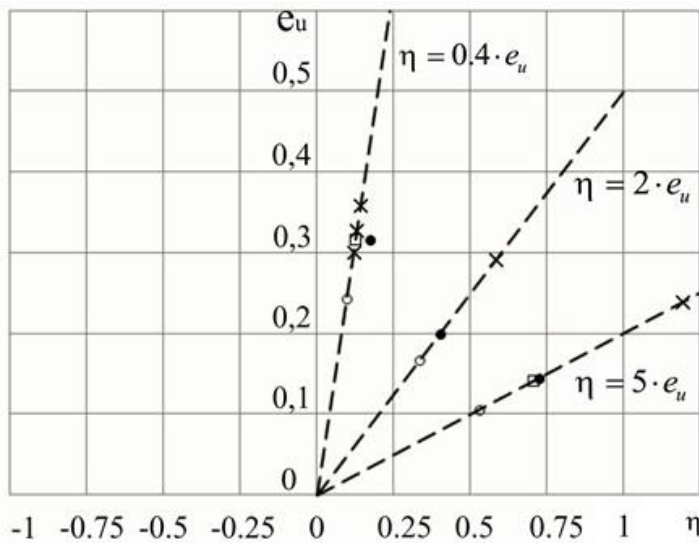


Рис. 4.2 – Проекції координатних осей на девіаторну площину і кут ω_σ напруженого стану



- - розрахунок за (1.5)
- - розрахунок за (1.8)
- - розрахунок за (2.33)
- × - P18 експеримент

Рис. 4.3 – Шляхи деформування частинок сталі P18 при крученні разом з розтягом [309]

На рис. 4.5 відображена залежність коефіцієнта w від кривини шляху деформування.

З рис. 4.5 випливає, що друга похідна від шляху деформування впливає на пластичність. Якщо $F \geq 1,0$, коефіцієнт впливу історії деформування істотно

зростає. Так, для сталей 45 і Р9 коефіцієнт w досягає величини 1,4. При цьому для сталі 45 цей вплив виявляється істотним при невеликих змінах кривизни шляху деформування, для сталі Р9 максимальне значення коефіцієнта w досягнуто при $F = 5,0$.

Коефіцієнт w , введений в роботі [18], враховує вплив історії деформування на величину граничної деформації. Його величина

$$w = \frac{e_p(\eta)}{e_p(\eta = const)} \quad (4.6)$$

отримана в результаті розрахунку граничних деформацій за критеріями (1.5), (1.7) і (1.8), віднесених до граничної деформації, знайденої перетинанням діаграми пластичності з шляхом деформування. Крива 3 на рис. 4.4 побудована в координатах $w = f\left(\frac{d\eta}{de_u}\right)$, де коефіцієнт w дорівнює відношенню експериментально визначеної деформації руйнування до граничної деформації, отриманої перетином діаграми пластичності з шляхом деформування. Як випливає з отриманих результатів, з ростом похідної від показника η зростає коефіцієнт впливу історії деформування на пластичність.

Для шляху деформування частинок матеріалу $\eta = 5e_u$ результати розрахунку за критеріями (1.5), (1.7), і (1.8) показали: $e_p = 0,1$ за критерієм (1.5), $e_p = 0,2625$ за критерієм (1.7), $e_p = 0,244$ за критерієм (1.8). Фактична величина деформації в момент руйнування склала $e_p = 0,2325$. Відхилення результатів розрахунку за критеріями (1.5), (1.7), і (1.8) і експерименту відповідно склало 57%, 12,9% і 4,8%.

Таким чином, розглядаючи технологічні процеси обробки металів тиском, в яких частинки металу піддаються складному навантаженню, при якому

$\frac{d\eta}{de_u} \geq 5$, найбільш достовірні результати дає розрахунок за критерієм (1.8).

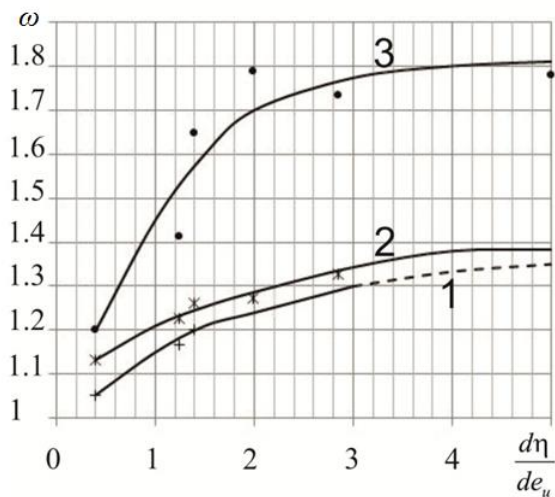


Рис. 4.4 – Залежність коефіцієнта впливу історії деформування w від швидкості зміни показника напруженого стану $\frac{d\eta}{de_u}$

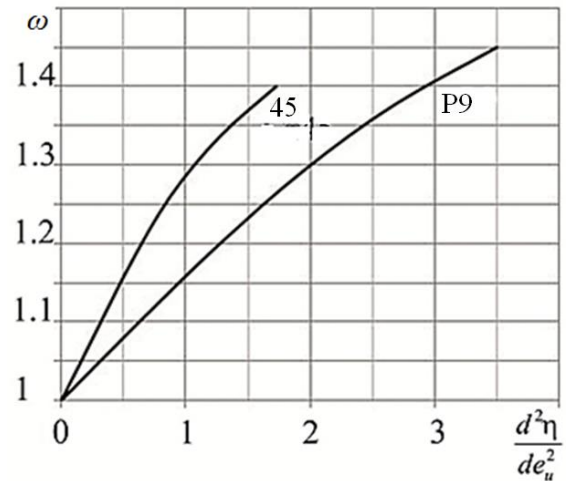


Рис. 4.5 – Залежність коефіцієнта впливу історії деформування w від кривини шляху деформування $\frac{d^2\eta}{d^2e_u}$

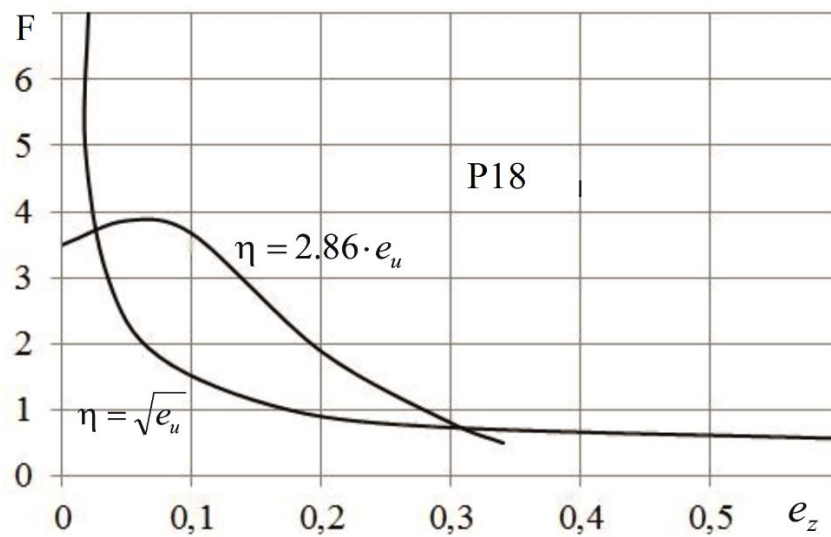


Рис. 4.6 – Залежність кривини траєкторії деформацій F від осьової деформації e_z циліндричних зразків, що піддаються крученню разом із розтягом [391]

Результати, викладеного вище аналізу експериментальних даних, вказують на помітний вплив швидкості зміни показника напруженого стану в вигляді параметра $\frac{d\eta}{de_u}$. Якщо $\frac{d\eta}{de_u}$ зростає, відповідно зростає вплив історії деформування на величину граничних деформацій (e_p вище в порівнянні з величиною e_p визначеною за діаграмою пластичності). У разі зміни знаку похідної $\frac{d\eta}{de_u} = 0$ пластичність зменшується (в порівнянні з величиною e_p визначеною за діаграмою пластичності). Зауважимо, однак, що функція $\eta = \eta(e_u)$ включає в себе змінність двох параметрів – показника η і кривину траєкторії деформації $F = 1/\rho$. З тим, щоб виділити вплив кожного параметра, в роботі [18] отримані залежності кривизни траєкторії деформацій від осьової деформації e_z для зразків, що деформуються в умовах складного деформування $\eta = 2,86 \cdot e_u$, $\eta = \sqrt{e_u}$, $\eta = e_u^2$, $\eta = 1,4 \cdot e_u$.

При зазначених траєкторіях кривини, траєкторія деформації змінюється від $F = 8,0$ до $F = 0,5$. Величина граничних деформацій (рис. 4.6) слабо залежить від кривини F траєкторії деформацій.

4.1.3. Пластичність металів при об'ємному напруженому стані

Як було показано в роботі [18] в разі вивчення деформування заготовок в процесах обробки металів тиском, що супроводжуються об'ємною схемою напруженого стану діаграми пластичності, побудовані в умовах лінійного або плоского напруженого стану не відображають закономірності накопичення ушкоджень в умовах об'ємного напруженого стану, коли $I_3(T_\sigma) \neq 0$. В результаті введено показник напруженого стану, що відображає вплив третього інваріанта тензора або девіатора напружень (2.14)

$$\chi = \frac{\sqrt[3]{I_3(T\sigma)}}{\sqrt{3I_2(D\sigma)}} = \frac{\sqrt[3]{\sigma_1\sigma_2\sigma_3}}{\sigma_i}$$

або

$$\chi = \frac{\sqrt[3]{I_3(D\sigma)}}{\sqrt{3I_2(D\sigma)}} = \frac{\sqrt[3]{S_1S_2S_3}}{\sigma_i},$$

де $S_1 = \sigma_1 - \sigma$, $S_2 = \sigma_2 - \sigma$, – головні девіатори тензора напружень,

$\sigma = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3}$ – середнє напруження.

Діаграми пластичності в координатах $e_p(\eta, \chi)$ передбачають руйнування лише зрізом або відривом.

В роботі [406] пропонується в разі вивчення процесів, при яких реалізується механізм руйнування зрізом представляти діаграми пластичності у вигляді функцій, в якій параметр виду напруженого стану:

$$\theta = \frac{1 - k\eta}{\omega}, \quad (4.7)$$

де

$$\omega = \frac{\tau_{\max}}{\sigma_i}. \quad (4.8)$$

У формулі (4.7) k – параметр матеріалу, який визначається експериментально. Для сталей різних марок його можна прийняти рівним $k = 0,05$, для алюмінієвих сплавів $k = 0,1$ [406]. У разі розтягу $\theta = 1,8$, зсуву $\theta = \sqrt{3}$, одновісного стиску $\theta = 2,2$, двовісного стиску $\theta = 2,4$, двовісного розтягу $\theta = 1,6$.

При вивченні процесів обробки тиском, в яких спостерігається механізм руйнування відривом, коли площина руйнування близька до площини, на якій діють максимальні нормальні напруження в роботі [406] запропоновано діаграми пластичності представляти у вигляді єдиної для різних напружених станів функції $\varepsilon_p = f(\beta)$ де:

$$\beta = \frac{1-s\eta}{\nu}, \quad (4.9)$$

$$\nu = \frac{\sigma_1}{\sigma_i}. \quad (4.10)$$

Тут σ_1 – найбільше з головних напружень $\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$,

s – параметр матеріалу.

У разі розтягу $\sigma_i = \sigma_1$, $\sigma_2 = \sigma_3 = 0$, $\beta = \frac{[1-s(1)]\sigma_i}{\sigma_i} = 1-s = 0,95$.

При зсуві $\sigma_1 = \tau$, $\sigma_2 = 0$, $\sigma_3 = -\tau$, $\beta = \sqrt{3}$, $\sigma_i = \sqrt{3}\tau$.

При стиску $\sigma_1 = \sigma_2 = 0$, $\sigma_3 = -\sigma$, $\beta = \frac{[1-s(-1)]\sigma_i}{0} = \infty$.

Показник напруженого стану $\chi = 0$ в умовах розтягу, стиску і кручення. Зауважимо, що введення показника β пов'язано з «аномальним» підвищенням пластичності в умовах одновісного і двовісного розтягу [309,385].

При побудові діаграм пластичності сталі 20 отримано такі значення граничних деформацій. В умовах розтягу $\varepsilon_p(\eta = 1) = 0,6$, в умовах плоскої деформації $\varepsilon_p(\eta = 1,73) = 0,4$, в умовах двовісного розтягу $\varepsilon_p(\eta = 2) = 0,66$ (рис.4.7).

Такі результати суперечать концепції – з жорсткістю схеми напруженого стану пластичність повинна зменшуватися. Г. Д. Дель пропонує зазначене протиріччя усунути введенням показника β (4.9). В цьому випадку отримуємо криву, показану на рис. 4.8. Із зростанням параметра β гранична деформація монотонно зростає. Недоліком даного підходу є залежність показника β від властивостей матеріалу, величину s у формулі (4.9) необхідно визначати шляхом експерименту.

«Аномальне» зростання пластичності з ростом показника можна пояснити, по-перше, проявом двох механізмів руйнування при розтягуванні зразків з матеріалів схильних до локального потоплення - механізмом відриву в центрі зразка і механізмом зрізу поблизу периферії. Крім того, зростання пластичності може бути пов'язана також із впливом третього інваріанта тензора напружень на пластичність.

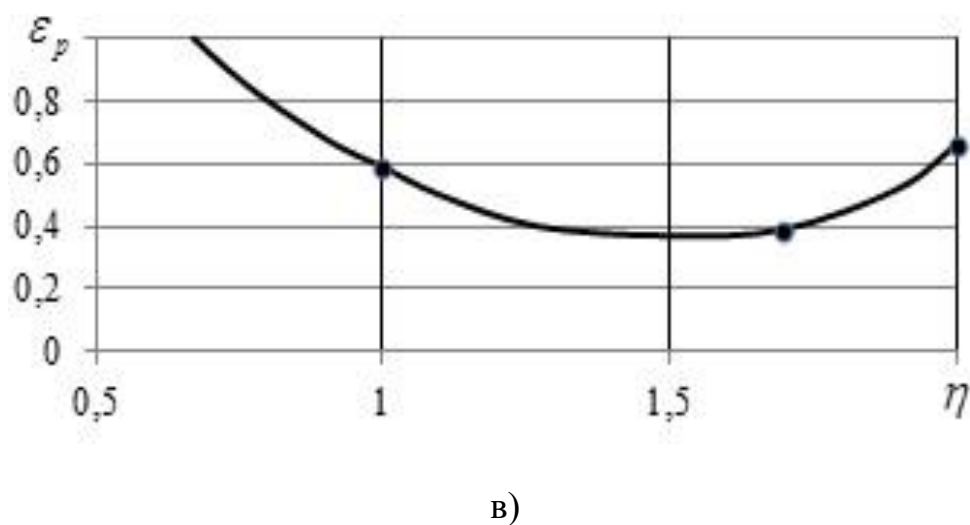
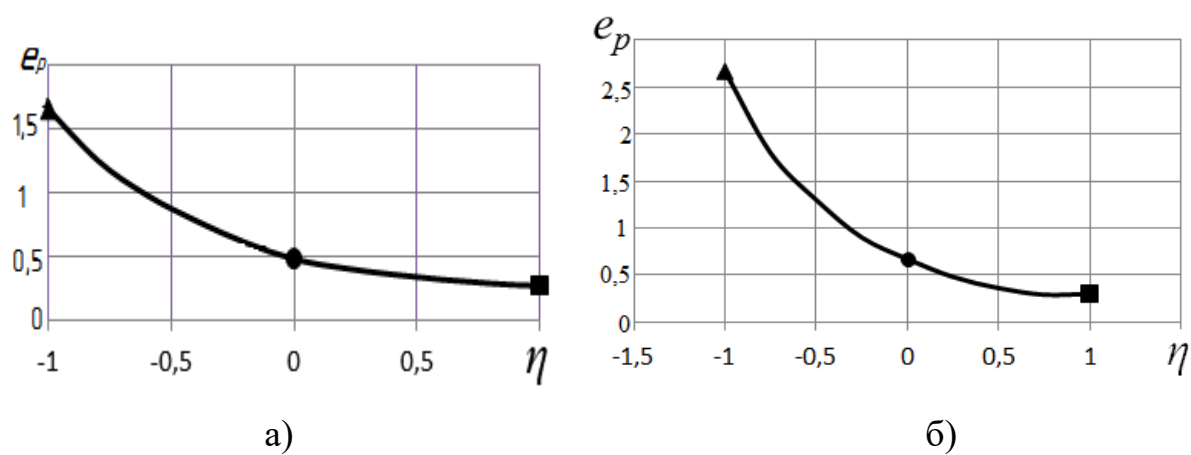


Рис. 4.7 – Діаграма пластичності сталей 35 (а), 20 (б) и 10 (в)
в координатах $\varepsilon_p = f(\eta)$

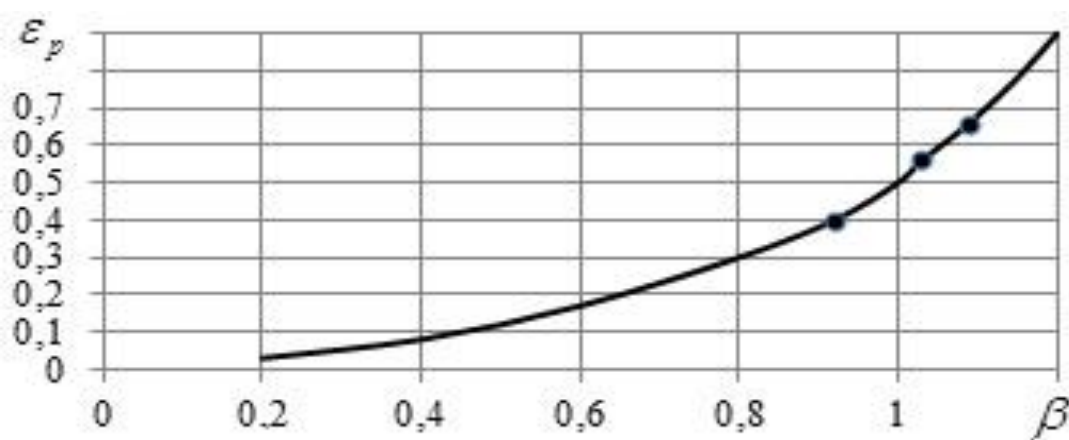


Рис. 4.8 – Діаграма пластичності сталі 20 в координатах
 $\varepsilon_p = f(\beta)$

В роботах [18, 407-409] представлені експериментальні дані, отримані випробуванням матеріалів (сталей P12, P18, P9, 40X, 45, P6M5, дюралюмінію) в камері високого тиску. Максимальний тиск, який забезпечувала випробувальна машина склав 3000 МПа. Експерименти проводили на зразках, що піддаються крученню спільно з розтягуванням при гідростатичному тиску ($P + M + q$).

При цьому реалізували програми деформування, яке забезпечує сталість показника напруженого стану $\eta = \text{const}$, при цьому зв'язок між гідростатичним тиском q і кутом закручування ϕ повинен відповідати рівнянню:

$$q = \sigma_i \frac{1 - \eta B}{3B},$$

де

$$B = \sqrt{1 + \frac{r_0^2 4\pi^2}{3t^2 z}},$$

$z = \frac{\Delta l}{a_0}$ – параметр подовження,

t – крок гвинтової нарізки гвинта гайки. Осьове переміщення забезпечується обертанням гвинта на кут ϕ .

$$dl_z = \frac{dl}{l} = \frac{dz}{z} = \frac{\frac{t}{2\pi d_0} d\phi}{1 + \frac{t}{2\pi d_0} \phi},$$

де $z = z_0 + \frac{\phi t}{2\pi}$. В дослідях $P + q$, $\frac{dl_z}{dl_i} = 1$:

$$q = \frac{\sigma_i}{3} (1 - \eta).$$

У разі дослідів $M + q$:

$$q = -\frac{\sigma_i}{3} \eta.$$

Накопичена інтенсивність деформацій:

$$\bar{\varepsilon}_i = \int \sqrt{1 + \frac{r_0^2 4\pi^2}{3t^2 z}} \frac{dz}{z},$$

або після інтегрування:

$$\bar{\varepsilon}_i = -2B - \ln \left| \frac{1+B}{1-B} \right| + A, \quad (4.11)$$

де

$$A = 2\sqrt{1 + \frac{r_0^2 4\pi^2}{t^2}} - \ln \frac{1 + \sqrt{1 + \frac{r_0^2 4\pi^2}{3t^2}}}{1 - \sqrt{1 + \frac{r_0^2 4\pi^2}{t^2}}}. \quad (4.12)$$

На рис. 4.9 – 4.10 показані експериментальні дані отримані випробуванням дюралюмінію і сталі Р18 за програмами $\eta = \text{const}$, $\eta = -0,5$, $\eta = -0,25$ (дюралюміній) і $\eta = -1$, $\eta = -0,75$, $\eta = -0,5$ для сталі Р18.

Зіставлення діаграм пластичності, побудованих в умовах плоского та лінійного напружених станів дозволило зробити висновок про те, що третій інваріант тензора напружень пригнічує пластичність в області $0 \geq \eta \geq -2$.

Таким чином діаграма пластичності не є єдиною для різних напружених станів. Зі зменшенням показника η в області $0 \geq \eta \geq -1$ розбіжність між $\varepsilon_p(I_3(T\sigma)) = 0$ і $\varepsilon_p(I_3(T\sigma)) \neq 0$ зростає.

На рис. 4.10 зіставлені діаграми пластичності, побудовані при лінійному і плоскому напруженому станах з діаграмою, отриманої в умовах $\eta = \text{const}$ ($I_3(T\sigma) \neq 0$).

Подібні експерименти проведені також в камері високого тиску на сталях 45, Р6М5 і Р18. Дослідами $M + q$, $P + M + q$ ($1 \geq \eta \geq 0$), показали, що в області зміни показника $1 \geq \eta \geq 0$ пластичність вище за наявності третього інваріанта тензора напружень. Таким чином, при вивченні технологічних процесів обробки металів тиском, де реалізується об'ємний напружений стан необхідно користуватися діаграмою пластичності, побудованої з урахуванням третього інваріанта тензора напружень.

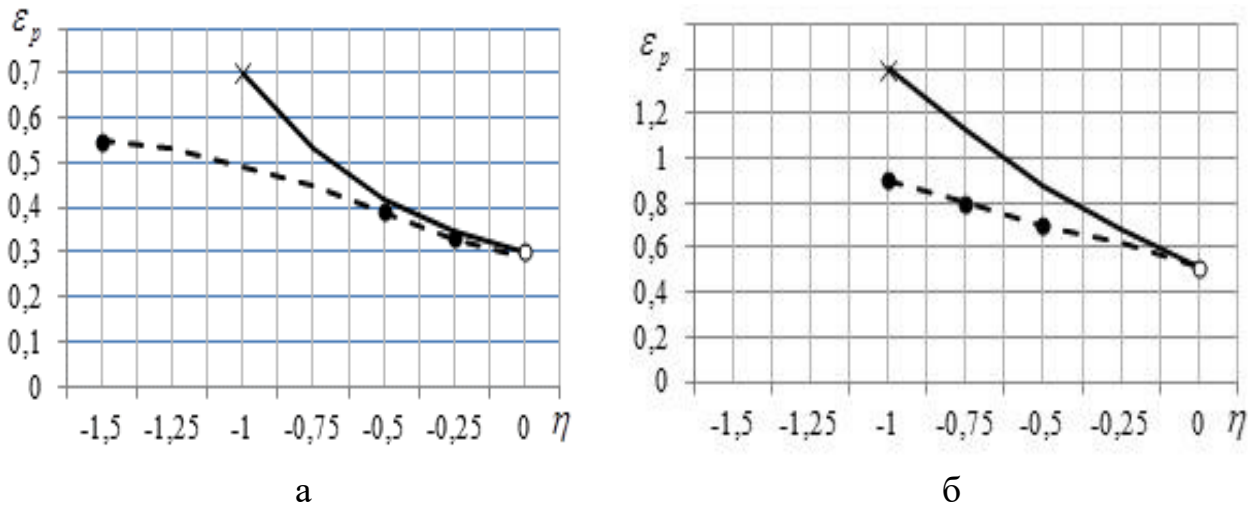


Рис. 4.9 – Вплив $I_3(T_\sigma)$ на пластичність дюралюмінію Д16 (а) и стали Р18 (б): ● – руйнування при $I_3(T_\sigma) \neq 0$, ○ - кручення, х – осадка, ---- $I_3(T_\sigma) \neq 0$ отриманої в умовах $\eta = \text{const}$ ($I_3(T_\sigma) \neq 0$).

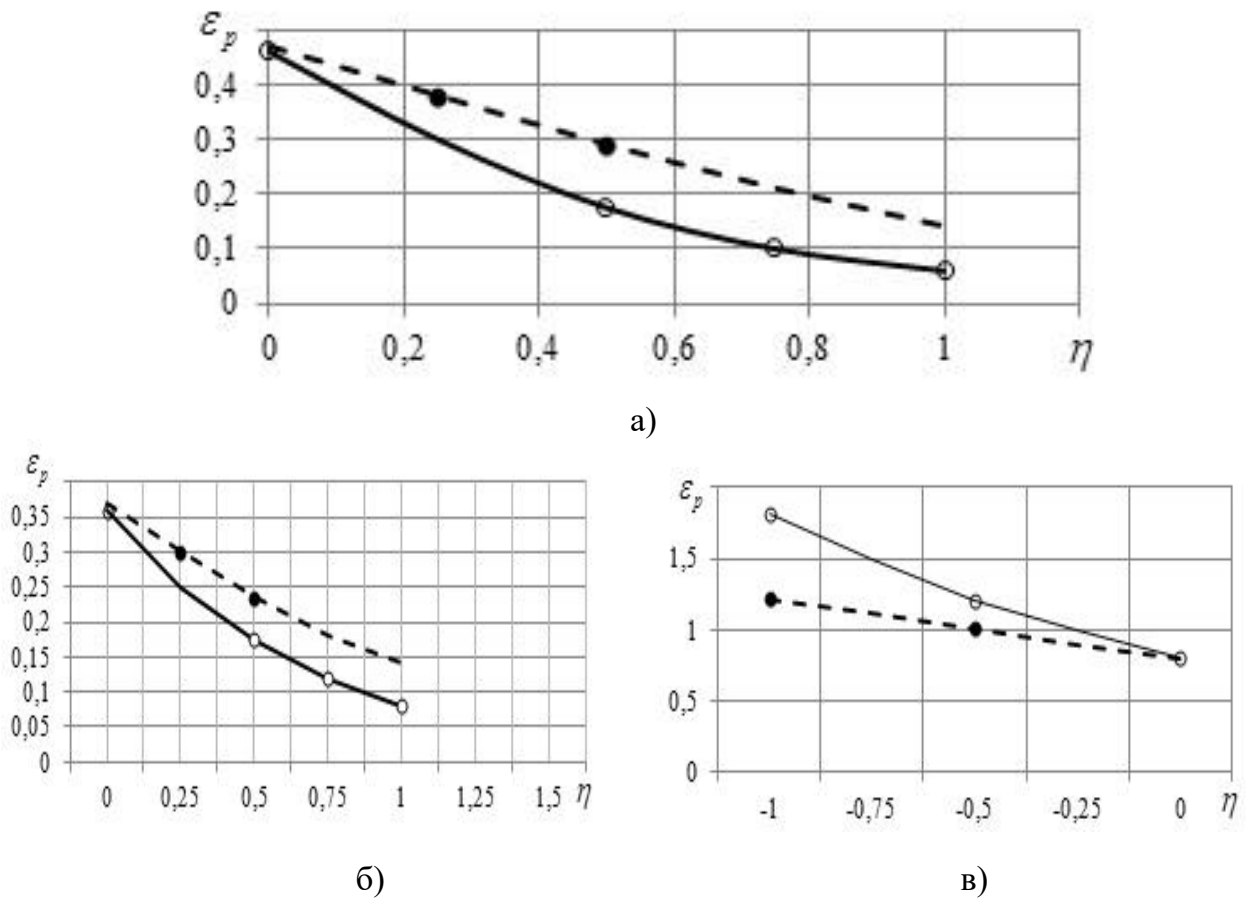


Рис. 4.10 – Вплив $I_3(T_\sigma)$ на пластичність сталей Р18 (а), Р6М5 (б) и 45 (в): ---- $I_3(T_\sigma) \neq 0$, — $I_3(T_\sigma) = 0$

4.1.4 Методика побудови діаграм пластичності з урахуванням впливу третього інваріанта тензора напружень

Подання діаграм пластичності в тривимірному просторі поверхнею $e_p(\eta, \chi)$ пов'язане з необхідністю проведення величезного обсягу трудомістких експериментальних досліджень і часто неможливо через відсутність вказаних експериментальних даних.

У зв'язку з цим пропонується методика, що дозволяє використовувати звичайні діаграми пластичності шляхом введення поправки показника η на діаграмі пластичності $e_p = e_p(\eta, \chi)$ з діаграмами, отриманими в умовах об'ємного напруженого стану при $\eta = \text{const}$ ($I_3(T_\sigma) \neq 0$). Як впливає з рис. 4.10 пластичність в умовах об'ємного напруженого стану вище у порівнянні з пластичністю в умовах плоского напруженого стану і з ростом показника η ця різниця зростає. Таким чином, залежність пластичності від показників η і χ можна представити в загальному випадку в тривимірному просторі поверхнею. Однак в технічній літературі прийнято діаграми пластичності представляти на площині. У зв'язку з цим опишемо показник напруженого стану у вигляді функції трьох інваріантів тензора, враховуючи вплив $I_3(T_\sigma)$ на пластичність шляхом поправки показника η на діаграмі пластичності $e_p = e_p(\eta, \chi)$. Запишемо вираз показника напруженого стану у вигляді

$$p = \frac{I_3(T_\sigma)}{\sqrt{3I_2(D_\sigma)}} \left[1 + f\left(\frac{I_1(T_\sigma)}{\sqrt{3I_2(D_\sigma)}}\right) \frac{\sqrt[3]{I_3(T_\sigma)}}{\sqrt{3I_2(D_\sigma)}} \right], \quad (4.13)$$

де $f\left(\frac{I_1(T_\sigma)}{\sqrt{3I_2(D_\sigma)}}\right)$ – функція, яка була визначена експериментально.

У наших позначеннях формулу (4.13) представимо у вигляді

$$p = \eta[1 + f(\eta)\chi]. \quad (4.14)$$

Вид функції $f(\eta)$ можна описати поліномом виду:

$$f(\eta) = A\eta^2 + B\eta + C,$$

де A, B, C – коефіцієнти апроксимуючого полінома. Значення функції $f(\eta)$ визначимо з виразу:

$$f(\eta) = \frac{p - \eta}{\eta\chi}. \quad (4.15)$$

Коефіцієнти A, B, C апроксимуючого полінома виявилися рівними: $A = -4,1$; $B = -6,51$; $C = -6,51$ для сталі 40X і $A = -3,1$, $B = -5,89$, $C = -6,44$ для сталі 45. Таким чином, за допомогою діаграм пластичності $\varepsilon_p = \varepsilon_p(\eta)$ із залученням формули (4.14) можна оцінити поправку пов'язану з впливом $I_3(T\sigma)$ на величину ε_p . Граничну деформацію в разі вивчення процесів об'ємного деформування можна визначити по різниці показників $(\eta - \lambda)$. Розглянемо методику побудови діаграм пластичності в області $0 \leq \eta \leq 2$, котра враховує вплив третього інваріанта тензора напружень. Аномальне підвищення пластичності при розтягуванні пластичних сталей, що утворюють «шийку» пов'язано в тому числі з впливом третього інваріанта тензора напружень.

У точці А розтягнутого зразка за Бріджменом (див. рис. 4.11):

$$\sigma_1 = \sigma_i \left[1 + \ln \left(1 + \frac{d_{uu}}{4R} \right) \right], \quad \sigma_2 = \sigma_3 = \sigma_r = \sigma_\phi = \sigma_i \ln \left(1 + \frac{d_{uu}}{4R} \right)$$

$$\sigma_u = \frac{4P}{\pi d_{uu}^2 \left(1 + \frac{d_{uu}}{8R} \right)}. \quad (4.16)$$

показник

$$\eta = 1 + 3 \ln \left(1 + \frac{d_{uu}}{4R} \right), \quad (4.17)$$

$$\sigma_i = \frac{4P}{\pi d_{uu}^2 \left(1 + \frac{d_{uu}}{8R} \right)}. \quad (4.18)$$

В формулах (4.16-4.17) R визначаємо за допомогою співвідношення [311]:

$$R = \frac{l^2 + 4h^2}{8h} . \quad (4.18)$$

де l і h показані на рис. 4.11.

На рис. 4.12 показана діаграма пластичності, побудована з урахуванням третього інваріанта тензора напружень.

Зауважимо, що точки відображають значення граничних деформацій при розтягуванні та збігаються з граничними деформаціями отриманими розрахунковим шляхом з урахуванням третього інваріанта по вище наведеній методиці.

4.1.5 Оцінювання деформовності в процесі радіального обтиснення

Розглянемо приклад розрахунку використаного ресурсу пластичності в процесі радіального обтиснення. В процесі радіального обтиснення метал знаходиться в умовах об'ємного напруженого стану. Сутність процесу полягає в деформуванні заготовки конічними штампами, що забезпечують всебічне пульсуюче прикладання тисків. Завдяки сприятливій схемі напруженого стану можливо обробляти заготовки з малопластичних важкодеформівних металів і сплавів. Проте за певних умов деформування заготовок з малопластичних матеріалів часто утворюються тріщини.

Експериментально-розрахунковим методом твердості, в роботах [18, 309] отримані шляхи деформування $\eta = f(e_u)$ частинок матеріалу заготовок в небезпечній області, для різних обтиснень $\delta = \frac{d_0 - d}{d_0} = 0,135, \delta = 0,24, \delta = 0,305,$

$\delta = 0,37$ (d_0, d - діаметр прутка до і після деформування, $d_0 = 20$ мм).

На рис. 4.14 показано шляхи деформування $\eta = f(e_u)$, які апроксимовані виразом

$$\eta = a \cdot e_u^2 + b \cdot e_u + c , \quad (4.19)$$

де a, b, c - коефіцієнти апроксимації [309].

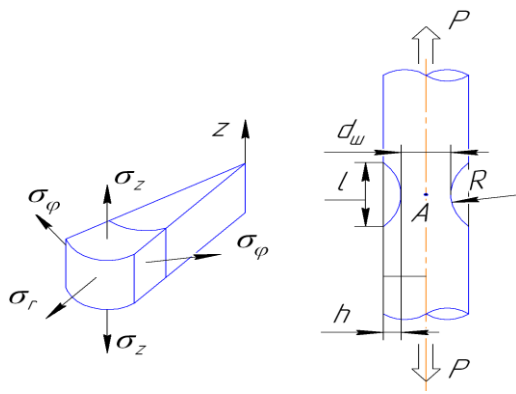


Рис. 4.11 – Ескіз циліндричного зразка при розтягу після появи «шийки»

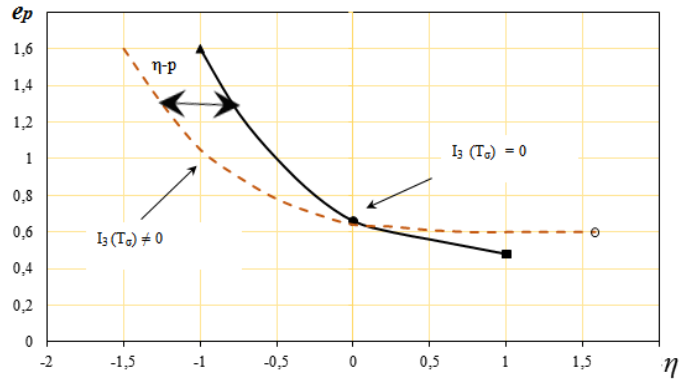


Рис. 4.12 – Діаграма пластичності сталі 20: ---- $I_3(\tau_\sigma) \neq 0$, — $I_3(\tau_\sigma) = 0$. ■ - розтяг ($\eta = 1$), ▲ - стиск ($\eta = -1$), ● - кручення ($\eta = 0$)

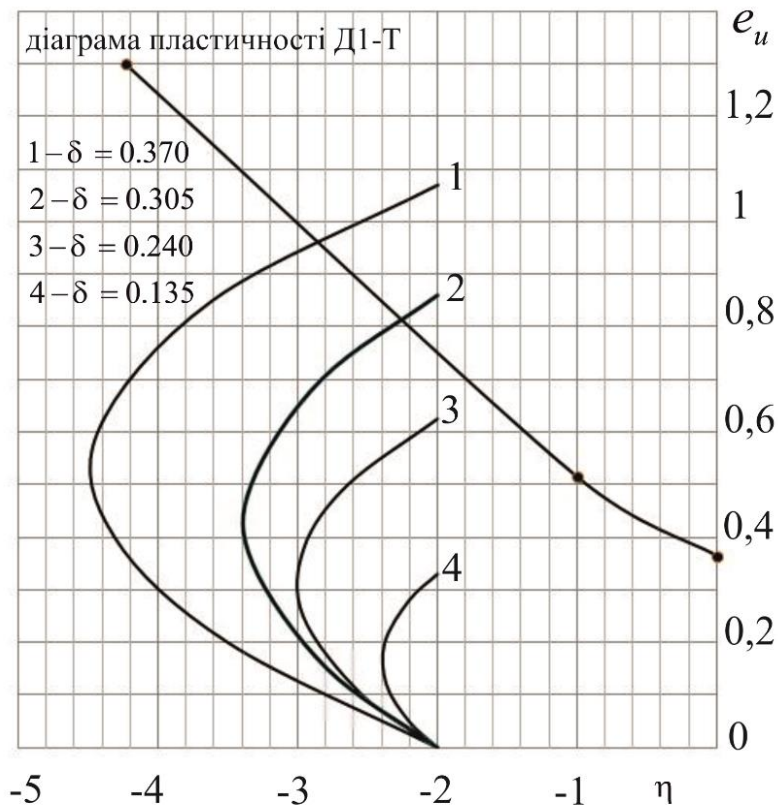


Рис. 4.13 – Шляхи деформування частинок матеріалу дюралюмінію Д1-Т вздовж вісі симетрії заготовок при ротаційному куванні (1, 2, 3, 4 – шляхи деформування при різному обтисненні)

Використаний ресурс пластичності ψ розраховували за критеріями деформування (1.5), (1.7), (1.8). Аналіз результатів розрахунку величини ψ по критеріям (1.7) і (1.8) показав, що історія деформування при радіальному обтисненні значно впливає на граничну деформацію. У таблиці 4.1 наведені результати розрахунку використаного ресурсу пластичності ψ залежно від обтиснення. При обтисненні $\delta = 0,37$ у заготовки травленням поперечного шліфа виявлена тріщина, що підтверджено розрахунком ψ за критерієм (1.8).

Таким чином, в умовах об'ємного напруженого стану на пластичність здійснює вплив швидкість змінення показника напруженого стану $\frac{d\eta}{de_u}$, а також кривизна

зна шляху деформування $\frac{d\eta}{de_u}$. Зі збільшенням параметра $\frac{d\eta}{de_u}$ пластичність зростає

в порівнянні з діаграмою пластичності, побудованій в умовах

$$\eta = const \quad \chi = \frac{\sqrt[3]{\sigma_1 \cdot \sigma_2 \cdot \sigma_3}}{\sigma_u} = const .$$

Максимального значення коефіцієнт впливу історії деформування на пластичність досягає при значеннях параметра $\frac{d\eta}{de_u} > 2$, при цьому кривизна шляху деформування досягає

$\frac{d^2\eta}{de_u^2} > 3$ для швидкорізальних сталей і $\frac{d^2\eta}{de_u^2} > 2$ для сталі 45.

При значеннях параметра $\frac{d\eta}{de_u}$ близьким до нуля ($\eta = const$) доцільно використо-

вувати критерій Г.А. Смірнова-Аляєва (1.5) (наприклад, формування крутовигнутих відводів, операцій– згинання).

При значеннях параметра $0,5 \leq \frac{d\eta}{de_u} \leq 1,75$ можна використовувати критерій

В. Л. Колмогорова. При цьому використання критерія В. Л. Колмогорова (1.7) доці-

льно, якщо кривизна шляху деформування знаходиться в межах $0,25 \leq \frac{d^2\eta}{de_u^2} \leq 2$.

У разі зміни параметра $\frac{d\eta}{de_u} \geq 2$ найбільшу точність дає критерій В. А. Огороднікова. При цьому застосування критерію В. А. Огороднікова (1.8) доцільно, якщо кривизна шляху деформування знаходиться в межах $\frac{d^2\eta}{de_u^2} \geq 3$.

4.1.6 Пластичність металів при плоскому напруженому стані

З рівнянь (2.21) випливає, що при плоскому напруженому стані, коли одне з головних напружень дорівнює нулю, показники η і μ_σ є взаємно залежними [388]. Має практичне значення випадок, коли дорівнює нулю середнє головне напруження ($\sigma_2 = 0$), тоді з (2.21) маємо

$$\eta = -\frac{2\mu_\sigma}{\sqrt{\mu_\sigma^2 + 3}}. \quad (4.20)$$

У цьому випадку залежність пластичності від схеми напруженого стану описується граничною кривою $e_p(\eta)$, яка відома як діаграма пластичності. Крива $e_p(\eta)$ є результатом перетинання граничної поверхні $e_p(\eta, \mu_\sigma)$ з поверхнею (4.19). Необхідно відзначити, що поверхня (4.19) дуже близька до площини $\eta = -\mu_\sigma$. В даному випадку показник η змінюється в інтервалі $-1 \leq \eta \leq 1$, а параметр Лоде - Надаї від 1 до -1.

Другому випадку відповідає умова $\sigma_1 = 0$, тобто має місце плоске стиснення і залежність η від μ_σ має вигляд

$$\eta = \frac{\mu_\sigma - 3}{\sqrt{\mu_\sigma^2 + 3}}. \quad (4.21)$$

Залежність пластичності від схеми напруженого стану в даному випадку описується граничною кривою $e_{pl}(\eta)$, що є результатом перерізу поверхонь $e_p(\eta, \mu_\sigma)$ і (4.201). Поверхня (4.21) близька до площини

Таблиця 4.1 – Результати розрахунку використаного ресурсу пластичності ψ в залежності від обтиснення

Матеріал	Обтиснення δ	Ресурс ψ	Розрахункове значення ψ			
			по (1.5)	$\Delta\%$	по (1.8)	$\Delta\%$
Дюралюміній Д1-Т	0,135	0,515			0,313	
	0,240	0,940			0,613	
	0,30	1,273			0,805	
	0,37	1,00 (тріщина в центрі заготовки)	1,621	62	0,981	1,6

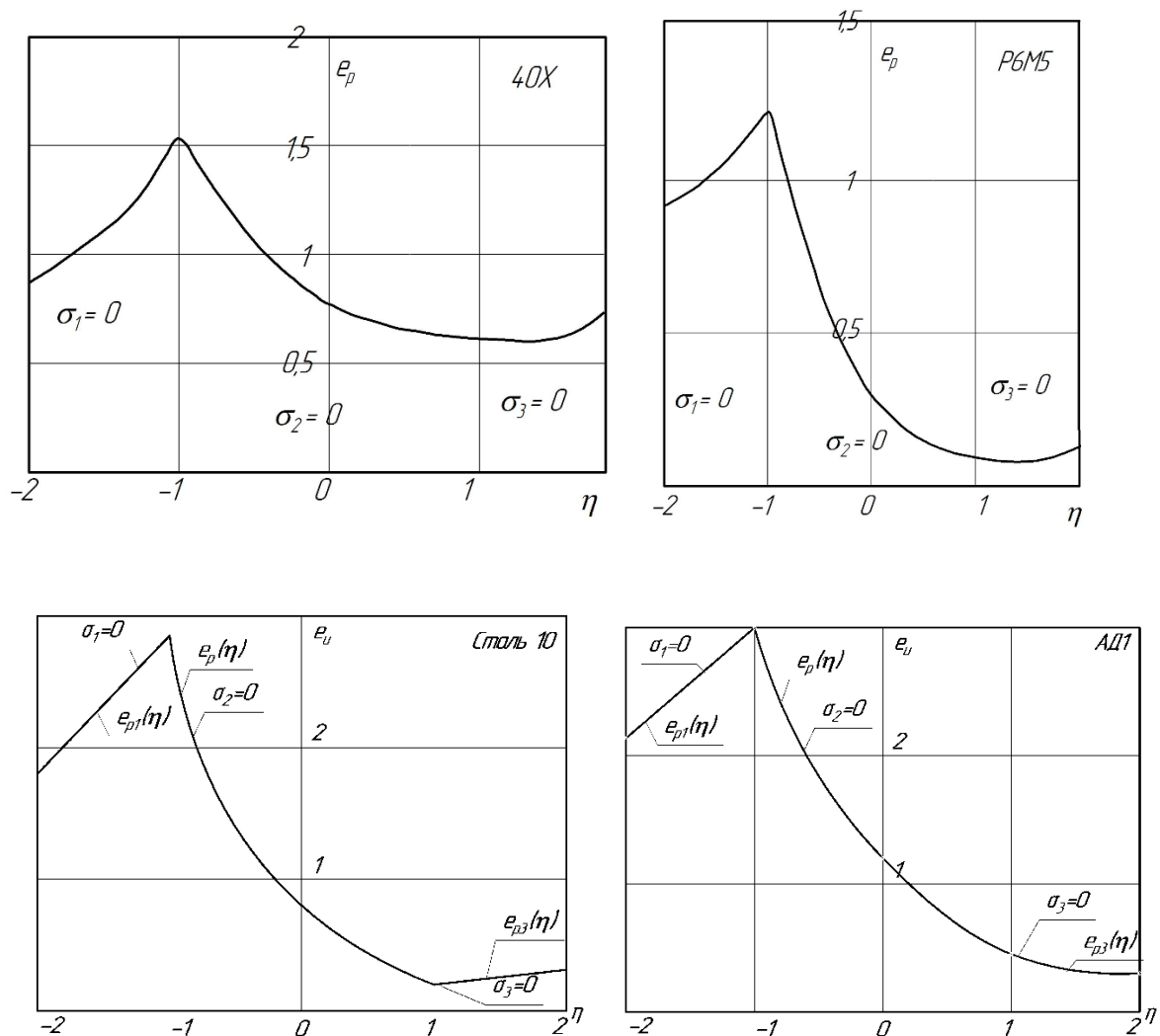


Рис. 4.14 – Криві граничних деформацій для сталей і для сплаву АД1 при плоскому напруженому стані

$$\eta = -\sqrt{3} + (2 - \sqrt{3})\mu_\sigma$$

при $-1 \leq \mu_\sigma \leq 0$ і до площини

$$\eta = -\sqrt{3} + (\sqrt{3} - 1)\mu_\sigma$$

при $0 \leq \mu_\sigma \leq 1$. Показник η змінюється при цьому в інтервалі $-2 \leq \eta \leq -1$.

Третій випадок плоского напруженого стану відповідає плоскому розтягуванню ($\sigma_3=0$), тоді

$$\eta = \frac{\mu_\sigma + 3}{\sqrt{\mu_\sigma^2 + 3}}. \quad (4.22)$$

В даному випадку залежність пластичності від схеми напруженого стану можна описати граничною кривою $e_{p3}(\eta)$, що є результатом перетинання граничної поверхні $e_p(\eta, \mu_\sigma)$ з поверхнею (4.22). Поверхня (4.22) близька до двох площин.

$$\eta = \sqrt{3} + (\sqrt{3} - 1)\mu_\sigma$$

при $-1 \leq \mu_\sigma \leq 0$,

$$\eta = \sqrt{3} + (2 - \sqrt{3})\mu_\sigma,$$

при $0 \leq \mu_\sigma \leq 1$. Показник η в цьому випадку змінюється в інтервалі $1 \leq \eta \leq 2$.

Таким чином, залежність пластичності від схеми напруженого стану при плоскому напруженому стані можна характеризувати трьома граничними кривими. Діаграма пластичності $e_p(\eta)$, що одержала широке поширення, будується на основі досліджень на розтяг, стиск і кручення. У всіх цих дослідженнях $\sigma_2=0$.

Методику побудови діаграм пластичності $e_{p1}(\eta)$ ($\sigma_1=0$) і $e_{p3}(\eta)$ ($\sigma_3=0$) легко отримати, використовуючи формули (2.21), (4.21) і (4.22). Для побудови граничної кривої $e_{p1}(\eta)$ необхідно провести дослідження на стиск ($\eta = -1$, $\mu_\sigma = 1$), дослідження на плоский рівномірний стиск $\sigma_3 = \sigma_2$ ($\eta = -2$, $\mu_\sigma = -1$) і дослідження, в яких протягом всього часу навантаження відношення головних напружень зберігається постійним і дорівнює $\sigma_3/\sigma_2 = 2$ ($\eta = -\sqrt{3}$, $\mu_\sigma = 0$). Діаграма пластичності для випадку плоского на-

пруженого стану розтягування $e_{p3}(\eta)$ ($\sigma_3=0$) будується аналогічно. Необхідно виконати дослідження на ($\eta=1$, $\mu_\sigma=-1$), дослідження, в яких $\sigma_1/\sigma_2=2$ ($\eta=\sqrt{3}$, $\mu_\sigma=0$) і дослідження на плоске рівномірне розтягнення $\sigma_1=\sigma_2$ ($\eta=2$, $\mu_\sigma=1$).

Якщо $2 < \eta < -2$, то має місце об'ємний напружений стан і залежність пластичності від схеми напруженого стану задається тільки поверхнею граничних деформацій. Експериментальні поверхні граничних деформацій $e_p(\eta, \mu_\sigma)$ і граничні $e_p(\eta)$, $e_{p1}(\eta)$, $e_{p3}(\eta)$ для сталі 10 і сплаву алюмінію АД1 приведені на рис. 2.9. Поверхні граничних деформацій апроксимували виразами (2.29) для сталі 10 і (2.30) для сплаву АД1.

Криві залежності граничної деформації e_p показника напруженого стану η для сталей 40Х, Р6М5, 10 і АД1 для плоского напруженого стану, в інтервалах $-2 \leq \eta < -1$ ($\sigma_1=0$) і $1 < \eta \leq 2$ ($\sigma_3=0$) отримані, як результат перерізу поверхонь (2.29), (2.30) з поверхнями (4.21), (4.22) приведено також на рис. 4. 13. Для інтервалу $-1 \leq \eta \leq 1$ ($\sigma_2=0$) приведені граничні криві $e_p(\eta)$ для сталі 10 і АД1, які отримані при перерізі поверхонь (2.29), (2.30) і поверхні (4.20), які прийнято називати діаграмами пластичності.

Таким чином, якщо має місце плоский напружений стан, вигляд якого не змінюється протягом усього процесу формозміни, то для оцінки граничних деформацій можна використовувати відомі критерії руйнування [17, 18, 55, 410, 411], які добре себе зарекомендували на практиці.

4.2. Оцінювання деформовності в процесі радіального видавлювання фланця з протитиском

Для підвищення граничного ступеня формозміни і усунення викривлення форми фланця перспективними є схеми поперечного видавлювання з протитиском, який може бути створений шляхом прикладання до вільної поверхні фланця гідростатичного тиску або видавлювання в клиноподібну або ступінчасту порожнину твердого робочого протитиснучого середовища [198, 389].

Для дослідження процесу радіального видавлювання з протитиском використовували трубчасті заготовки з алюмінієвого сплаву АД1, яке створюється технічним свинцем. Використовували заготовку з $d_{\text{вн}} = 20$ мм і $D_{\text{нар}} = 30$ мм висотою $h = 55$ мм і

свинцеве кільце із зовнішнім діаметром рівним діаметру порожнини, в яку видавлюється фланець ($d_{\text{пор}} = 120$ мм, ширина щілини $\delta = 2$ мм) і внутрішнім діаметром рівним зовнішньому діаметру заготовки. Отримана після видавлювання деталь (рис. 4.16) мала фланець діаметр $D_f = 59,6$ мм.

Для оцінки використаного ресурсу пластичності за розрахунками, виконаним за допомогою МКЕ, будували траєкторії навантаження небезпечних точок на кромці фланця для звичайного видавлювання і видавлювання з протитиском.

Напружено-деформований стан і закон його зміни протягом всього процесу формозміни розраховували методом скінченних елементів в характерних точках 1-30 заготовки, показаних на рис 4.15.

Отримані результати використовували для побудови траєкторій навантаження цих точок в координатах η, μ_σ, e_u або η, χ, e_u . Значення показника жорсткості напруженого стану η , параметра Лоде – Надаї μ_σ та показника В.А. Огороднікова χ розраховували за формулами (2.17), (2.20) і (2.22)

Отримані траєкторії в координатах η, χ, e_u для точок 1-30 приведені на рис. 4.17 і 4.18. Для розрахунків напружено-деформованого стану використана програма LS DYNA. Умови тертя на поверхнях контакту заготовки і інструмента задавали по Кулону. Коефіцієнт тертя приймали рівним 0,2. Криві течії алюмінію і свинцю апроксимували залежностями:

для сплаву алюмінію АД1,

$$\sigma_u = 136 e_u^{0,22}, \quad (4.23)$$

для технічного свинцю.

$$\sigma_u = 13,4 e_u^{0,06}. \quad (4.24)$$

Напружено-деформований стан і закон його зміни протягом всього процесу формозміни розраховували в характерних точках заготовки, показаних на рис 4.15. Отримані результати використовували для побудови траєкторій навантаження цих точок в координатах η, μ_σ, e_u або η, χ, e_u . Оскільки в якості параметра обрана одна з координат – ступінь деформації e_u , то рівняння траєкторії навантаження мають вигляд

$$\eta = \eta(e_u), \mu_\sigma = \mu_\sigma(e_u) \text{ или } \eta = \eta(e_u), \chi = \chi(e_u).$$

Ступінь деформації e_u розраховували за формулою (2.16), в якій використовували значення інтенсивності швидкостей деформацій $\dot{\varepsilon}_u$, отримані методом скінченних елементів.

Оскільки траєкторії навантаження $\eta(e_u)$, $\mu_\sigma(e_u)$ і траєкторії $\eta(e_u)$, $\chi(e_u)$ мають значну кривину, то величину використаного ресурсу пластичності розраховували за критерієм Г. Д. Деля [313], який дозволяє розраховувати величину використаного ресурсу пластичності ψ як при немонотонному, так і при складному монотонному навантаженні. Для оцінки впливу історії навантаження на пластичність при об'ємному напруженому стані використано простір з координатами η , μ_σ , e_u , в якому цей критерій приймає вигляд ,

$$\psi = \sqrt{\psi_{ij}\psi_{ij}} , \quad (4.25)$$

$$\text{де } \psi_{ij} = \int_0^{e_u} \left(1 - a + 2a \frac{e_u^*}{e_p(\eta, \mu_\sigma)} \right) \beta_{ij} \frac{de_u^*}{e_p(\eta, \mu_\sigma)} , \quad (4.26)$$

або простір з координатами η , χ , e_u ,

$$\text{де } \psi_{ij} = \int_0^{e_u} \left(1 - a + 2a \frac{e_u^*}{e_p(\eta, \chi)} \right) \beta_{ij} \frac{de_u^*}{e_p(\eta, \chi)} , \quad (4.27)$$

$$\beta_{ij} = \sqrt{\frac{2}{3}} \frac{d\varepsilon_{ij}}{de_u}$$

e_u^* - ступінь деформації при відповідних значеннях η і μ_σ ,

константу a брали рівною $a = 0,2$.

Значення de_u береться в точці з координатами η , μ_σ , e_u у формулі (4.26) або в точці з координатами η , χ , e_u у формулі (4.27).

Поверхні граничних деформацій апроксимували залежностями, отриманими в роботах [313,389].

Поверхня граничних деформацій алюмінію АД1 в координатах η, μ_σ, e_u [389]:

$$e_p(\eta, \mu_\sigma) = 1,20 \exp(0,5246 \mu_\sigma - 0,32540 \eta) \quad (4.28)$$

Поверхня пластичності сплаву АД1 в координатах η, χ, e_u :

$$e_p(\eta, \chi) = 1,2 \exp(-0,85\eta - 0,3\chi) \quad (4.29)$$

На рис. 4.17 наведені траєкторії навантаження для інтервалів значень $-2 \leq \eta \leq 1$, $-1 \leq \mu_\sigma \leq 1$, а на рис.4.18 для інтервалів $-2 \leq \eta \leq 1$ і $-2 \leq \chi \leq 1$. Такі інтервали обрані тому, що для всіх точок значення χ знаходяться в інтервалі $-2,5 \leq \chi \leq 0,5$, значення μ_σ в інтервалі $-1 \leq \mu_\sigma \leq 1$, а значення η не перевищують одиниці, тобто у всіх точках $\eta < 1$. Однак в негативній області η досягає величини $\eta = -10,4$ (точка 11). Мінімальні значення η для обраних точок заготовки наведені в табл. 4.2.

Обрані на рис. 4.17, 4.18 інтервали значень η обумовлені тим, що при $\eta < -2$, $\mu_\sigma > 0$ і $\chi < 0$ інтенсивність процесів накопичення пошкоджень дуже низька і з подальшим зменшенням η більш інтенсивні процеси заліковування, які при $\eta < -4$ супроводжуються зміною структури деформованого металу. Тому такі умови пластичної деформації часто використовують для поліпшення механічних характеристик матеріалів [310, 89].

На рис.4.17, 4.18 повністю приведені траєкторії точок 2, 3 і 6. Для інших точок показана тільки та частина траєкторії, значення η, χ і μ_σ які відповідають прийнятим на рисунках інтервалам цих величин. Частина траєкторій для значень $\eta < -2$ не відображено, оскільки η в цих точках змінюється в межах:

$$-8,60 \leq \eta_{13} \leq -4,35, \quad -9,76 \leq \eta_{14} \leq 4,11, \quad -8,31 \leq \eta_{15} \leq 3,65.$$

Аналіз характеру траєкторій навантаження (рис.4.17, 4.18), показує, що для точок 5, 6, 9, 12, 15 характерно немонотонне навантаження, в інших точках має місце складне навантаження в умовах об'ємного напруженого стану.

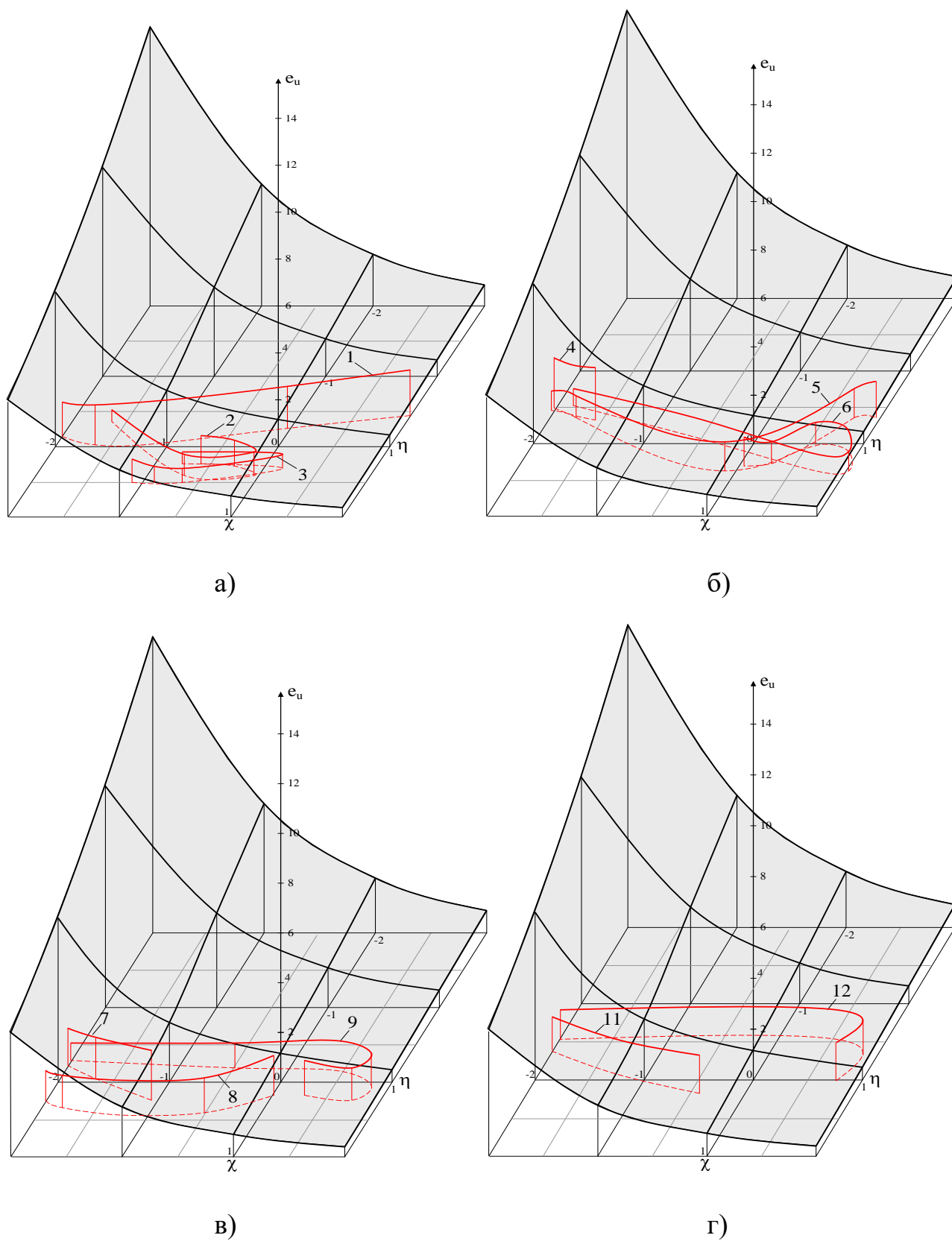


Рис. 4.17 – Поверхня граничних деформацій сплаву АД1 і траєкторії навантаження в координатах η , χ , e_u

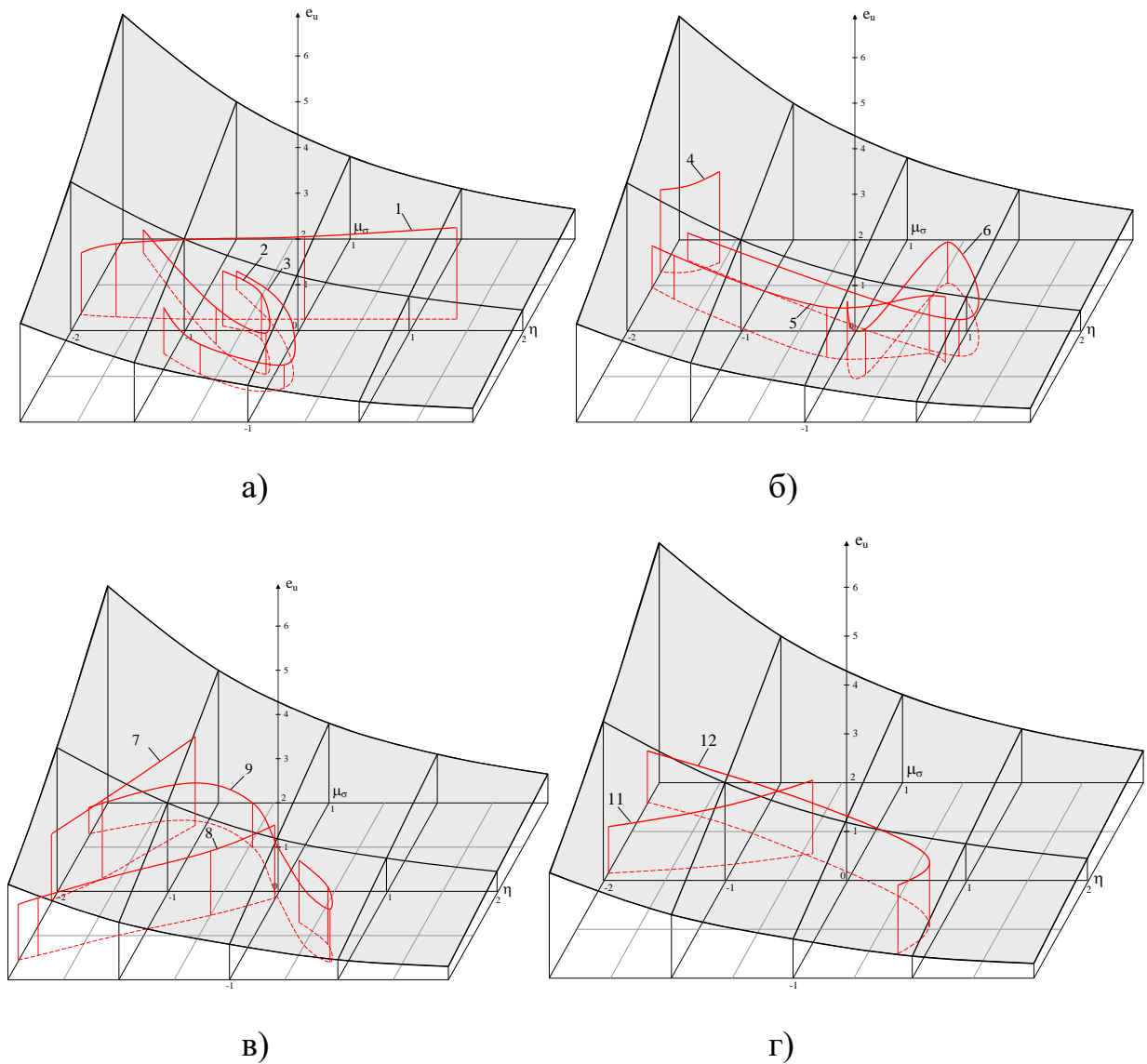


Рис. 4.18 – Поверхня граничних деформацій сплаву АД1 і траєкторії навантаження в координатах η , $\mu\sigma$, ϵ_u

Таблиця 4.3 – Результати розрахунків ψ_η по (4.25) з використанням (4.26) і ψ_χ - по (4.25) з використанням (4.27)

точки	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
Розрахунок ψ по (4.25) з використанням (4.26)															
ψ_η	0,6	0,4	0,5	0,3	0,4	0,4	0,2	0,3	0,5	0,0	0,2	0,4	0,0	0,0	0,0
	0	8	2	0	7	3	8	6	1	8	8	6	6	8	8
Розрахунок ψ по (4.25) з використанням (4.27)															
ψ_χ	0,5	0,4	0,4	0,2	0,4	0,3	0,2	0,3	0,4	0,0	0,2	0,4	0,0	0,0	0,0
	3	1	4	4	0	5	4	0	3	5	3	0	5	6	7

Тому величину використаного ресурсу пластичності ψ розраховували за критерієм (4.25) для всього інтервалу значень η , χ , μ_σ і e_u . Результати розрахунків ψ_η за формулою (4.25) з використанням компонента тензора пошкоджень (4.26) і ψ_χ - по (4.25) з використанням компонента тензора пошкоджень (4.27) наведено в таблиці 4.3. Як видно з таблиці 4.3, при обраної моделі процесу накопичення пошкоджень, описуваної критерієм (4.25), результати розрахунків значень ψ з використанням координат η , μ_σ e_u або η , χ , e_u відрізняються незначно. Незначне зменшення розрахункових значень ψ_χ в порівнянні з ψ_η обумовлено тим, що гранична деформація e_p в області негативних значень η і χ збільшується швидше, ніж в області де $\eta < 0$, а $\mu_\sigma > 0$. Необхідно відзначити, що в роботах Огороднікова В.А. [18, 58] показано, що використання при дослідженні пластичності металів в умовах об'ємного напруженого стану показника χ замість μ_σ при оцінці використаного ресурсу пластичності ψ дозволяє отримати розрахункові значення ψ ближчі до експериментальних.

Крім того, при перетині площини $\chi=0$ (плоский напружений стан) з поверхнею граничних деформацій $e_p(\eta, \chi)$, виходить гранична крива $e_p(\eta, 0)$, яка повністю співпадає з діаграмою пластичності $e_p(\eta)$.

У роботах [262, 388] показано, що при використанні в якості координат η , μ_σ e_u для дослідження пластичності металів при об'ємному напруженому стані, плоске напружений стан описується трьома граничними кривими.

При $\sigma_2=0$ залежність пластичності від схеми напруженого стану описується граничної кривою $e_{p2}(\eta)$, яка виходить від перетину поверхні $e_p(\eta, \mu_\sigma)$ з поверхнею

$$f_2(\eta, \mu_\sigma) = \eta + \frac{2\mu_\sigma}{\sqrt{\mu_\sigma^2 + 3}} = 0 \quad (4.30)$$

і в інтервалі значень $-1 \leq \eta \leq 1$ повністю збігається з відомою діаграмою пластичності $e_p(\eta)$.

При $\sigma_1=0$ має місце плоске стиснення і залежність e_p від η описується граничною кривою $e_{p1}(\eta)$, яка є результатом перетину поверхні

$$f_1(\eta, \mu_\sigma) = \eta - \frac{\mu_\sigma - 3}{\sqrt{\mu_\sigma^2 + 3}} \quad (4.31)$$

з поверхнею граничних деформацій $e_p(\eta, \mu_\sigma)$. Показник напруженого стану η в цьому випадку змінюється в межах $-2 \leq \eta \leq -1$.

Третій випадок відповідає умовам плоского розтягування ($\sigma_3=0$). У цьому випадку залежність пластичності від схеми напруженого стану описується граничною кривою $e_{p3}(\eta)$, яка виходить в результаті перетнути поверхні

$$f_3(\eta, \mu_\sigma) = \eta - \frac{\mu_\sigma - 3}{\sqrt{\mu_\sigma^2 + 3}} = 0 \quad (4.32)$$

з поверхнею граничних деформацій $e_p(\eta, \mu_\sigma)$. Показник η в цьому випадку змінюється в межах $1 \leq \eta \leq 2$.

Наявність трьох граничних кривих значно ускладнює розрахунок ψ при плоскому напруженому стані в разі використання координат η, μ_σ, e_u в порівнянні з розрахунком ψ при використанні координат η, χ, e_u , де плоский напружений стан ($\chi=0$) описується відомою діаграмою пластичності $e_p(\eta)$ у всьому інтервалі значень η .

4.3. Вплив проміжних відпалів і технологічних пауз на відновлення ресурсу пластичності при об'ємному пластичному деформуванні

4.3.1. Дослідження відновлення пластичності при радіальному видавлюванні з проміжними відпалами

Для підвищення пластичності металів при об'ємному деформуванні використовують різні технологічні прийоми. Основною метою проведення термічної обробки заготовок при холодній обробці є зменшення опору пластичної деформації і відновлення пластичності деформованого металу [33, 54, 57]. Для підвищення пластичності при гарячому деформуванні відомий такий прийом як введення технологічних пауз, під час

яких відбувається знеміцнення металу, що дозволяє також істотно знизити силу деформування [23, 60, 414].

Цікавим є дослідження впливу термообробки на відновлення пластичності деформованого металу в процесі радіального видавлювання, який відрізняється найбільш жорсткою схемою НДС і невисоким значенням ступеня граничної деформації.

Аналіз впливу величини використаного ресурсу пластичності перед відпалом і послідовних відпалів на величину відновлення запасу пластичності металу виконані при радіальному видавлюванні заготовок зі сталі 10 [386, 413, 415].

Використаний ресурс пластичності при осесиметричному радіальному видавлюванні фланців з проміжними відпалами визначали для небезпечних точок вільної поверхні заготовок за такою методикою. При визначенні траєкторій навантаження небезпечних точок показник напруженого стану η розраховували за формулою

$$\eta = 2 \frac{e_{\varphi} + e_z}{e_u}, \quad (4.33)$$

при отриманні якої враховано, що на вільній поверхні $\sigma_r = 0$. Параметр Лоде - Надаї знаходили за формулою

$$\mu_{\sigma} = -3 \frac{e_{\varphi} + e_z}{e_{\varphi} - e_z}. \quad (4.34)$$

Компоненти логарифмічних деформацій визначали по деформації елементів ділильної сітки, яку наносили на поверхню зразка за допомогою твердоміра "Віккерс". Ділильну сітку наносили в трьох місцях екваторіальної області заготовок перед кожним етапом видавлювання. Ступінь деформації знаходили за формулою (2.16)

Знайдені значення e_u використовували для визначення інтенсивності напружень матеріалу зразка σ_u за відомою кривою течії.

Використаний ресурс пластичності після першого етапу поперечного видавлювання знаходили за критерієм [386, 413]

$$\psi_1 = \int_0^{e_{u1}} n \frac{e_u^{n-1}}{(0,68 \exp(0,43\mu_{\sigma} - 0,91\eta))^n} de_u, \quad (4.35)$$

де $n = 1 + a \frac{d\eta}{de_u} - b \frac{d\mu_\sigma}{de_u}$, а і b - постійні величини (для сталі 10 $a = 0,05$; $b = 0,03$).

Величину відновленого запасу пластичності після першого відпалу $\Delta\psi_1$, який проводили після першого етапу поперечного видавлювання, знаходили по експериментальній кривій 1 (рис. 4.19), отриманої після обробки експериментальних результатів. Криву 1 апроксимували залежністю

$$\Delta\psi_1 = 82\psi_1^{2,75} \exp(-0.83\psi_1). \quad (4.36)$$

Використаний ресурс пластичності після першого етапу видавлювання і відпалу буде дорівнювати

$$\psi_{01} = \psi_1 - \Delta\psi_1. \quad (4.37)$$

При виконанні подальших розрахунків вважали, що після чергового відпалу деформаційна анізотропія практично відсутня. Тому використаний ресурс пластичності після другого етапу поперечного видавлювання знаходили за критерієм

$$\psi_2 = \psi_{01} + \int_0^{e_{u2}} n \frac{e_u^{n-1}}{(0,68 \exp(0,43\mu_\sigma - 0,91\eta))^n} de_u. \quad (4.38)$$

Величину відновлення ресурсу пластичності після другого відпалу $\Delta\psi_2$, який проводили після другого етапу поперечного видавлювання, знаходили по експериментальній кривій 2 (див. рис. 4.19), отриманий після обробки експериментальних результатів. Криву 2 апроксимували залежністю

$$\Delta\psi_2 = 16,2\psi_2^{1,86} \exp(-7\psi_2). \quad (4.39)$$

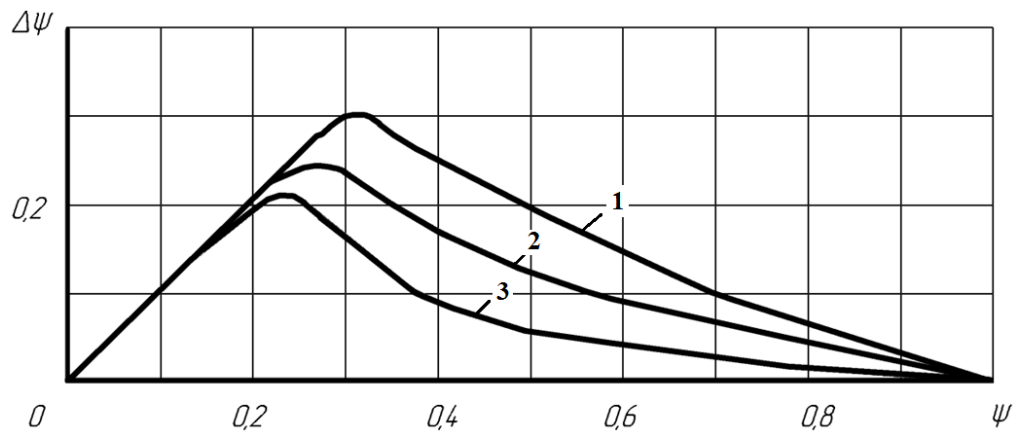


Рис. 4.19 – Залежність відновленого при відпалі запасу пластичності $\Delta\psi$ від використаного ресурсу пластичності ψ і порядку

Використаний ресурс пластичності після другого етапу видавлювання і відпалу буде дорівнювати

$$\psi_{02} = \psi_2 - 16,2\psi_2^{1,86} \exp(-7\psi_2). \quad (4.40)$$

Після третього етапу поперечного видавлювання використаний ресурс пластичності дорівнює

$$\psi_3 = \psi_{02} + \int_0^{e_{u3}} n \frac{e_u^{n-1}}{(0,68 \exp(0,43\mu_\sigma - 0,91\eta))^n} de_u, \quad (4.41)$$

де - e_{u1}, e_{u2}, e_{u3} ступінь деформації в кінці кожного етапу деформування.

Величину відновлення ресурсу пластичності після третього відпалу $\Delta\psi_3$, який проводили після третього етапу поперечного видавлювання, знаходили по експериментальній кривій 3 (див. рис. 4.19) яку отримали після обробки експериментальних результатів. Криву 3 апроксимували залежністю

$$\Delta\psi_3 = 60\psi_3^{2,383} \exp(-9,8\psi_3) \quad (4.42)$$

Використаний ресурс пластичності після третього етапу видавлювання і відпалу буде дорівнювати

$$\psi_{03} = \psi_3 - 60\psi_3^{2,383} \exp(-9,8\psi_3) \quad (4.43)$$

Встановлено, що максимальна ефективність відпалів досягається за умов, коли значення ψ перед відпалом не перевищують: $\psi_1 \leq 0,3 \dots 0,4$; $\psi_2 \leq 0,20 \dots 0,25$; $\psi_3 \leq 0,15 \dots 0,18$ (див. рис. 4.19). Для забезпечення довговічності і надійності деталей машин, особливо тих, які працюють в умовах знакозмінних напружень, необхідно, щоб використаний ресурс пластичності в готових виробах не перевищував значень $\psi \leq 0,6$ [58]. У виконаних дослідженнях після третього етапу видавлювання і трьох відпалів використаний ресурс пластичності в готовому виробі $\psi_{03} = 0,65$, а радіус видавленого фланця вдалося збільшити в 1,6 разів.

4.3.2. Відновлення пластичності при ізотермічній гарячій деформації з технологічними паузами

Таким чином, встановлено, що при холодній деформації існує критична величина пошкодження, перевищення якої вже не дозволяє відновити вихідну пластичність після термообробки. Якщо подібні припущення зробити і щодо гарячої деформації, то можна створити підхід і для оцінки пластичності металу при ізотермічному дробовому деформуванні з технологічними паузами.

Дзугутов М.Я., посилаючись на дані І.М. Павлова в своїй роботі [23], вказує що при одноразовому осадженні зразка з жароміцного матеріалу руйнування його настає при 20% висотної деформації, а при виконанні деформації за допомогою дванадцятикратного обтиску сумарно допустима деформація може зрости до 70%. Згідно з даними [60] найбільш інтенсивне відновлення пластичності відбувається на початку паузи. Подальше збільшення тривалості паузи призводить до незначного збільшення відновленої пластичності (рис. 4.20).

Дані криві відновлення пластичності можуть бути описані рівнянням, такого вигляду:

$$\Delta\psi = K(1 - e^{-t^n}), \quad (4.44)$$

де K - коефіцієнт, що відображає граничне значення відновлення пластичності; t - тривалість паузи, s ; n - коефіцієнт відображає швидкість відновлення пластичності.

Співвідношення (4.44) дає результати, практично збігається з більш складним співвідношенням [60, 74]:

$$\Delta \psi = \frac{\ln(1 + e^{s\psi_1} (e^{s\Delta_n} - 1))}{s} - \Delta_n, \quad (4.45)$$

де s - коефіцієнт матеріалу; Δ_n - відносна тривалість паузи; ψ_1 - використаний ресурс пластичності перед паузою.

Однак співвідношення (4.45) володіє одним великим важливим недоліком. Дане співвідношення отримано при використанні гіпотези повної оборотності процесу накопичення пошкоджень при гарячій деформації. Наслідком цієї гіпотези є властивість співвідношення (4.45), згідно з яким при досить тривалій паузі пластичність відновлюється повністю незалежно від рівня накопичених пошкоджень.

Припускаємо що, як і при холодній деформації, при гарячій деформації існують критична величина пошкодження, з якої треба виходити при оцінці відновлення пластичності в паузах.

При цьому будемо вважати, що максимальне значення $\Delta \psi$ при малих величинах ψ_i , використаного ресурсу пластичності на i -му етапі деформування, дорівнює ψ_i , а при великих, близьких до 1, прагне до 0.

У цьому випадку коефіцієнт K залежності (4.44) приймає наступний вигляд:

$$K = m \cdot \psi_i, \text{ причому } \begin{cases} \psi_i = 0 \rightarrow m = 1 \\ \psi_i = 1 \rightarrow m = 0 \end{cases}$$

Графічне представлення залежності для K дано на рис. 4.21.

У цьому випадку формула (4.44) приймає наступний вигляд:

$$\Delta \psi = \psi_i \cdot m(1 - e^{-t \cdot n}). \quad (4.46)$$

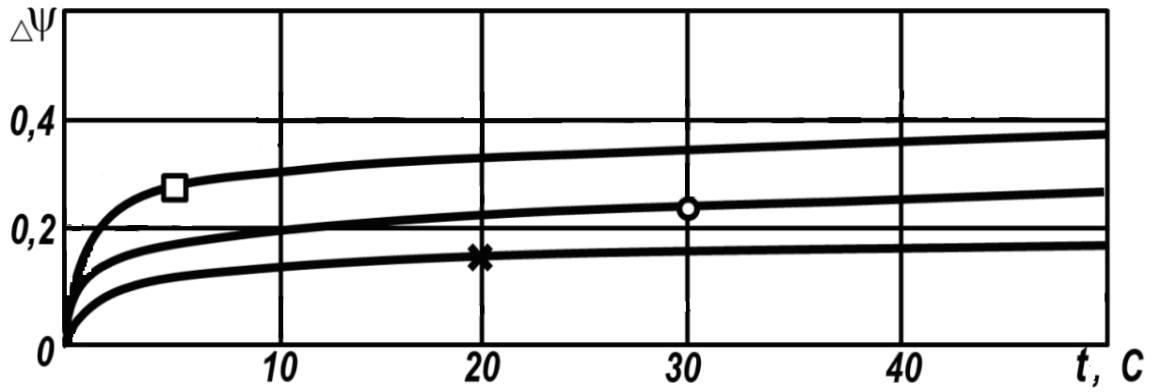


Рис. 4.20 – Характер відновлення пластичності сталі 13X11H2B2MΦ-III в паузах при гарячому деформуванні: ○, ✱, □ - $T = 850, 900, 1100^{\circ}\text{C}$ відповідно

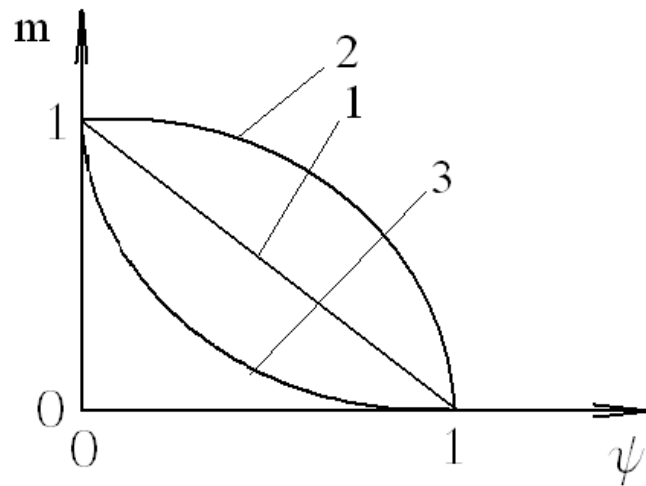


Рис. 4.21 – Залежність значення коефіцієнта m від попередньо вичерпаного ресурсу пластичності (1 – лінійна залежність $m = 1 - \psi_i$, 2, 3 – параболічні залежності відповідно $m = \sqrt{1 - \psi_i}$, $m = (1 - \psi_i)^2$).

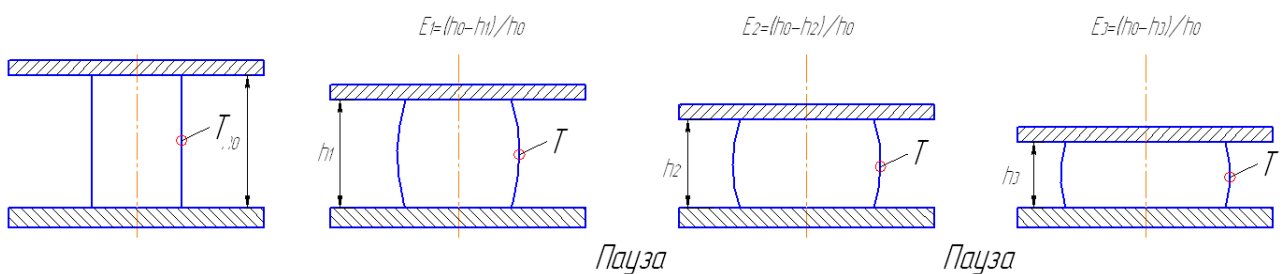


Рис. 4.22 – Схема осадки циліндричної заготовки з проміжними технологічними паузами

У загальному випадку параметри m і n визначаються властивостями деформованого матеріалу і температурою деформації.

На підставі проведеного аналізу параметр m можна представити в наступному вигляді:

$$m = (1 - \psi_i)^{f(\psi_i, T)}, \quad (4.47)$$

де функція $f(\psi, T)$, є характеристикою матеріалу, яку необхідно визначити експериментально. Вираз (4.46) приймає наступний вигляд:

$$\Delta \psi = \psi_i \cdot (1 - \psi_i)^{f(\psi_i, T)} (1 - e^{-t \cdot n}) \quad (4.48)$$

Експериментальне визначення величини відновлення пластичності для розрахунку коефіцієнтів залежності (4.48), необхідно визначати за такою формулою.

$$\Delta \psi = \psi_1 + \psi_{2*} - 1, \quad (4.49)$$

де - $\psi_1 = \varepsilon_{u1} / \varepsilon_p$ використаний ресурс пластичності металу перед здійсненням паузи; $\varepsilon_p = \ln(l_p / l_0)$ - гранична логарифмічна ступінь деформації при монотонному розтягуванні зразка; $\varepsilon_{u1} = \ln(l_1 / l_0)$ - логарифмічна ступінь деформації зразка до паузи; $\varepsilon_{p2} = \ln(l_{p2} / l_0)$ - логарифмічна ступінь деформації, при якій сталося руйнування зразка після паузи; $\psi_{2*} = \frac{\varepsilon_{p2} - \varepsilon_{u1}}{\varepsilon_p}$ - залишковий після здійснення паузи ресурс пластичності;

l_0, l_1 - вихідна і одержана при розтягуванні перед паузою довжини зразка відповідно, мм;
 l_p, l_{p2} - гранична довжина зразка при монотонному розтягуванні і розтягуванні з паузою відповідно, мм.

У тому випадку якщо відновлення пластичності не відбулося $\Delta \psi = 0$, тобто $\psi_1 + \psi_{2*} = 1$, або

$$\frac{\varepsilon_{p2} - \varepsilon_{u1}}{\varepsilon_p} + \frac{\varepsilon_{u1}}{\varepsilon_p} = 1. \quad (4.50)$$

У цьому випадку довжина зруйнованого зразка після паузи повинна дорівнювати довжині зразка розірваного монотонно без паузи $\varepsilon_{p2} = \varepsilon_p$. Тоді вираз (4.50) набирає вигляду:

$$\frac{\varepsilon_p}{\varepsilon_p} - \frac{\varepsilon_{u1}}{\varepsilon_p} + \frac{\varepsilon_{u1}}{\varepsilon_p} = 1.$$

Якщо підставити в залежність (4.49) всі вище описані вираження і провести математичні спрощення, одержимо:

$$\Delta\psi = \frac{\ln\left(\frac{l_{p2}}{l_0}\right)}{\ln\left(\frac{l_p}{l_0}\right)} - 1 \quad (4.51)$$

Практичне застосування розглянуто на прикладі осадки циліндричної заготовки [417]. Спостерігаючи за бічною зоною, в якій найімовірніше пройде руйнування, визначимо для неї ψ_1 , що є функцією від відносної міри осадки $\varepsilon_n = \Delta h/h_0$

Після першої осадки і здійснення паузи, відновлення пластичності може бути розраховане, за такою залежністю:

$$\Delta\psi_1 = \psi_1 \cdot (1 - \psi_1)^{f(\psi_1, T)} (1 - e^{-t.n}).$$

Витрачена пластичність після першої паузи визначитися як різниця вичерпаною пластичності до паузи і відновленої пластичності до кінця паузи:

$$\psi_1^1 = \psi_1 - \Delta\psi_1.$$

Після другої осадки під час паузи, відновлюватися буде пластичність витрачена під час другої осадки, однак з урахуванням того, що пошкодженість металу накопичилася після першої осадки, і припустивши, що величина пошкодження має властивість адитивності, з якого випливає справедливність простого їх підсумовування, величина відновленої пластичності і вичерпана за дві осадки пластичність буде визначатися наступним чином:

$$\Delta\psi_2 = (\psi_1^1 + \psi_2) \cdot (1 - \psi_1^1 - \psi_2)^{f(\psi_1^1 + \psi_2, T)} (1 - e^{-t.n});$$

$$\psi_2^1 = \psi_1^1 + \psi_2 - \Delta\psi_2.$$

Для k осадок

$$\psi_k^1 = \psi_{k-1}^1 + \psi_k - \Delta\psi_k, \quad (4.52)$$

Причому $\psi_{k-1}^1 + \psi_k \leq 1$, якщо йде перевищення, то відновлення пластичності не розраховується.

Зробимо припущення про те, що коефіцієнт m , який необхідно визначати експериментально, у формулі (4.46) має вигляд $1 - \psi_i$ для даної температури і матеріалу, тобто $f(\psi_{i-1}^1 + \psi_i, T)$ у формулі (4.48) дорівнює 1,0, а параметр n приймає значення до 0,15 [417].

Використовуючи вище описані співвідношення і допущення, визначили, що дрібним деформуванням з обтисненням за натиск рівним 0,25, можливо збільшити граничну ступінь осадки з 0,63 до 0,75 із застосуванням двох проміжних пауз величиною 60 секунд, причому після третьої осадки можна виконати паузу і знизити накопичену пошкодженість до 0,594, що дає можливість провести додаткову осадку. Ступінь осадки, можливо, збільшити ще, якщо зменшити дрібність деформацій. Отримані результати якісно підтверджуються експериментальними даними [46, 418].

Результати досліджень по відновленню пластичності використані при проектуванні процесів комбінованого деформування холоднодеформованих заготовок і великих поковок в виробничих умовах і при технологічних розробках для ДМЗ, ЕМСС і НКМЗ.

4.4. Оцінка технологічної деформовності в процесах точного об'ємного штампування видавлюванням

4.4.1. Деформовність металу при комбінованому радіально-прямому видавлюванні

Розглянемо деякі технологічні завдання об'ємного деформування, для яких характерний розвиток об'ємного напруженого стану при складному навантаженні холоднодеформованої заготовки. Для розв'язання задачі оцінки ресурсу пластичності в процесі радіально-прямого видавлювання використовували інформацію про напружено-деформований стан в різних зонах осередку деформації при комбінованому радіально-

прямого видавлюванні, а також діаграми пластичності металів, які піддаються комбінованому видавлюванню.

Схема процесу радіально-прямого видавлювання і отримані деталі показані на рис. 4.23. Штамп видавлювання містить частини: контейнер 1, нижня півматриця 2, шайба 3, 4 - верхня півматриця 4, оправлення 5, пуансон 6 [160]. Експерименти з видавлювання проведені з використанням заготовок з алюмінієвого сплаву АД31. Напружено-деформований стан заготовок визначали методом скінченних елементів з програмного комплексу Q Form 2D (рис. 4.24-4.26, додаток Д).

На рис. 4.25 виділені характерні зони осередку деформації. Розрахунок вели для п'яти точок (1-5), найбільш небезпечних з точки зору вичерпання ресурсу пластичності на шести послідовних етапах деформування (рис. 4.26). Для зазначених точок розраховані компоненти тензора головних напружень, інтенсивність напружень, показник напруженого стану η і накопичена інтенсивність деформацій. Результати розрахунку наведені в таблиці 4.4. Як випливає з результатів розрахунку, показник η змінюється в значних межах $-10 \leq \eta \leq 2$, а накопичена інтенсивність деформацій досягає значення $\epsilon_u = 3$. Суттєва зміна показника напруженого стану η з ростом накопиченої інтенсивності деформацій відображає значний вплив історії деформування на накопичення пошкоджень і їх заліковування.

В процесі радіально-прямого видавлювання (суміщеного за часом і середовищем деформації) на межах розділу течії виникають значні зсувні деформації, що викликають при певних умовах руйнування шляхом зрізу.

Зазначені на рис. 4.25 точками 1-5 частки металу на різних етапах деформування (2-6) утворюють шляхи деформування у координатах $e_u = f(\eta)$ (рис. 4.27). Слідуючи роботі [311], будемо розглядати шляхи деформування частинок матеріалу 1-5 в координатах, що не залежать від властивостей матеріалу (гіпотеза про кінематичну і силову подібність).

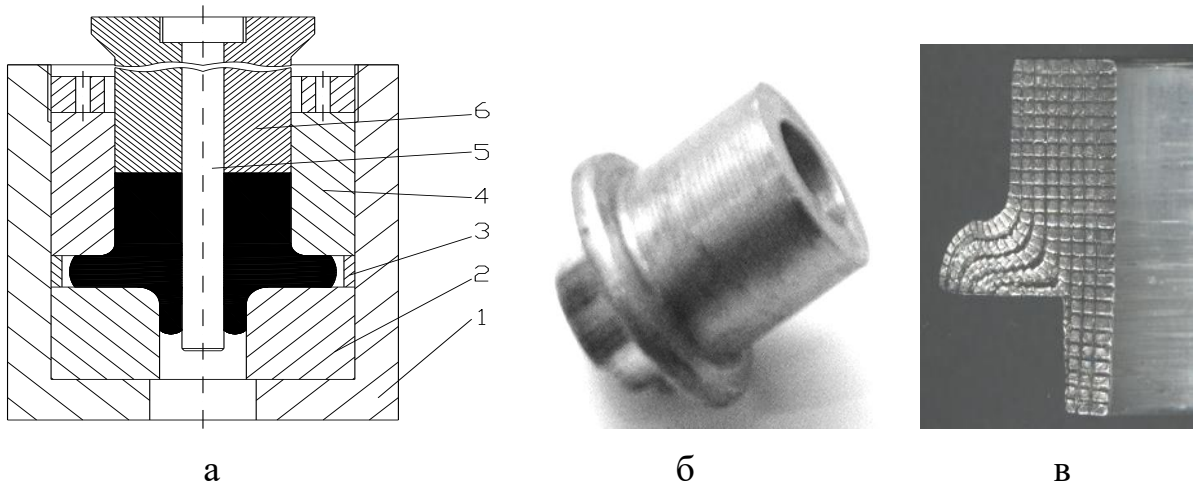


Рис. 4.23 – Схема процесу комбінованого видавлювання (а), отримана деталь (б) і картина деформованої ділильної сітки (в)

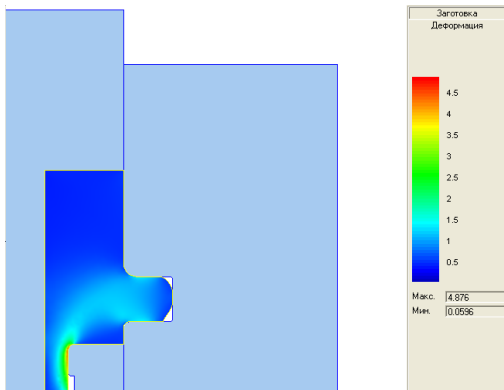


Рис. 4.24 – Осередки деформації в заготовці при радіально-прямому видавлюванні

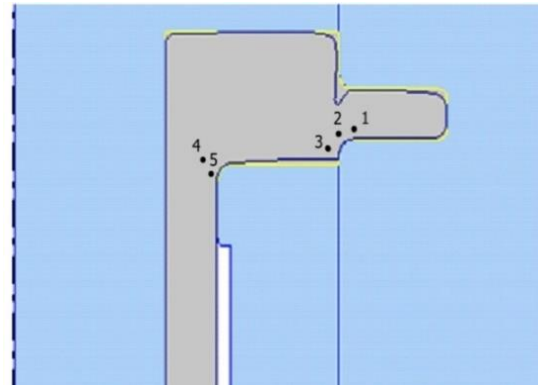


Рис. 4.25 – Виділені точки в осередку деформації

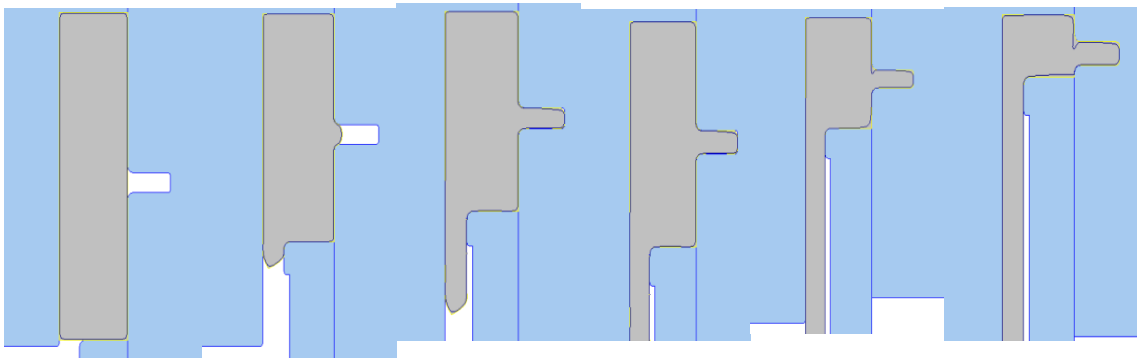


Рис. 4.26 – Етапи деформування заготовки при радіально-прямому видавлюванні

Таблиця 4.4 – Результати розрахунку напружено-деформованого стану в осередку деформації при радіально-прямому видавлюванні

Номер точки	Номер етапу	Показник напруженого стану $\eta = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{\sigma_u}$	Накоплена інтенсивність деформації ϵ_u	Інтенсивність напружений σ_u , МПа	Гідростатичний тиск σ_0 , МПа
1	I	-	-	-	-
2		-	-	-	-
3		-	-	-	-
4		2	-	13,6	28
5		1	-	13,6	14
1	II	-0,607	0,1	362	-220
2		-2,73	0,3	260	-710
3		-4,17	0,25	175	-730
4		-1,55	0,4	252	-390
5		-0,116	0,8	259	-30
1	III	-3,417	0,2	278	-950
2		-6,22	0,6	185	-1150
3		-7,78	0,4	180	-1400
4		-2,46	1,0	142	-350
5		+2,01	1,7	149	+350
1	IV	-9,86	1,7	147	-1450
2		-8,43	1,5	178	-1500
3		-7,73	1,0	194	-1500
4		-2,35	3,0	149	-350
5		+3,07	5,0	132	405
1	V	-6,416	1,7	279	-1790
2		-7,97	1,5	212	-1690
3		-10,54	1,0	147	-1550
4		-3,54	2,5	113	-400
5		+2,95	3,0	61	+180
1	VI	-9,06	1,7	149	-1350
2		-8,66	1,5	179	-1550
3		-8,94	1,0	179	-1600
4		-5,74	2,5	61	-350
5		+1,35	2,5	133	+180

Таким чином, з'являється можливість оцінити ресурс пластичності для матеріалів діаграма пластичності яких відома. Можливість оцінки деформовності заготовок з різних матеріалів в даному процесі комбінованого радіально-прямого видавлювання заснована на методі моделювання процесів холодного об'ємного штампування, викладеному в монографії [309], а також на результатах робіт [56, 311, 314].

На основі подібності розраховували ресурс пластичності для заготовок з різних матеріалів (сталей 35, 40Х, 20) і кольорових металів (латуні Л63, дюралюмінію Д16). Параметри діаграм пластичності перерахованих матеріалів (додаток Е) отримані випробуванням на розтяг, стиск, кручення і апроксимовані рівнянням (2.23) [309, 385].

Ресурс пластичності для точок 1-5 осередка деформації (див. рис. 4.25) розраховували за критеріями (1.5), (1.7), (1.8) в MathCAD. При цьому для сталі 20 ресурс пластичності розрахований також за критерієм (2.33), що враховує вплив третього інваріанта тензора напружень на пластичність. Результати розрахунку наведені в табл. 4.5.

Аналізуючи результати розрахунку ресурсу пластичності за допомогою скалярного критерію деформовності Г. А. Смірнова-Аляєва (1.5), інтегральних критеріїв В. Л. Колмогорова (1.7), критерію Г. Д. Деля-В. А. Огороднікова (1.8), можна зробити наступні висновки :

Різниця результатів розрахунку за критеріями (1.7) і (1.8) лежить в межах від 10 до 40%. Заготовки із сталі 20 при комбінованому видавлюванні в області частинок точки 4 і 5 (див. рис. 4.25) зруйнувалися, що і підтвердило розрахунок. При цьому критерій (1.8) більш точно прогнозує руйнування. У таблиці наведено також результати розрахунку ресурсу пластичності за критерієм, що враховує вплив третього інваріанта тензора напружень.

Для всіх розглянутих частинок (точки 2, 3, 4 і 5 на рис. 4.25) ресурс пластичності розрахований за допомогою критерію (2.33), буде вищим в порівнянні з величиною ресурсу пластичності, розрахованого без урахування третього інваріанту тензора напружень. Ця розбіжність знаходиться в межах від 7 до 40%.

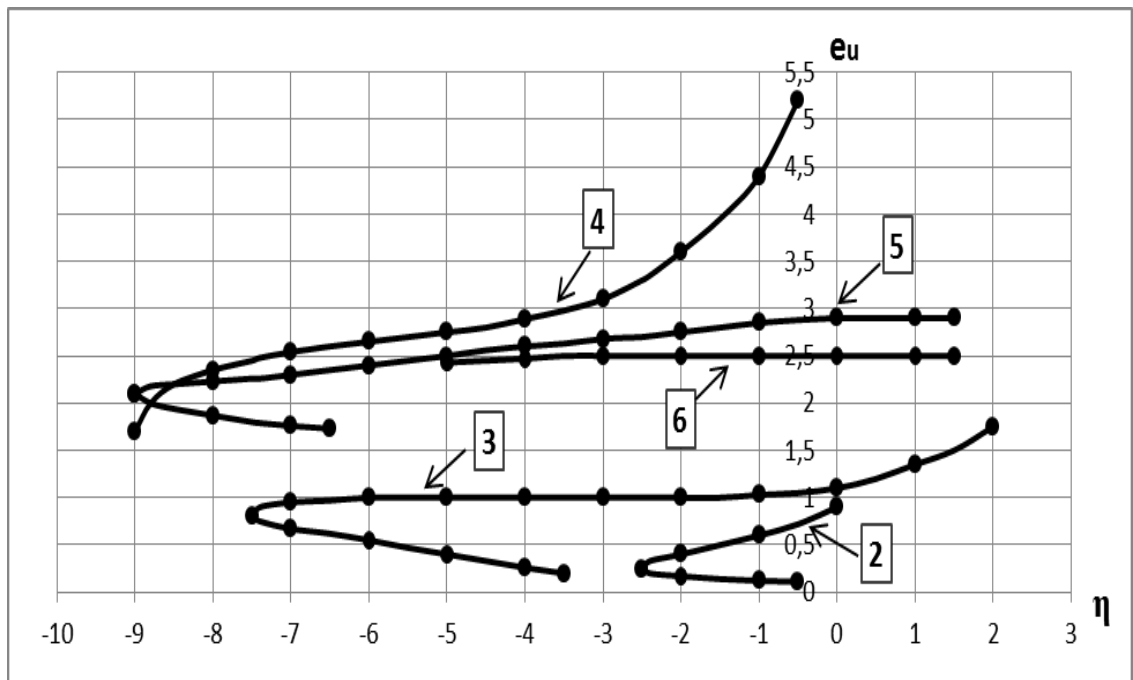


Рис. 4.27 – Шляхи деформування частинок матеріалу в небезпечній зоні осередку деформації в координатах (сплав АД31)

Таблиця 4.5 - Результати розрахунку ресурсу пластичності за різними критеріями при комбінованому видавлюванні

№ п.п	Матеріал	Ψ				
		Розрахунок за критерієм (2.33) $I_3(T_\sigma) = 0$	Розрахунок за критерієм (2.33) $I_3(T_\sigma) \neq 0$	Розрахунок за критерієм (1.5)	Розрахунок за критерієм (1.7)	Розрахунок за критерієм (1.8)
1	Сталь 20	0,28	0,784	2,46	1,581	3,411
2	Дюралюміній Д-16	0,717	1,98	4,134	2,5	-
3	Латунь Л-63	0,88	0,48	1,485	0,814	-
4	Сталь 40Х	-	-	2,31	0,895	-
5	Сталь 35	-	-	3,06	1,85	-
6	Сплав АД 31	0,9	0,62	4,5	1,45	-

Відзначимо також, що для даної операції комбінованого видавлювання, в осередку деформації частинки матеріалу деформованих заготовок піддані складному немонотонному деформуванню, в зв'язку з цим розрахунок ресурсу пластичності за критерієм Г. А. Смирнова-Аляева (як найбільш простому з розглянутих критеріїв) дає результати далекі від фактичних.

Для порівняння були виконані розрахунки і по тензорному критерію [309, 419] для плоскої та об'ємної діаграми пластичності. У табл. 4.5 наведені результати розрахунку ресурсу пластичності за критеріями (1.7), (1.8), (2.33).

З таблиці випливає, що виходячи з результатів розрахунку ресурсу пластичності за допомогою тензорних критеріїв сталь 20 і латунь витримують технологічну операцію комбінованого видавлювання заготовок на нерухомій оправці без руйнування. Решта з наведених в таблиці матеріалів при зазначеній операції будуть руйнуватися.

При цьому, в просторі деформацій реалізуються траєкторії малої, середньої і великої кривизни. Процеси комбінованого видавлювання характеризуються траєкторіями середньої і великої кривизни. У цих випадках для розрахунку ресурсу пластичності очевидно слід застосовувати тензорні критерії. З таблиці випливає також, що інтегральні критерії деформування прогнозують суттєве завищення ресурсу пластичності.

4.4.2 Технологічна деформовність при комбінованому радіально-зворотному видавлюванні

Штампування комбінованим видавлюванням ускладнена через утворення тріщин на межі поділу течії металу [309]. В процесі холодного пластичного деформування наряду зі зміцненням металу відбувається накопичення в ньому пошкоджень, що приводить до розуцілення матеріалу і зниження показників залишкової пластичності.

Картини НДС при радіально-зворотному видавлюванні стакану з фланцем з матеріалу М2, отримані в пакеті Qform2 / 3D, наведені на рис. 4.28. Крива зміцнення матеріалу описується рівнянням $\sigma_s = 392,11 \cdot e^{0,3591}$, (див. табл. 2.4), коефіцієнт тертя становить 0,16 за Левановим. Відповідно до проведеного моделюванням було встановлено, що осередок інтенсивної деформації знаходиться поблизу крайок пуансона і верхньої напівматриці. По лінії від кромки пуансона до заокруглення напівматриці відбувається

поділ течії металу в радіальному і зворотному напрямках. Результати розрахунків НДС були використані для оцінки використаного ресурсу пластичності Ψ за критерієм (2.24):

Для розрахунку використаного ресурсу пластичності в скінчено-елементній моделі задавалося поле трасіруємих точок (по висоті, товщині і в радіальному напрямку по 20 точкам). Слід зазначити, що програма додатково додає дві точки по краях контуру, тобто по вертикалі і горизонталі ставиться 22 точки. Розглядалася крива, побудована за трасіруємих точкам, розташованим під перехідною крайкою пуансона, в середині стінки стакана, поблизу радіуса заокруглення напівматриці і на поверхні фланця.

Графіки розподілу вихідних параметрів для розрахунку використаного ресурсу пластичності наведені в залежності від номера трасіруємої точки.

Зазначені на рис. 4.28 точками 1-7 частки металу на різних етапах деформування утворюють шляхи деформування у координатах $e_{ii} = f(\eta)$ (рис. 4.29).

Розподіл значень гідростатичного тиску (рис. 4.30, а) зростає від кромки пуансона до зовнішньої поверхні фланця. З рішення характеристичного рівняння отримані компоненти головних напружень. Показник жорсткості напруженого стану також має максимальні значення на зовнішній поверхні фланця (рис. 4.30, б). Максимальні значення параметра Лоде-Надаї спостерігаються на зовнішній поверхні фланця у нижнього торця (рис. 4.30, в).

Наявність великих, по модулю, негативних значень показника в області стінки стакана говорить про сприятливий напружений стан, але при цьому розрахунок використаного ресурсу пластичності доводиться проводити в екстрапольованій області діаграми пластичності (межі побудови площини граничних деформацій по $\eta \in -2..1$).

Найбільш небезпечною з точки зору вичерпання ресурсу пластичності ($\Psi = 0,59$) є зона на периферії фланця у нижнього торця (рис. 4.30, г).

Виходячи з отриманих результатів, проводилося подальше вивчення пластичних здібностей таких матеріалів: М2, АД31.

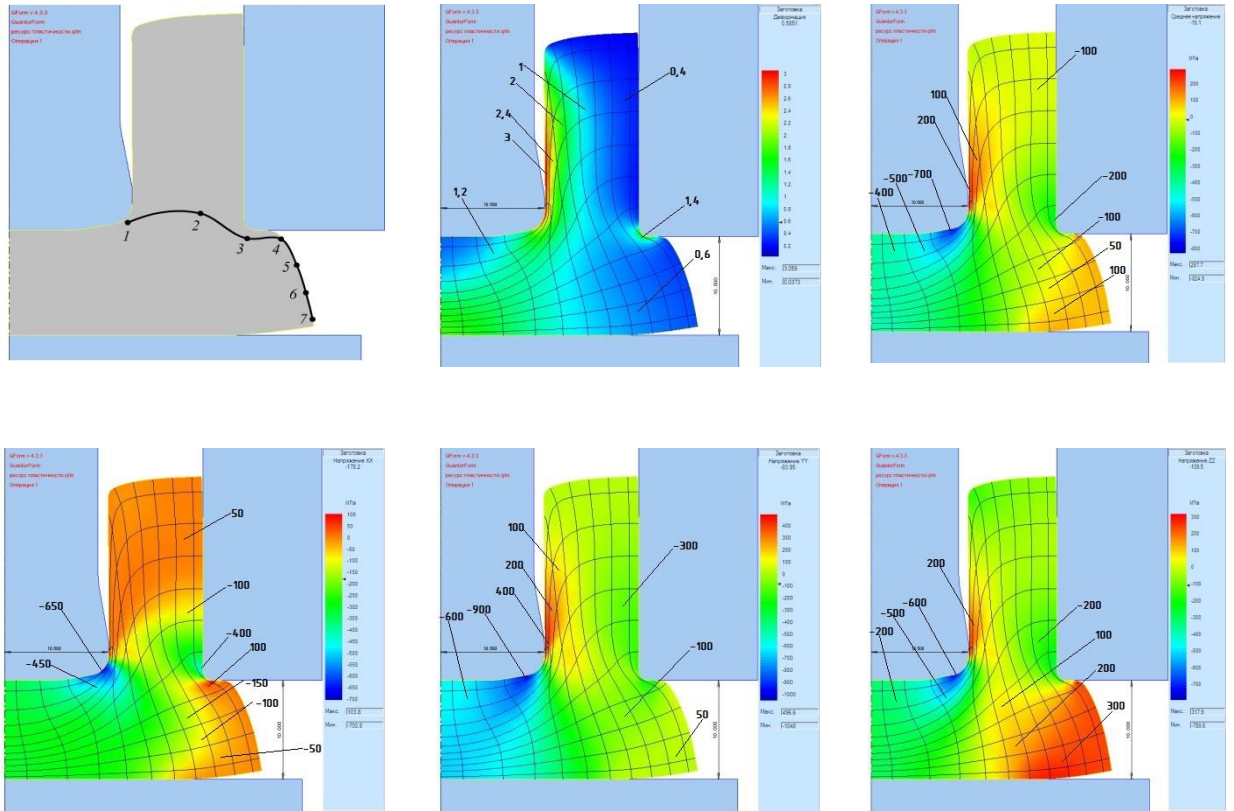


Рис. 4.28 – Картини напружено-деформованого стану при комбінованому видавлюванні стакану з фланцем з міді М2

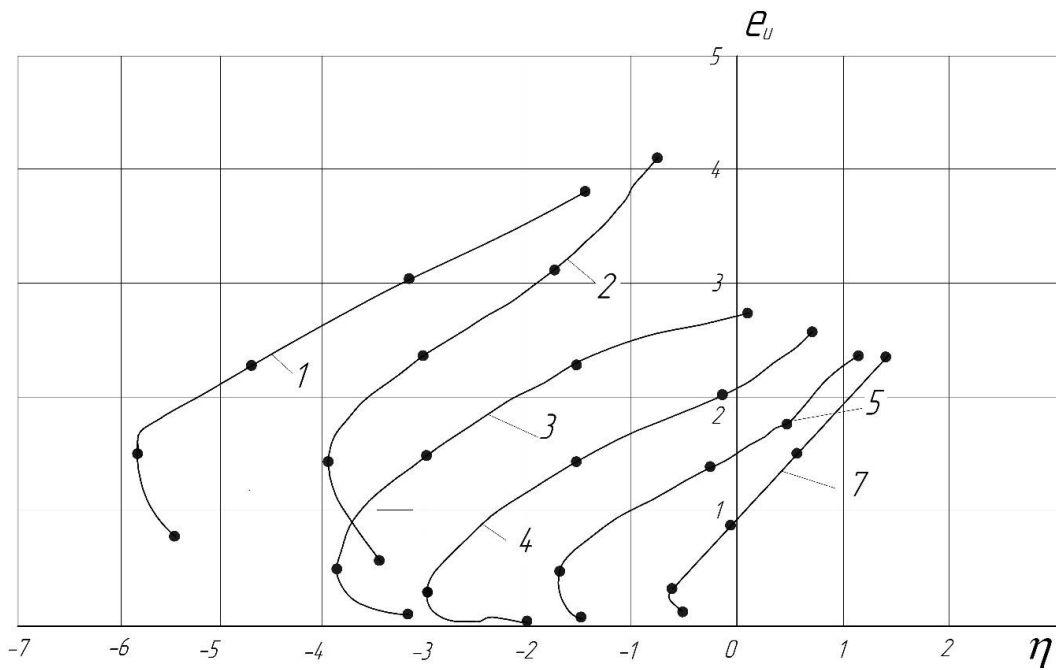


Рис. 4.29 – Шляхи деформування частинок матеріалу М2

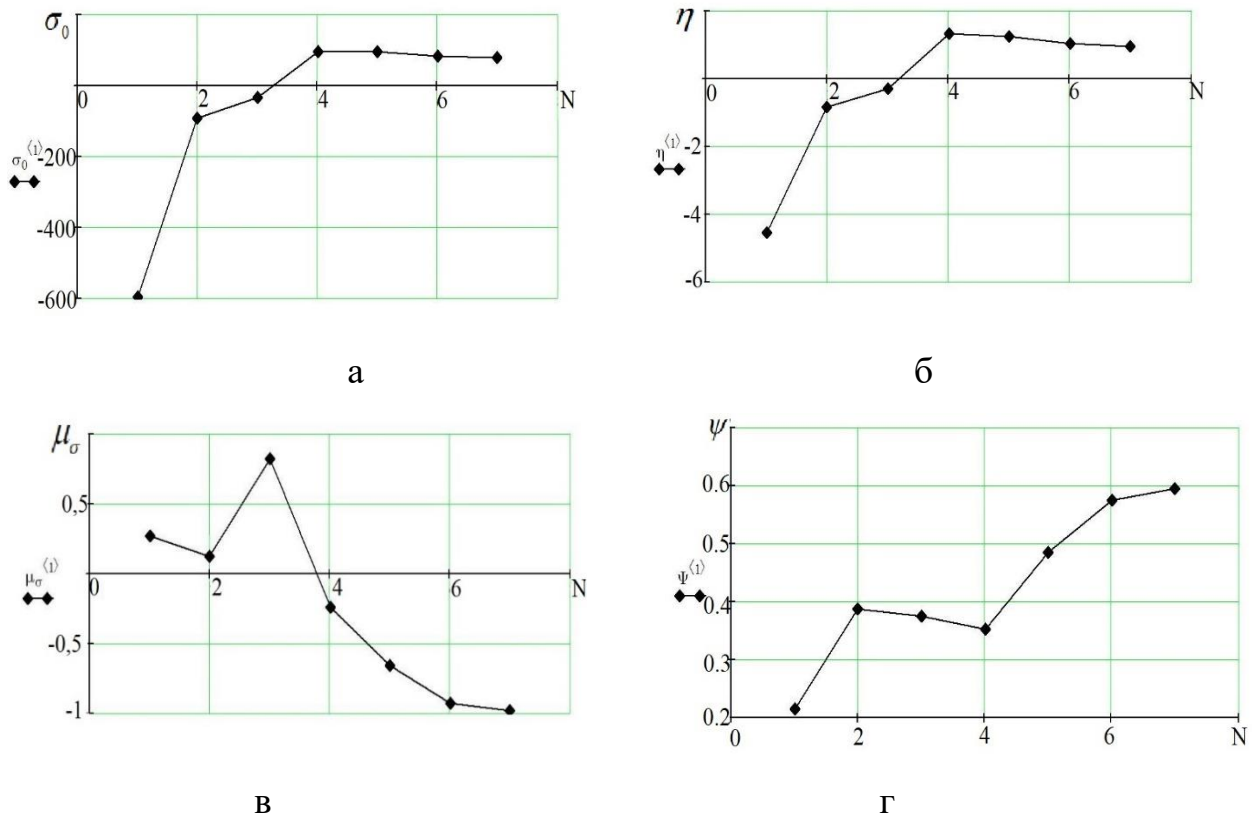


Рис. 4.30 – Графіки розподілу показника середньої напруги (а), показника η (б), параметра Лоде-Надаї (в) і ресурсу пластичності (г) в залежності від положення трасіруємої точки

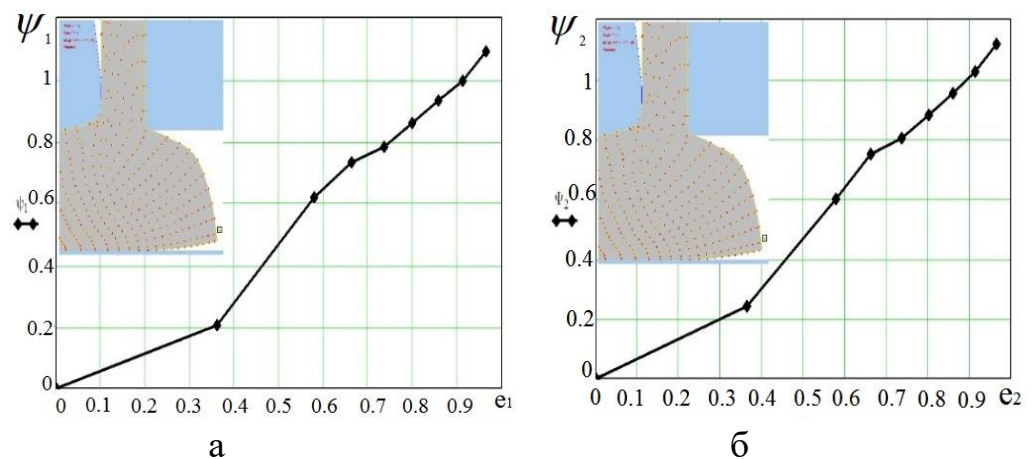


Рис. 4.31 – Графік залежності ресурсу пластичності від ступеня деформації для титану М2 (а) і для алюмінієвого сплаву АД31 (б)

Моделювання процесу здійснювалося до повного вичерпання ресурсу пластичності матеріалу $\psi \geq 1$. Результати для наведених вище матеріалів представлені у вигляді залежності ресурсу пластичності від логарифмічного ступеню деформації (рис. 4.31). З графіків видно, що найбільш пластичним матеріалом є М2 - ресурс пластичності вичерпується при ступені деформації 0.91, для алюмінієвого сплаву АД31 - критичний ступінь деформації дорівнює 0.9.

Висновки

1. Аналіз феноменологічних критеріїв руйнування показав, що критерії, засновані на скалярному накопиченні ушкоджень дають практично однакові результати розрахунку граничних деформацій для випадків, коли показники напруженого стану залишаються постійними або мало відрізняються від постійних протягом всього процесу деформування.

2. На величину граничних деформацій впливають перша і друга похідні від показників напруженого стану. Друга похідна від показника напруженого стану для сталей різних марок істотно впливає на величину коефіцієнта, що враховує історію деформування. На пластичність металів в умовах об'ємного напруженого стану впливає третій інваріант тензора напружень. Перша і друга похідні від показника напруженого стану для сталей різних марок істотно впливають на величину коефіцієнта, що враховує історію деформування. Максимальне значення цей коефіцієнт досягає при $\frac{d\eta}{de_u} > 3$.

3. Розроблено методику побудови діаграм пластичності в умовах об'ємного напруженого стану за допомогою відомих діаграм пластичності, побудованих в умовах лінійного і плоского напруженого стану.

4. Виконано аналіз деформування металу в процесах холодного видавлювання. Використання координат η, χ, e_u замість η, μ_σ, e_u для оцінки ресурсу пластичності при видавлюванні фланців з протитиском спрощує розрахунки, оскільки плоский напружений стан в цьому випадку описується відомою діаграмою пластичності $e_p(\eta)$, крім того, розбіжність між розрахунковими й експериментальними значеннями ψ зменшується.

5. Отримав подальший розвиток метод розрахунку технологічної деформовності металу, що дозволяє прогнозувати граничне формозмінення заготовки в процесах поетапного деформування за допомогою урахування ефекту відновлення пластичності холоднодеформована металу при використанні проміжних відпалів. Метод поширений також на процеси гарячого пластичного деформування для прогнозування ефекту відновлення пластичності металу в технологічних паузах. В цілому це дозволило розробити режими підвищення в 1,3-1,6 рази граничної ступеня формозміни заготовок в складних умовах холодного та гарячого об'ємного деформування.

Результати досліджень опубліковані в роботах [309, 385, 386, 388-391, 407-413, 415-422].

РОЗДІЛ 5

МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСІВ СУМІЩЕНОГО КОМБІНОВАНОГО ВИДАВЛЮВАННЯ

5.1 Способи комбінованого радіально-зворотного видавлювання і види осередків деформації

Процеси суміщеного комбінованого поперечно-поздовжнього видавлювання характеризуються ознаками одночасного витікання металу за кількома напрямками. Трестороннє радіально-зворотно-пряме видавлювання порожнистої деталі з фланцем і відростком є базовою схемою для дослідження даної технології (див. розд. 2.1).

Серед способів комбінованого радіально-зворотного видавлювання порожнистих і суцільних деталей з фланцем (рис. 5.1) схеми груп *A* і *B* належать до суміщених способів комбінованого видавлювання, в яких метал з осередку деформації видавлюється одночасно за кількома напрямками. Схеми групи *A* об'єднують способи деформування з одночасним формуванням у деталі з одного торця порожнини, а з протилежного торця – фланця.

Способами, включеними в групу *B* одночасно з радіальним видавлюванням фланця зворотним видавлюванням формують стрижневий елемент деталі. Цей стрижень може бути суцільним (див. схема *B1*) або порожнистим (див. схеми *B2* і *B3*).

До групи *C* включені представники поетапного комбінованого видавлювання. Після формування на першому етапі процесу зануренням пуансона і радіальним видавлюванням фланця, включаються в рух або матриця (див. схема *C1*), або контрпуансон (див. схема *C2*) [207, 353]. За схемою *C3* матриця здатна до реверсивного руху, що забезпечує формовку профільної зовнішньої поверхні [473].

Вибір підходу для аналізу енергетичним методом того чи іншого технологічного процесу в значній мірі залежить від правильного вибору кінематично можливого поля швидкостей (КМПШ) [2, 14, 29].

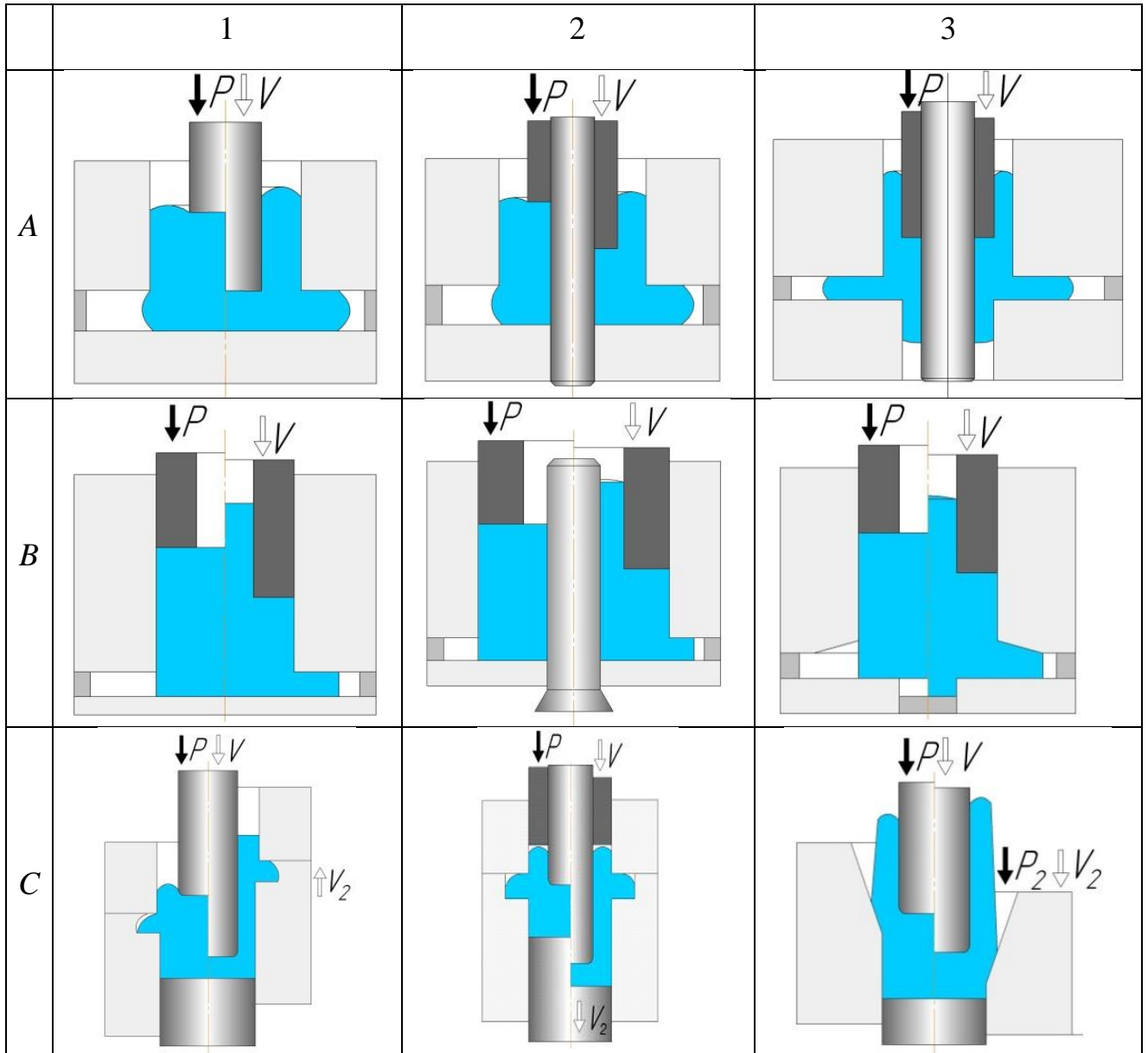


Рис. 5.1 – Способи комбінованого радіально-зворотного видавлювання

В якості класифікаційної ознаки для вибору КМПШ пропонується вид осередку деформації. Класифікацію схем комбінованого видавлювання (рис. 5.2) в залежності від особливостей осередку деформації (ОД) виконано в розвиток роботи [267], де такі схеми розділені на три групи: з приєднаним ОД, з об'єднаним ОД і з роз'єднаним ОД. Аналіз нових способів деформування і відповідних їм розрахункових схем показує, що схеми з комбінованим ОД можна доповнити також такими схемами, як 4 – транзитний ОД, 5 – послідовний ОД і 6 – комбінований ОД.

Аналіз кожної групи схем комбінованого видавлювання має свої особливості. Найбільшою простотою відрізняється аналіз процесів першої групи, коли два суміжних ОД простих способів видавлювання контактують одночасно і паралельно з активним інструментом (або жорсткої зоною, яка передає навантаження) і межують одна з одною деякою граничною поверхнею розділу течії. Задача зводиться до встановлення положення поверхні розділу течії.

Друга група схем комбінованого течії відрізняється тим, що різнонаправлені потоки металу зароджуються в одному загальному об'єднаному ОД. Цей випадок спостерігається при деформації низьких заготовок. Відомі рішення для комбінованого видавлювання отримані з використанням чотирикутного кінематичного елемента [2, 29]. Для схем з об'єднаним ОД аналіз технологічних режимів можливий, якщо застосувати в якості варійованих кінематичні параметри [267].

При наявності проміжної жорсткої зони між роз'єднаними осередками деформації вибір швидкості в якості змінного параметра не приводить до позитивного результату. Для таких схем деформування, напевно, прийнятне припущення Л. Г. Степанського [14] про те, що при комбінованій течії поряд з балансом потужностей повинна виконуватися умова рівноваги потужностей, що діють з двох сторін від площини, що розділяє два самостійних осередки деформації. Четверта група послідовного ОД теж не представляє труднощів, так

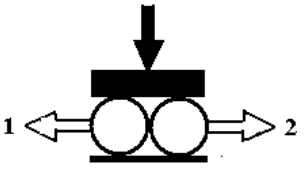
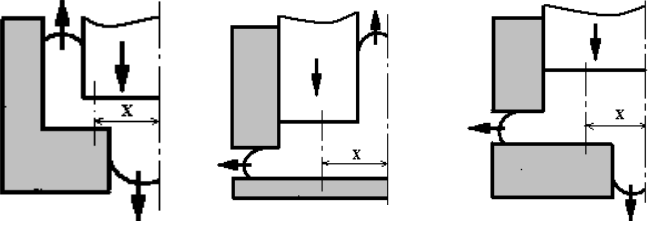
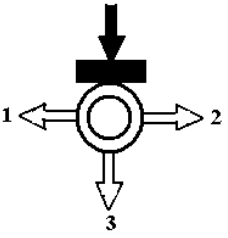
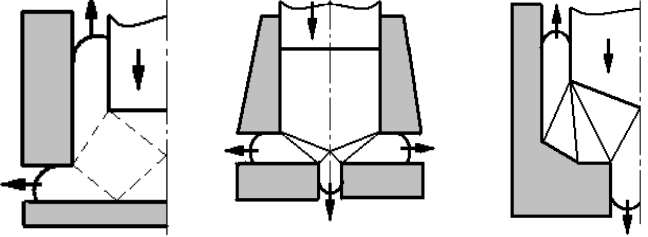
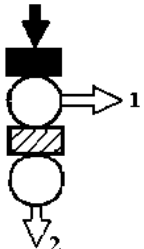
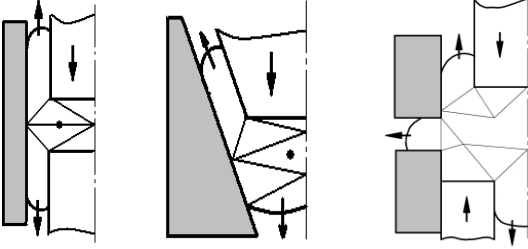
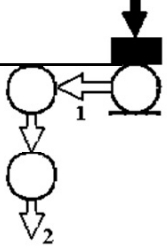
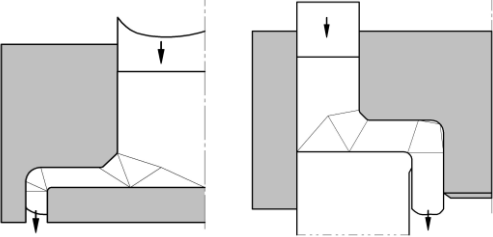
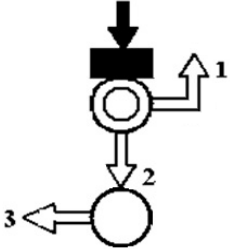
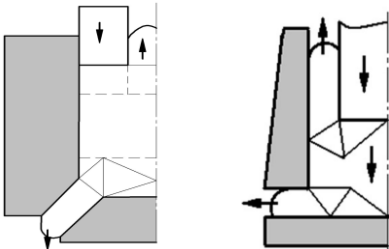
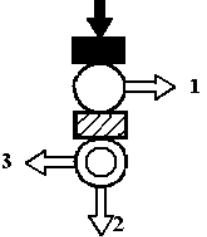
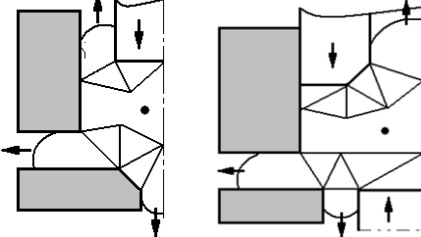
№		Умовна схема	Схема видавлювання
1	Приєднаний		
2	Об'єднаний		
3	Роз'єднаний		
4	Послідовний		
5	Транзитний		
6	Комбінований		

Рис. 5.2 – Різновиди пластичних осередків деформування та розрахункових схем при комбінованому видавлюванні

як задачу знаходження енергетичних параметрів можна розглядати автономно для кожного ОД.

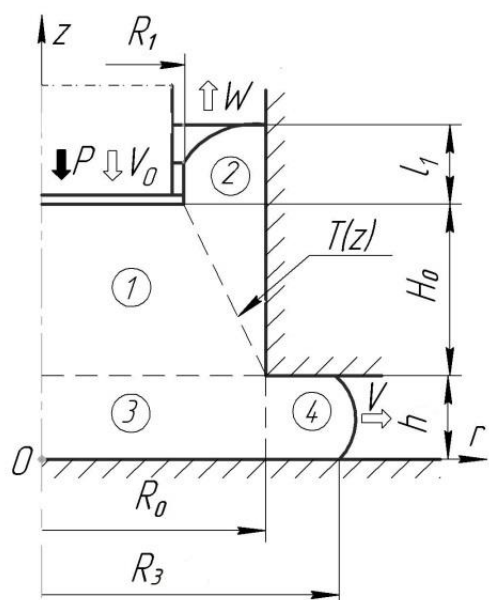
Найбільшу трудомісткість представляє аналіз процесів п'ятої групи, тобто схем видавлювання з транзитними осередками деформації, через які метал переходить в сусідню ділянку безпосередньо або пройшовши жорстку проміжну зону. Моделювання процесів видавлювання, що утворюють шосту групу, передбачає застосування всіх розглянутих підходів в залежності від того, які особливості комбінованих ОД.

5.2 Моделювання процесу радіально-зворотного видавлювання порожнистих деталей

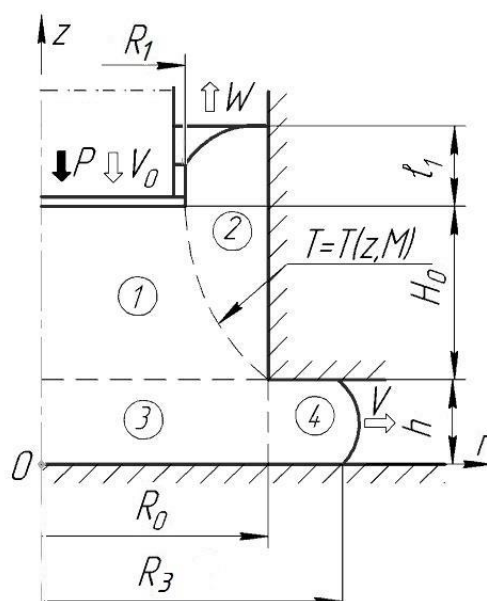
Моделі, засновані на спрощеній розрахунковій схемі паралельної течії, демонструють розбіжність з експериментальними даними при розрахунку силових параметрів і, особливо, при прогнозуванні формозміни заготовки [2, 291, 371]. Для усунення таких недоліків рішень необхідно розглянути можливості розрахункових схем, що включають кінематичні модулі, що описують реальну картину течії при видавлюванні одночасно за кількома напрямками. Цікавим є також проведення порівняльного аналізу можливостей різних кінематичних модулів і розрахункових схем для моделювання процесів комбінованого видавлювання.

Розрахункові схеми з формою кінематичних модулів в центральній області, наближених до експериментально спостережуваного поля деформацій [400], наведені на рис. 5.3. У представлених розрахункових схемах може спостерігатися як об'єднаний осередок деформації (ОД), характерний для деформування низьких заготовок, так і транзитний або роз'єднаний ОД (для відносно високих заготовок).

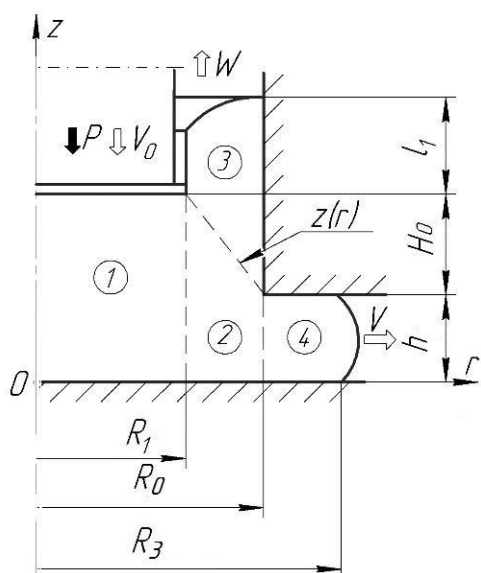
Задачу видавлювання деталі типу стакана з фланцем відносимо до схем з транзитним ОД, який поділяємо на кінематичні модулі трапецеїдальної і прямокутної форми. КМПШ для модулів «1» (див. рис.5.3, в і г), «3» (див.рис.5.3 а і б), і «4», представляють собою в загальному випадку циліндричні



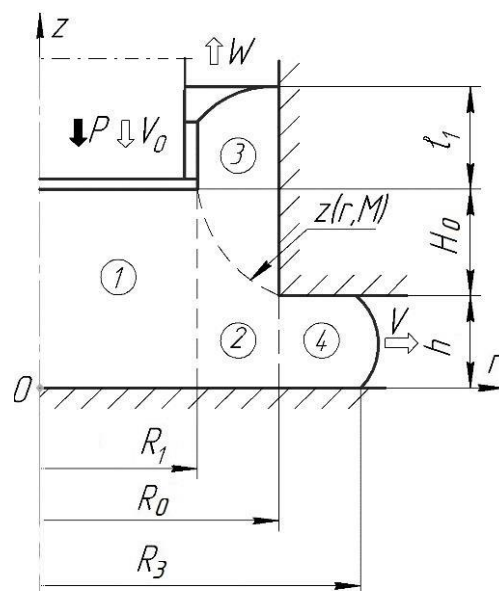
а-ОД-1.1



б-ОД-1.2



в-ОД-2.1



г-ОД-2.2

Рис. 5.3 – Розрахункові схеми процесу суміщеного радіально-зворотного видавлювання порожнистих деталей типу «стакан з фланцем»

і кільцеподібні зони, меридіональні перерізи яких до і після деформації залишаються прямокутними, відносяться до найпростіших полей паралельної течії (див. табл. 3.1). Складнощі застосування елементарних модулів такого типу в схемах, які передбачають яскраво виражені криволінійні поверхні розділу течії металу і складність конфігурації деталі, призводять до необхідності використання криволінійних модулів [234, 423]. Для осесиметричних процесів підходять КМПШ, розроблені в розділі 3 (див. табл. 3.2), зокрема, КМПШ у вигляді трапецеїдальних модулів (табл. 5.1) .

Таблиця 5.1 – КМПШ вісесиметричних трапецеїдальних модулів

№ модуля та схема	КМПШ
1 – а, б	$\begin{cases} v_{z1} = -\frac{(V_0 + W)R_1^2}{T^2(z)} + W, \\ v_{r1} = -\frac{r}{T^3(z)}(V_0 + W)k R_1^2 \end{cases} \quad k = T'(z) \text{ для а, } k = T_z(z, M) \text{ для б.}$
2 – в, г	$\begin{cases} v_{z2} = \frac{W + k \cdot v_{r2}}{z(r)} z, \\ v_{r2} = \frac{N + W(R_1^2 - r^2)}{2rz(r)}, \end{cases} \quad k = z'(r) \text{ для в, } k = z'_r(r, M) \text{ для г,}$ $N = 2V_2 R_1 (H + h)$

З урахуванням набору модулів (КМПШ) для даної розрахункової схеми, основне рівняння енергетичного балансу потужностей (2.4) набуває вигляду:

$$pFV_0 = \left(\begin{array}{l} N_{d1} + N_{d2} + N_{d4} + N_{c1-2} + N_{c1-3} + N_{c2-4} + \\ + N_{t1-0} + N_{t2-0} + N_{t4-0}^{H+\delta} + N_{t3-0} + N_{t3-1} \end{array} \right),$$

де N_{di} – потужність сил пластичної деформації модуля i ;

N_{ci-j} – потужність сил зрізу між сусідніми модулями i та j ;

N_{tj-n} – потужність сил тертя.

З огляду на дані табл. 5.1 та табл. 3.1 і додатка Ж1, по рівняннях (2.11, 2.12 і 2.13) знаходимо потужності сил деформування, сил зрізу N_{ci-j} між сусідніми модулями i і j сил тертя N_{tj-n} для модулів даної розрахункової схеми ОД-1.1.

Розраховані значення потужностей сил деформування, потужностей сил зрізу і потужностей сил тертя підставляємо в рівняння балансу потужностей (5.1) і отримуємо:

$$pFV_0 = \pi\sigma_s \left(\begin{aligned} & \frac{2C_1}{9k^2} \ln \frac{R_0}{R_1} \left((4+3k^2)^{3/2} - 8 \right) + (V_0R_1^2 + WR_0^2) + \\ & + \frac{2}{\sqrt{3}} (V_0R_1^2 + WR_0^2) \ln \left(\frac{R_3}{R_0} \right) + \frac{2}{\sqrt{3}} \frac{1+k^2}{k} C_1 \ln \frac{R_1}{R_0} + \\ & + \frac{2}{3\sqrt{3}} \left| kC_1 + \frac{R_0}{2h} (V_0R_1^2 + WR_0^2) \right| + \frac{R_0h}{\sqrt{3}} \left(\frac{V_0R_1^2}{R_0^2} + W \right) + \\ & + \frac{2\mu_2}{3\sqrt{3}} (V_0R_1^2 + WR_0^2) \frac{R_0}{h} + \frac{4\mu_2}{\sqrt{3}} (V_0R_1^2 + WR_0^2) \frac{l_2}{h} + \\ & + \frac{4\mu_1}{3\sqrt{3}} k \left(-V_0R_1^2 + W \frac{R_1^2R_0^2}{R_0^2 - R_1^2} \right) + \frac{4\mu_1R_0^3}{\sqrt{3}(R_0^2 - R_1^2)} |W|(H_0 + l_1) + \\ & + \frac{4\mu_1R_1}{\sqrt{3}} (\Delta H_x + l_1) \left(V_0 - W \frac{R_0^2}{R_0^2 - R_1^2} \right) \end{aligned} \right), \quad (5.2)$$

де ΔH_x – хід пуансона, $F = \pi R_1^2$, $k = \frac{R_1 - R_0}{H_0}$,

$$C_1 = V_0R_1^2 - W \frac{R_1^2R_0^2}{R_0^2 - R_1^2}$$

Слід зазначити, що при знаходженні виразу (Ж9) при $r \rightarrow 0$ спостерігалася особливість (невизначеність виду $\left\{ \frac{0}{0} \right\}$), розкривши яку, вдалося отримати кінцеву межу і значно спростити вираз потужності N_{d1} .

Розділивши праву і ліву частини виразу (5.2) на $\sigma_s FV_0$ і враховуючи елементарні перетворення, отримаємо формулу для обчислення безрозмірною величини приведенного тиску \bar{p} :

$$\bar{p} = \left(\begin{aligned} & 2\bar{C}_1 \ln \bar{R}_0 \left(\frac{1}{9k^2} \left((4+3k^2)^{3/2} - 8 \right) - \frac{1+k^2}{\sqrt{3}k} \right) + \\ & + (1 + \bar{W}\bar{R}_0^2) \left(1 + \frac{2}{\sqrt{3}} \ln \left(\frac{\bar{R}_3}{\bar{R}_0} \right) + \frac{\bar{h}}{\bar{R}_0 \sqrt{3}} + \frac{2\mu_2}{3\bar{h}\sqrt{3}} (\bar{R}_0 + 6\bar{l}_2) \right) + \\ & + \frac{2}{3\sqrt{3}} \left| k\bar{C}_1 + \frac{\bar{R}_0}{2\bar{h}} (1 + \bar{W}\bar{R}_0^2) \right| + \frac{4\mu_1 \bar{R}_0^3}{\sqrt{3}(\bar{R}_0^2 - 1)} |\bar{W}| (\bar{H}_0 + \bar{l}_1) + \\ & + \frac{4\mu_1}{\sqrt{3}} (\Delta \bar{H}_x + \bar{l}_1) \left(1 - \bar{W} \frac{\bar{R}_0^2}{\bar{R}_0^2 - 1} \right) + \frac{4\mu_1}{3\sqrt{3}} k \left(-1 + \bar{W} \frac{\bar{R}_0^2}{\bar{R}_0^2 - 1} \right) \end{aligned} \right), \quad (5.3)$$

$$\text{де, } \Delta \bar{H}_x = \frac{\Delta H_x}{R_1}, \quad \bar{H}_0 = \frac{H_0}{R_0}, \quad \bar{R}_0 = \frac{R_0}{R_1}, \quad \bar{h} = \frac{h}{R_0}, \quad \bar{l}_1 = \frac{l_1}{R_1}, \quad \bar{l}_2 = \frac{l_2}{R_1}$$

$$\bar{W} = \frac{W}{V_0}, \quad \bar{C}_1 = 1 - \bar{W} \frac{\bar{R}_0^2}{\bar{R}_0^2 - 1}$$

Таким чином, в аналітичному вигляді отримано вираз приведенного тиску $\bar{p} = \bar{p}(\bar{W})$ як лінійної функції змінного параметра $\bar{W} = \frac{W}{V_0}$ при фіксованих значеннях геометричних і технологічних параметрів процесу [423]. Відзначимо, що інтервал варіювання даного параметра знаходиться в межах $\bar{W} \in \left(-\frac{1}{\bar{R}_0^2}, \frac{\bar{R}_0^2 - 1}{\bar{R}_0^2} \right)$ і відносна товщина дна стакану перевищує значення \bar{h} , що дозволяє використовувати дану розрахункову схему (в іншому випадку область 1 вироджується). При цьому граничним значенням інтервалу $\left(-\frac{1}{\bar{R}_0^2}, \frac{\bar{R}_0^2 - 1}{\bar{R}_0^2} \right)$ відповідає виродження процесу комбінованого видавлювання в процес радіального або зворотного видавлювання відповідно.

Критичним значенням параметра \bar{W} при визначенні мінімуму приведенного тиску \bar{p} (рис. 5.4) є критична точка (точка стику) з точки зору зміни спадання функції на зростання, що визначається рівністю нулю виразу

$$k\bar{C}_1 + \frac{\bar{R}_0}{2\bar{h}} (1 + \bar{W}\bar{R}_0^2), \text{ а саме:}$$

$$\bar{W}_{opt} = \frac{(\bar{R}_0 + 2k\bar{h})(\bar{R}_0^2 - 1)}{\bar{R}_0^2 \left(2k \frac{h}{R_0} - \bar{R}_0(\bar{R}_0^2 - 1) \right)} \quad (5.4)$$

Враховуючи зв'язок $\bar{W}_{opt} \uparrow = -\bar{W}_{opt} \cdot \frac{\bar{R}_0^2}{\bar{R}_0^2 - 1}$ відносної швидкості витікання металу у вертикальному напрямку (див. табл. 5.1), можна отримати вираз оптимального значення у вигляді $\bar{p} = \bar{p}(\bar{W}_{opt} \uparrow)$ і проілюструвати можливість мінімізації даної функції, використовуючи запропонований вище підхід.

Відзначимо, що збільшення відносної висоти фланця призводить до зменшення значення \bar{W}_{opt} , тобто зміщення точки стику вліво, при цьому при $\bar{h} = 1.2$ спостерігається від'ємне значення величини відносної швидкості витікання у вертикальному напрямку, що відповідає процесу переважно радіального видавлювання з захопленням металу стінки стакана в напрямку руху пуансона.

Зміна відносної швидкості витікання металу у вертикальному напрямку \bar{W}_{opt} по ходу процесу є однією з важливих характеристик, що дозволяють оцінити поетапну формозміну заготовки (рис. 5.5).

Остаточно, використовуючи отримане оптимальне значення \bar{W}_{opt} (5.4), після відповідних перетворень можна записати оптимальне значення \bar{p} [423]:

$$\bar{p}_{opt} = \left(\begin{aligned} & 2\bar{C}_{1opt} \ln \bar{R}_0 \left(\frac{1}{9k^2} \left((4+3k^2)^{3/2} - 8 \right) - \frac{1+k^2}{\sqrt{3}k} \right) + \\ & + \left(1 + \bar{W}_{opt} \bar{R}_0^2 \right) \left(\begin{aligned} & 1 + \frac{2}{\sqrt{3}} \ln \left(\frac{\bar{R}_3}{\bar{R}_0} \right) + \\ & + \frac{\bar{h}}{\bar{R}_0 \sqrt{3}} + \frac{2\mu_2}{3\bar{h}\sqrt{3}} (\bar{R}_0 + 6\bar{l}_2) \end{aligned} \right) + \frac{4\mu_1 \bar{R}_0^3}{\sqrt{3}(\bar{R}_0^2 - 1)} |\bar{W}_{opt}| (\bar{H}_0 + \bar{l}_1) + \\ & + \frac{4\mu_1}{3\sqrt{3}} k \left(-1 + \bar{W}_{opt} \frac{\bar{R}_0^2}{\bar{R}_0^2 - 1} \right) + \frac{4\mu_1}{\sqrt{3}} (\Delta \bar{H}_x + \bar{l}_1) \left(1 - \bar{W}_{opt} \frac{\bar{R}_0^2}{\bar{R}_0^2 - 1} \right) \end{aligned} \right), \quad (5.5)$$

$$\text{де } \bar{C}_{1opt} = 1 - \bar{W}_{opt} \frac{\bar{R}_0^2}{\bar{R}_0^2 - 1}.$$

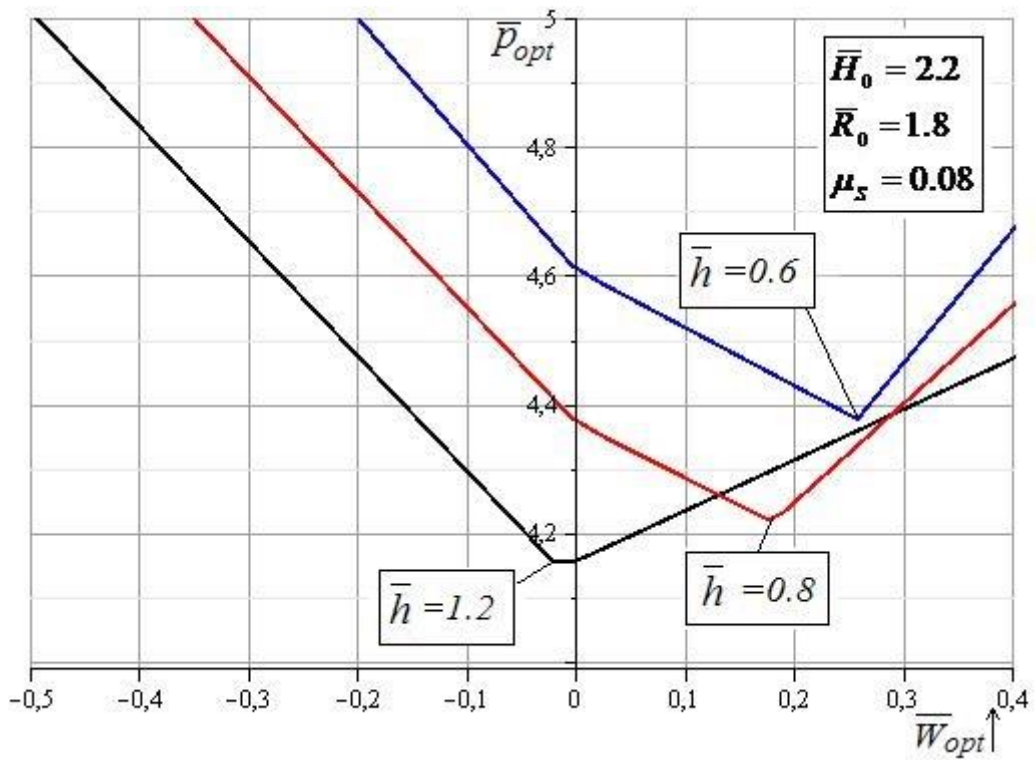


Рис. 5.4 – Графік зміни приведенного тиску $\bar{p} = \bar{p}(\bar{W}_{opt} \uparrow)$

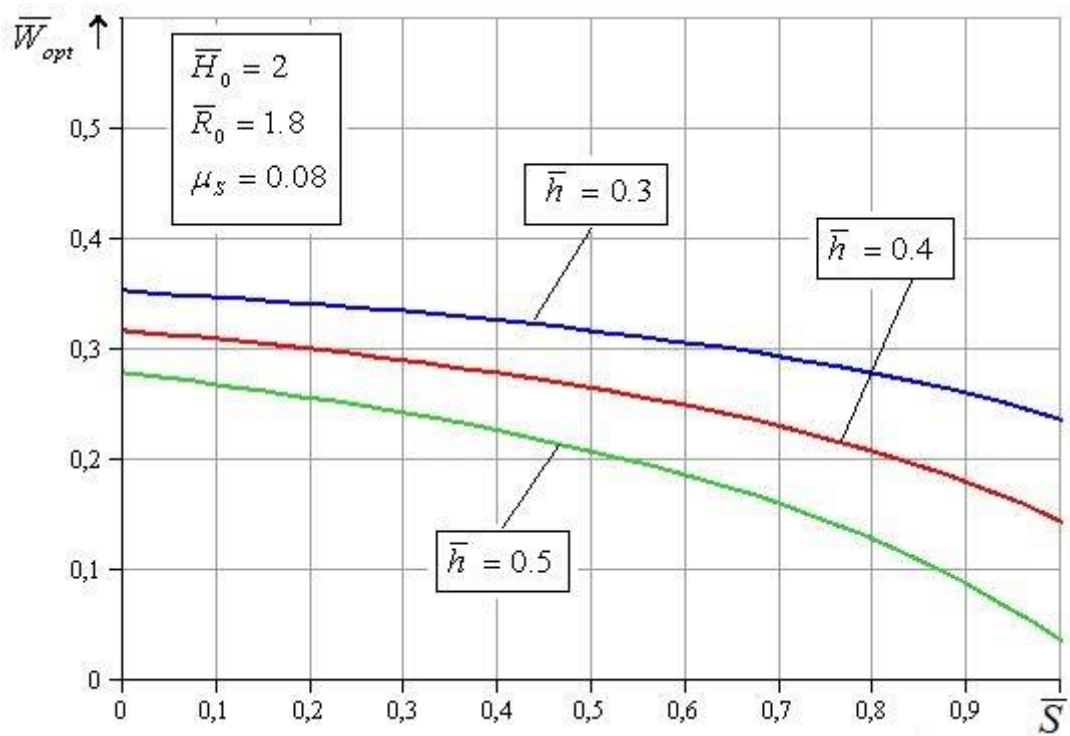


Рис. 5.5 – Графік зміни \bar{W}_{opt} по ходу процесу

За відповідною формулою оптимального значення відносного кінематичного параметра $\bar{W} = \frac{W}{V_0}$ можливе відповідне дійсності прогнозування

прирощень напівфабрикату по ходу процесу при $\frac{2h R_0}{R_0^2 - R_1^2} < 1$ і $\frac{H}{h} < 4.6$. Однак

при переважно радіальній течії металу (при $\frac{2hR_0}{R_0^2 - R_1^2} > 1$) дана розрахункова

схема показує суттєві відмінності в збільшенні розмірів напівфабрикату по ходу процесу від дійсних, отриманих експериментально [400].

Заміна в схемі ОД–1.1 модуля 1 на криволінійний трапецеїдальний модуль (схема ОД–1.2, див. рис. 5.3, б) дозволила отримати відповідну дійсності формозміну і

енергосилові параметри процесу деформування при $\frac{2hR_0}{R_0^2 - R_1^2} > 1$ [400].

КГУ і КМПШ для вісесиметричних модулів розрахункової схеми ОД 1.2 з криволінійною межею отримані враховуючи наступні позначення [400]:

$$T = T(z, M), \quad G(r) = T^{-1}(z, M), \quad k = \frac{\partial T}{\partial z}, \quad (5.6)$$

де M – деякий параметр варіювання, $G(r)$ – зворотна відносно $T = T(z, M)$ функція.

Враховуючи умовні позначення:

$$T(h) = R_0, \quad T(H_0 + h) = R_1, \\ A = R_1 R_0 \sqrt{1 - e^{2MH_0}}, \quad B = R_0^2 - R_1^2 e^{2MH_0}, \quad C = R_0^2 - R_1^2$$

можна представити отримане раніше рішення у вигляді [423]:

$$T(z) = A [B - C e^{2M(z-h)}]^{1/2} \quad (5.7)$$

Таким чином, можна врахувати вплив зсувних деформацій, при цьому незначно ускладнити обчислення складових рівняння балансу потужностей, отримавши можливість варіювання параметра $M \in (-\infty, 0) \cup (0, +\infty)$.

Розрахунок складових потужностей для розрахунку енергосилових параметрів процесу вионується аналогічно наведеним в додатку Ж1. Отримані значення потужностей сил деформування, зрізу (зсуву) і тертя підставляються в рівняння енергетичного балансу:

$$pFV_0 = \left(\begin{array}{l} N_{d1} + N_{d2} + N_{d4} + N_{c1-2} + N_{c1-3} + N_{c2-4} + \\ + N_{t2-0} + N_{t4-0}^{H+\theta} + N_{t3-0} + N_{t3-1} \end{array} \right), \quad (5.8)$$

Розділивши праву і ліву частини виразу (5.8) на $\sigma_s FV_0$ і враховуючи елементарні перетворення, можна отримати формулу для обчислення безрозмірної величини приведенного тиску $\bar{p} = \bar{p}(\bar{W}, \bar{M})$, де $\bar{W} = \frac{W}{V_0}$, $\bar{W} \in \left(-1, \frac{1}{R_0^2 - 1}\right)$ і $\bar{M} = MR_1$, $\bar{M} \in (-\infty, 0) \cup (0, +\infty)$ [401]. Слід відзначити той факт, що $\bar{p} = \bar{p}(\bar{W}, \bar{M})$ є лінійною функцією відносно кінематичного параметра \bar{W} , тому його оптимальне значення знаходимо, використовуючи рівність нулю виразу N_{c1-2} :

$$V_0 R_1^2 \left(\frac{R_0 M (R_0^2 - R_1^2)}{R_1^2 (1 - e^{2MH_0})} \cdot 2h + R_0 \right) + W \left(\frac{R_0 M (R_0^2 - R_1^2)}{(1 - e^{2MH_0})} \cdot 2h + R_0 (R_1^2 - R_0^2) \right) = 0 \quad (5.9)$$

Звідси

$$W_{opt} = -V_0 \frac{R_0 M (R_0^2 - R_1^2) \cdot 2h + R_0 R_1^2 (1 - e^{2MH_0})}{R_0 M (R_0^2 - R_1^2) \cdot 2h + R_0 (R_1^2 - R_0^2) (1 - e^{2MH_0})} \quad (5.10)$$

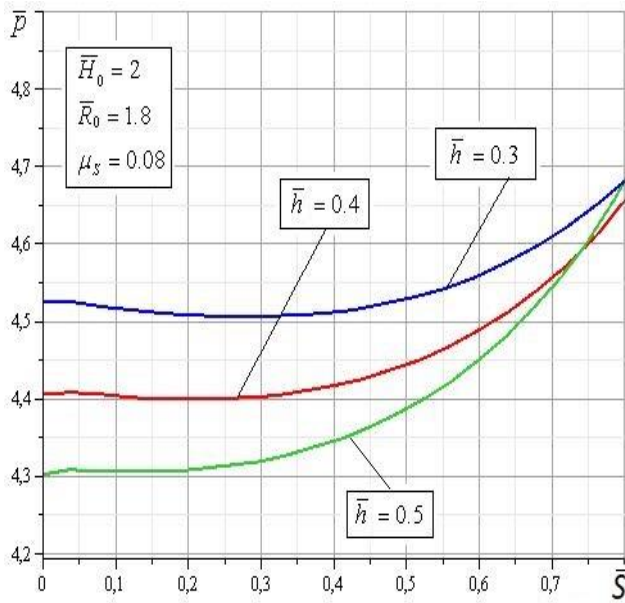
Підставивши отримане оптимальне значення швидкості витікання металу у вертикальному напрямку, можна отримати силу деформування P або безрозмірну величину тиску \bar{p} як функції одного параметра M або \bar{M} .

Для всіляких співвідношень геометричних і технологічних параметрів процесу спостерігається зниження величини \bar{W}_{opt} по ходу процесу, тому що отримана вище залежність є спадною функцією (див. рис. 5.5). При цьому зі зменшенням відносної висоти фланця \bar{h} відбувається зміщення вгору графіка функції \bar{W}_{opt} , що відповідає збільшенню значень цієї величини по ходу процесу.

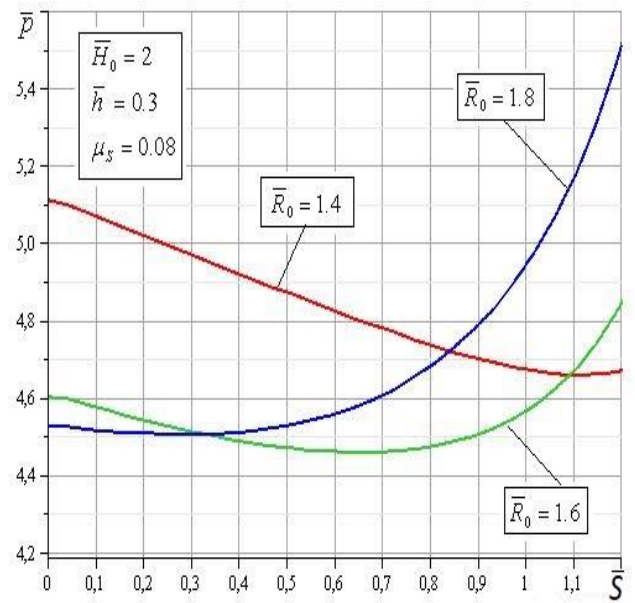
Збільшення відносної товщини фланця \bar{h} веде до зменшення значень приведенного тиску \bar{p} при збереженні інших параметрів процесу деформування, (див. рис. 5.6, а). Більш складний характер залежності величини \bar{p} спостерігається при зміні відносної ширини стінки стакану (див. рис. 5.6, б). Збільшення коефіцієнта тертя μ_s також веде до зсуву вгору графіків функції \bar{p} по ходу всього процесу деформування.

Враховуючи можливість представлення оптимального значення кінематичного параметра \bar{W}_{opt} як функції ходу ΔHx , збільшення розмірів заготовки на послідовних стадіях деформування визначаємо шляхом інтегрування $W_{opt}(\Delta Hx)$ по відрізку шляху $[0; \Delta Hx]$ і з умови рівності об'єму металу, витісненого пуансоном і формуючого стінку стакану і фланець. Визначення приростів заготовки по ходу процесу за нижче наведеною формулою (5.11) дозволяє оцінити можливість отримання розмірів готового виробу відповідно до вимог і скорегувати протікання процесу в разі відхилень від необхідних розмірів.

До основних геометричних співвідношень процесу, що впливає на переважну течію металу в радіальному або зворотному напрямку, можна віднести співвідношення висоти фланця до товщини стінки стакану при інших фіксованих параметрах. При цьому для фіксованого ходу збільшення співвідношення $\frac{h}{s}$ веде до зниження приростів розмірів напівфабрикату в вертикальному напрямку $\Delta l \uparrow$ (рис. 5.7, а) аж до переходу до практично

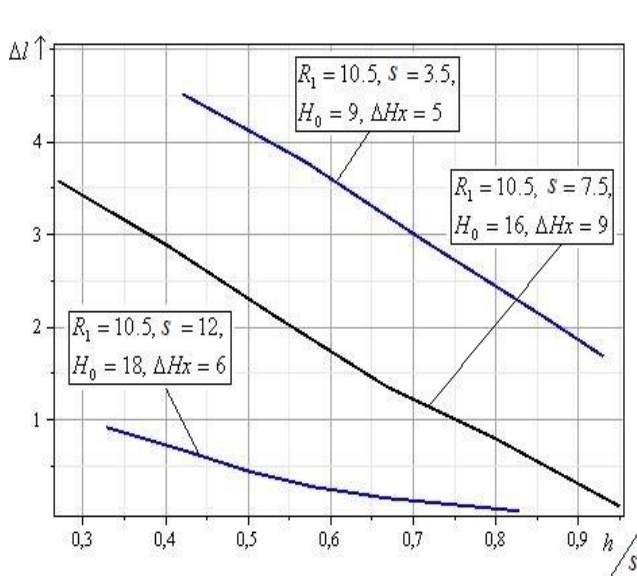


а)

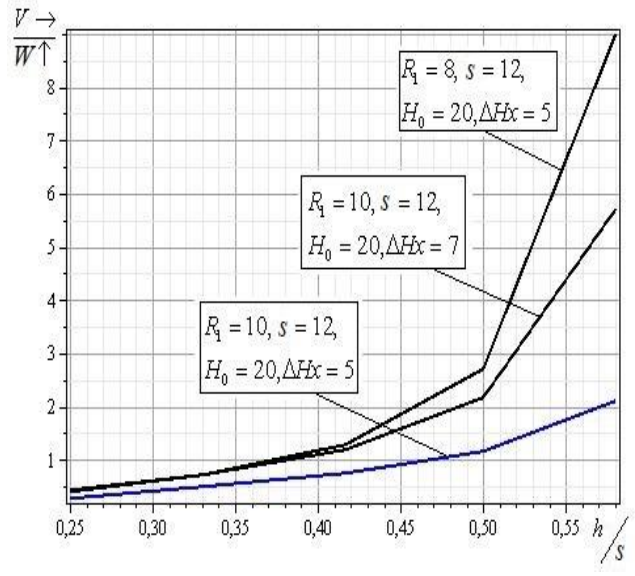


б)

Рис. 5.6 – Графіки зміни \bar{p} відносно ходу процесу при різних значеннях геометричних параметрів, а – висоти фланця; б – товщини стінки стакану



а)



б)

Рис. 5.7 – Зміна параметрів процесу від відношення товщини фланця до товщини стінки стакану

радіальної течії при $\Delta l \uparrow \rightarrow 0$. Також вплив співвідношення висоти фланця до товщини стінки стакану на характер формоутворення можна представити на основі дослідження співвідношення об'ємів металу $\frac{V \rightarrow}{V \uparrow}$, витіснених в радіальному і в зворотному напрямках.

$$\Delta l_1 \uparrow = \left(\int_0^{\Delta Hx} W_{opt}(\Delta Hx) d(\Delta Hx) = \int_0^{\Delta Hx} \frac{R_1^2 (R_0 + 2hk)}{R_0 (R_0^2 - R_1^2) - 2hkR_1^2} d(\Delta Hx) = \right. \\ = \int_0^{\Delta Hx} \frac{R_1^2 \left(R_0 + 2h \frac{R_1 - R_0}{H_0 - h - \Delta Hx} \right)}{R_0 (R_0^2 - R_1^2) - 2hkR_1^2 \frac{R_1 - R_0}{H_0 - h - \Delta Hx}} d(\Delta Hx) = \\ = \frac{R_1^2}{R_0^2 - R_1^2} \int_0^{\Delta Hx} \frac{H_0 - h - \Delta Hx + \frac{2h(R_1 - R_0)}{R_0}}{H_0 - h - \Delta Hx + \frac{2hR_1^2}{R_0(R_1 + R_0)}} d(\Delta Hx) = \\ \left. = \frac{R_1^2}{R_0^2 - R_1^2} \left(\Delta Hx + \frac{2hR_0^2}{R_0(R_1 + R_0)} \ln \left| 1 - \frac{\Delta Hx R_0 (R_1 + R_0)}{(H_0 - h)R_0(R_1 + R_0) + 2hR_1^2} \right| \right) \right) \quad (5.11)$$

$$\Delta l_2 \rightarrow = \sqrt{\frac{R_1^2 \Delta Hx - (R_0^2 - R_1^2) \Delta l_1 \uparrow}{h} + R_0^2 - R_0},$$

де ΔHx – хід пуансона, відповідний ходу деформування

Співвідношення $\frac{V \rightarrow}{V \uparrow}$ зростає більш плавно і не перевищує одиниці для

$\frac{h}{s} < 0.4$, а зі збільшенням співвідношення $\frac{h}{s}$ відбувається різкий стрибок у бік збільшення об'єму металу, витісненого радіально по співвідношенню до об'єму $V \uparrow$, витісненого в зворотному напрямку, в стінку стакану (рис.5.7, б).

Співвідношення $\frac{V \rightarrow}{V \uparrow}$ зростає більш плавно і не перевищує одиниці для $\frac{h}{s} < 0.4$,

а зі збільшенням співвідношення $\frac{h}{s}$ відбувається різкий стрибок у бік збільшення об'єму металу, витісненого радіально по співвідношенню до об'єму

$V \uparrow$, витісненого в зворотному напрямку, в стінку стакану (див. рис.5.7, б).

Характер зміни величини \bar{p} по ходу процесу такий, що зі збільшенням товщини фланця при збереженні інших параметрів процесу, величина приведенного тиску знижується, а збільшення товщини стінки стакану за рахунок збільшення діаметра заготовки веде до збільшення величини \bar{p} при збереженні інших параметрів процесу (рис.5.8, а, б).

Зміна швидкості витікання металу у вертикальному напрямку $W_{opt} \uparrow$ по ходу процесу також відповідає очікуваній: збільшення висоти фланця веде до зниження величини $W_{opt} \uparrow$ (при $\bar{h} = 0.6$ ця величина набуває від'ємних значень – йде захоплювання металу в бік руху пуансона) при збереженні інших параметрів процесу (рис.5.8, в). Тобто, при переважній радіальній течії металу можливо від'ємне значення $W_{opt} \uparrow$. Характер зміни $W_{opt} \uparrow$ при збільшенні товщини стінки стакану за рахунок збільшення діаметра заготовки при збереженні інших параметрів процесу представлений на рис.5.8, г.

Моделювання МСЕ в пакеті Q-Form 2 / 3D забезпечує отримання в результаті імітаційного математичного експерименту достатні і точні відомості про характер течії і про поетапну формозміну деталі в процесі комбінованого видавлювання. Картини поетапної формозміни, отримані енергетичним методом балансу потужностей і в Qform2 / 3D, дають при зіставленні геометрії напівфабрикату близькі результати (рис. 5.9).

В якості альтернативних для розглянутих розрахункових схем детально розроблені модуль ОД-2.1 (див. рис.5.3, в) [403] і криволінійний модуль ОД-2.2 (див. рис.5.3, г), форма яких була приведена в роботі [291]. В якості границі розділу течії металу на границі модулів 2 і 3 запропонована функція $(z(r) = a \cdot (r+b))$, $(z(r) = a \cdot (r+b))$, $b = \frac{h}{a} - R_2$.

КГУ і КМПШ наведено в табл. 5.2.

$$pFV_0 = \left(\begin{array}{l} N_{d1} + N_{d2} + N_{d4} + N_{c1-2} + N_{c2-3} + N_{c2-4} + \\ + N_{t1-0} + N_{t2-0} + N_{t4-0}^{i+\hat{a}} + N_{t3-0} + N_{t3-1} \end{array} \right), \quad (5.12)$$

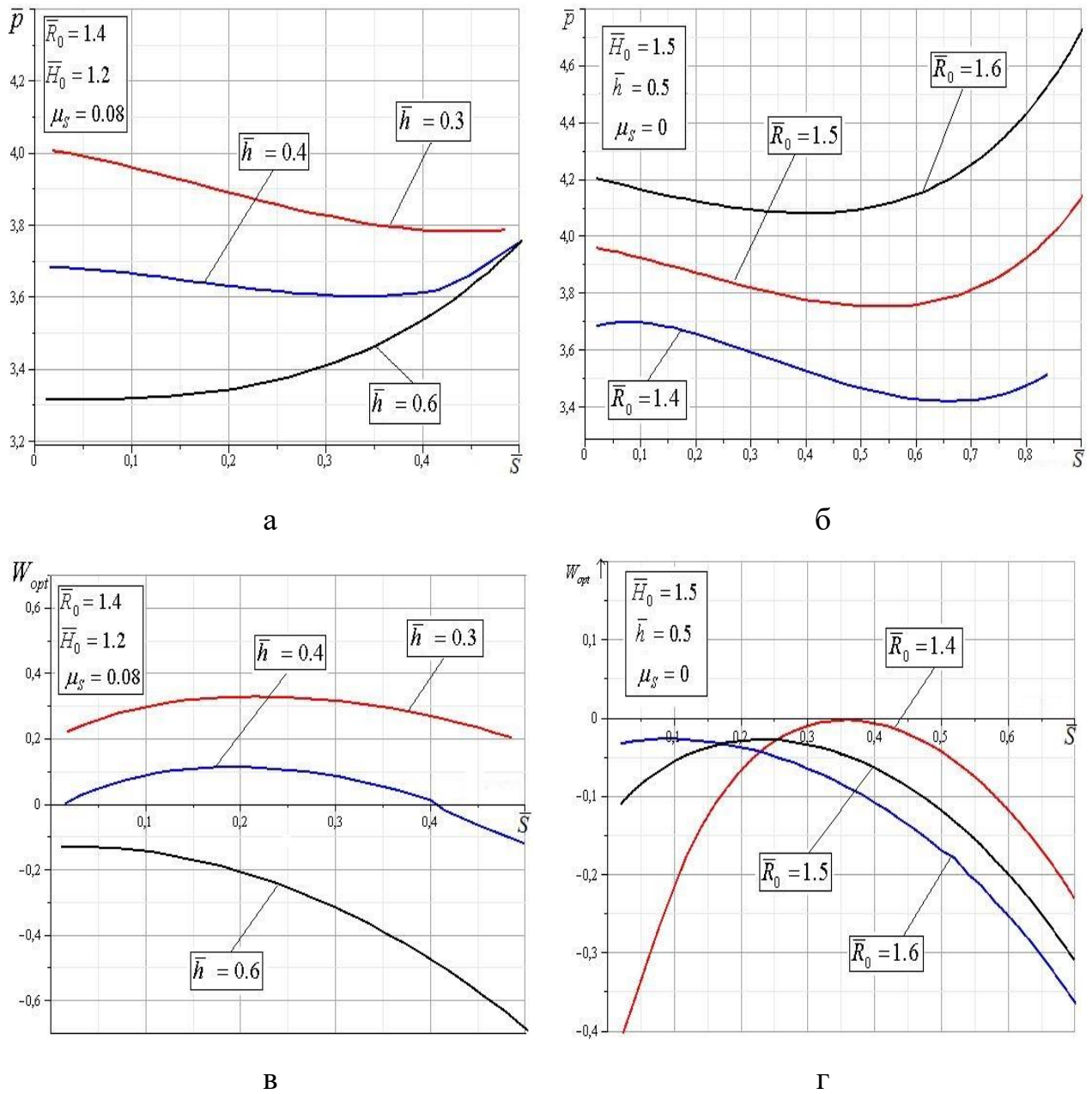


Рис. 5.8 – Графіки залежності приведенного тиску \bar{p} і швидкості витікання металу у вертикальному напрямі $W_{opt} \uparrow$ відносно ходу процесу

Таблиця 5.2 – Кінематичні граничні умови і КМПШ для схеми ОД-2.1

№ модуля	КГУ	КМПШ модуля
1	$v_{z1} _{z=H+h} = -V_0, v_{z1} _{z=0} = 0,$ $v_{r1} _{r=R_1} = V_1, v_{r1} _{r=0} = 0$	$\begin{cases} v_{z1} = \frac{-V_0}{H_0 + h} z, \\ v_{r1} = \frac{V_0}{2(H_0 + h)} r \end{cases}$
2	$v_{z2} _{z=0} = 0, v_{r2} _{r=R_1} = V_1$ $v_{r2} _{r=R_0} = \frac{M + W(R_1^2 - R_0^2)}{2R_0h}$	$\begin{cases} v_{z2} = \frac{W + a v_{r2}}{z(r)} z, \\ v_{r2} = \frac{M + W(R_1^2 - r^2)}{2r z(r)} \end{cases}$
Значення $\dot{\epsilon}_z, \dot{\epsilon}_r, \dot{\epsilon}_\theta, \dot{\gamma}_{rz}$ і інтенсивності швидкостей деформацій $\dot{\epsilon}_i$		
2	$\begin{cases} \dot{\epsilon}_{z2} = \frac{W + a v_{r2}}{z(r)}, \\ \dot{\epsilon}_{r2} = -\frac{2Wr^2 z(r) + (z(r) + ar)(M + W(R_1^2 - r^2))}{2r^2 z^2(r)}, \\ \dot{\epsilon}_{\theta 2} = \frac{M + W(R_1^2 - r^2)}{2r^2 z(r)}, \\ \dot{\gamma}_{rz2} = -\frac{a}{z(r)} \left(2 \frac{W + a v_{r2}}{z(r)} + \frac{v_{r2}}{r} \right) z, \\ \dot{\epsilon}_{i2} = \frac{1}{\sqrt{3}} \sqrt{(2\dot{\epsilon}_{z2})^2 + 4 \frac{v_{r2}}{r} \dot{\epsilon}_{z2} + \left(\frac{2v_{r2}}{r} \right)^2 + \left(\left(2\dot{\epsilon}_{z2} + \frac{v_{r2}}{r} \right) \frac{a}{z(r)} \right)^2} z^2. \end{cases}$	

При визначенні потужності сил пластичної деформації N_{d2} в модулі 2 не представляється можливим отримати вираз в елементарних функціях, і тому використовуємо метод спрощення виразу N_{d2} із залученням формули Коші-Буняковського (3.20), яка дозволяє отримати верхню оцінку потужності в області 2 (див. додаток Ж.3). Отримані значення підставляємо в рівняння балансу потужностей (5.12) і визначаємо залежність для приведенного тиску (5.13).

В даному випадку отримаємо верхню оцінку величини $\bar{p} = \bar{p}(\bar{W})$ в аналітичному вигляді, при цьому варійованим кінематичним параметром виступає відносна швидкість витікання металу у вертикальному напрямку $\bar{W} \in \left[\frac{-1}{\bar{R}_0^2}, \frac{1}{\bar{R}_0^2 - 1} \right]$. Можливість використання отриманої моделі обмежується значенням $H > 0$ (в іншому випадку трапецеїдальний модуль 2 з прямолінійною межею поділу течії вироджується в прямокутний).

По ходу процесу деформування величина швидкості \bar{W} зменшується, що відповідає дійсності, при цьому зменшення товщини фланця сприяє збільшенню швидкості витікання у вертикальному напрямку (рис. 5.10, а). Більш низький приведений тиск відповідає більш високому значенню товщини фланця (рис. 5.10, б) і більш низьким коефіцієнтам тертя μ_s .

$$\bar{p} \cong \left(\begin{aligned} & 1 + \frac{2}{\sqrt{3}} \left[\bar{N} + \bar{W}(1 - \bar{R}_0^2) \right] \ln \left(\frac{\bar{R}_0 + \bar{l}_2}{\bar{R}_0} \right) + \frac{1}{\sqrt{3}} (\bar{H}_0 + \bar{h}) |1 + \bar{W} + a\bar{V}_1| + \\ & + \frac{2}{\sqrt{3}} \sqrt{a \left(\frac{\bar{R}_0^3 - 1}{3} + \bar{b} \frac{\bar{R}_0^2 - 1}{2} \right)} \left(4 \left(1 + \frac{a^2}{3} \right) (\bar{U}_1 + \bar{U}_2) + \left(4 + \frac{a^2}{3} \right) \bar{U}_3 \right) + \\ & + \frac{\bar{R}_0 \bar{h}}{\sqrt{3}} \left| \bar{W} + \frac{\bar{N} + \bar{W}(1 - \bar{R}_0^2)}{2\bar{R}_0 \bar{h}} a \right| + \frac{4\mu_2}{\sqrt{3}} (\bar{N} + \bar{W}(1 - \bar{R}_0^2)) \frac{\bar{l}_2}{\bar{h}} + \\ & + \frac{1 + a^2 + 2\mu_2}{\sqrt{3}a} \left((\bar{N} + \bar{W}(1 - \bar{b}^2)) \ln \left(\frac{\bar{R}_0 + \bar{b}}{1 + \bar{b}} \right) - \frac{\bar{W}}{2} [(\bar{R}_0 - \bar{b})^2 - (1 - \bar{b})^2] \right) + \\ & + \frac{2(\mu_1 + \mu_2)}{3\sqrt{3}(\bar{H}_0 + \bar{h})} + \frac{4\mu_1}{\sqrt{3}} (1 + \bar{W})(\Delta \bar{H}_x + \bar{l}_1) + \frac{4\mu_1 \bar{R}_0}{\sqrt{3}} |\bar{W}| (\bar{H}_0 + \bar{l}_1) \end{aligned} \right), \quad (5.13)$$

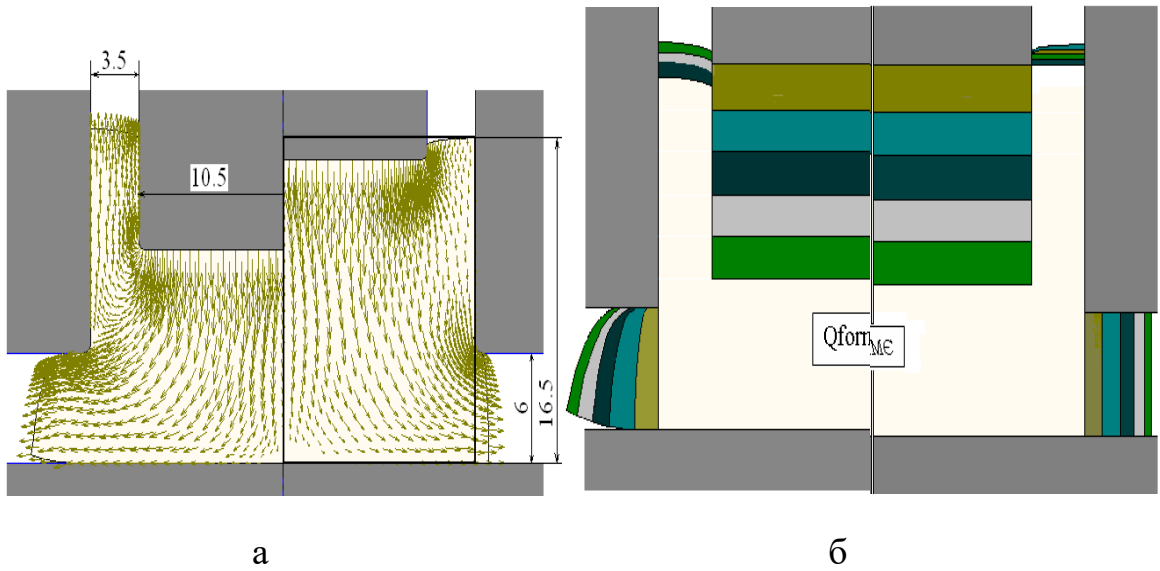


Рис. 5.9 – Напрямок течії металу при видавлюванні стакану (а) та поетапне формоутворення деталі з фланцем (б)

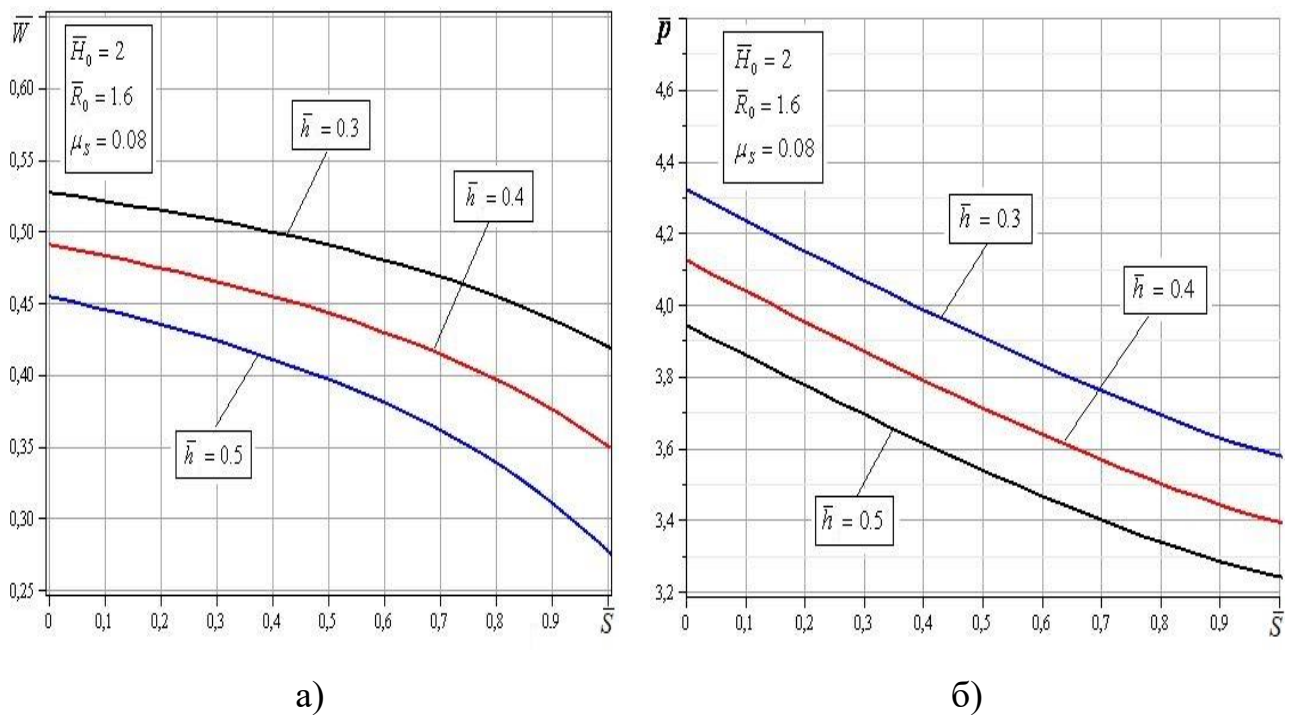


Рис. 5.10 – Графіки зміни приведенного тиску \bar{p} і швидкості витікання \bar{W} по ходу процесу при різних значеннях висоти фланцю

$$\text{де} \quad \Delta \bar{H}_x = \frac{\Delta H_x}{R_1}, \quad \bar{H}_0 = \frac{H_0}{R_0}, \quad \bar{R}_0 = \frac{R_0}{R_1}, \quad \bar{h} = \frac{h}{R_1}, \quad \bar{l}_1 = \frac{l_1}{R_1}, \quad \bar{l}_2 = \frac{l_2}{R_1},$$

$$\bar{b} = \frac{\bar{h}}{a} - \bar{R}_0, \quad \bar{W} = \frac{W}{V_0}, \quad \bar{V}_1 = \frac{1}{2(\bar{H}_0 + \bar{h})}, \quad \bar{N} = 2\bar{V}_1(\bar{H}_0 + \bar{h}), \quad \bar{U}_1 = \frac{U_1}{V_0^2 R_1}, \quad \bar{U}_2 = \frac{U_2}{V_0^2 R_1}, \quad \bar{U}_3 = \frac{U_3}{V_0^2 R_1}.$$

Характер зміни збільшення розмірів напівфабрикату по ходу процесу не змінюється при різних значеннях висоти фланця і співвідношеннях геометричних параметрів процесу, при цьому розкид величин $\Delta l_1 \uparrow$ і $\Delta l_2 \rightarrow$ збільшується зі зменшенням висоти фланця. Картини поетапної формозміни, отримані енергетичним методом на основі розглянутої вище розрахункової схеми і Q-Form2 / 3D, дають можливість зіставлення зміни геометрії напівфабрикату по ходу процесу двома методами. Відхилення прирощення в вертикальному напрямку стінки стакану (заниження) і збільшення фланця для параметрів процесу становить не більше 8–9% (див. рис. 5.9).

Вплив різних умов тертя на бічній поверхні стакану і пуансона, а також в донній частині надає досить істотний вплив на процес формоутворення напівфабрикату ($R_p=10,0$; $R_0 = 22,5$; $H=3,0$; $T=12,0$ мм), при цьому відхилення отриманих приростів $\Delta l \uparrow$ для якомога більшого розходження коефіцієнтів тертя $\mu \uparrow$ і $\mu \rightarrow$ може досягати 30% і більше і далі збільшуватися по ходу процесу деформування (рис. 5.11, а). При мінімальному терті в напрямку зворотного видавлювання і збільшеному в зоні фланця ($\mu = 0,4$) величина приросту висоти стінки стакану зростає на 50% (крива 1). І навпаки, збільшення тертя ($\mu = 0,4$) в зоні стінки скорочує приріст висоти стінки (крива 3). Однак забезпечення однакових умов тертя на бічній стінці стакану і в донній частині практично не впливає на величину одержуваних прирощень розмірів напівфабрикату (крива 2). Це означає, що тертя є вагомим керуючим фактором, що дозволяє коригувати розміри одержуваної деталі без будь-яких додаткових технологічних рішень.

Для оцінки можливостей прогнозування поетапного формоутворення заготовки в процесі деформування бул проведений порівняльний аналіз експериментальних даних і результатів, отриманих на основі МСЕ-моделювання. Збудований графік збільшень стінки (крива 1) і фланця (крива 2) напівфабрикату

з алюмінієвого сплаву АД31 ($R_1 = 7,5$; $R_0 = 10,6$; $h = 3,0$; $T = 20,0$ мм) з нанесенням значень прирощення розмірів, отриманих експериментально (рис. 5.11, б). Розбіжність співставлених даних не перевищує 20%.

Для першої розрахункової моделі характерно зниження значень $\Delta l_1 \uparrow$, а для другої – їх завищення по відношенню до експериментально отриманих даних, відносна похибка обчислень не перевищує 18%, для формування фланця характерна зворотна тенденція. Приріст у вертикальному напрямку відповідає дійсності тільки в разі використання схеми з криволінійним блоком ОД – 1.2, а результати, отримані на основі ОД – 1.1 неприйнятні, оскільки не враховують можливість захоплення металу стінки стакану в напрямку руху пуансона в разі переважної радіальної течії.

Дана математична модель ОД–2.1 дозволяє досліджувати силові характеристики процесу, поетапну формозміну деталі, а також зміну кінематичного параметра W по ходу процесу, що може також бути визначальним фактором при встановленні критичних з точки зору появи утягнення геометричних параметрів деталі.

Встановлено, що утягнення в нижній частині деталі утворюється на останній стадії видавлювання, коли течія металу в радіальному напрямку практично відсутня, а основна частина металу заготовки тече вертикально вгору [403, 400, 424]. Спроможність схеми ОД – 2.1 визначити можливість утворення утягнення в донній частині стакану підтверджено експериментами на заготовках з С1 [403, 424, 425]. Однак знаходження значень геометричних параметрів, що відповідають появі дефектів типу утягнень вимагає надалі більш поглибленого дослідження. За результатами моделювання в Qform 2/3D для параметрів процесу $R_0 = 22,5$, $h = 3$, $S = 12$ мм і різних умов контактної тертя в напрямках виткання металу (рис. 5.12) можна порівняти картини поетапної формозміни деталі і вплив даних технологічних факторів на критичні значення товщини дна стакану t при утворенні подібного дефекту.

Можна розширити можливості застосування даного розбиття на модулі (по аналогії зі схемами ОД – 1.1 і ОД – 1.2) і для випадку переважної радіальної течії при $\frac{2hR_0}{R_0^2 - R_1^2} > 1$, використовуючи в якості границі розділу течії металу в зонах 2, 3

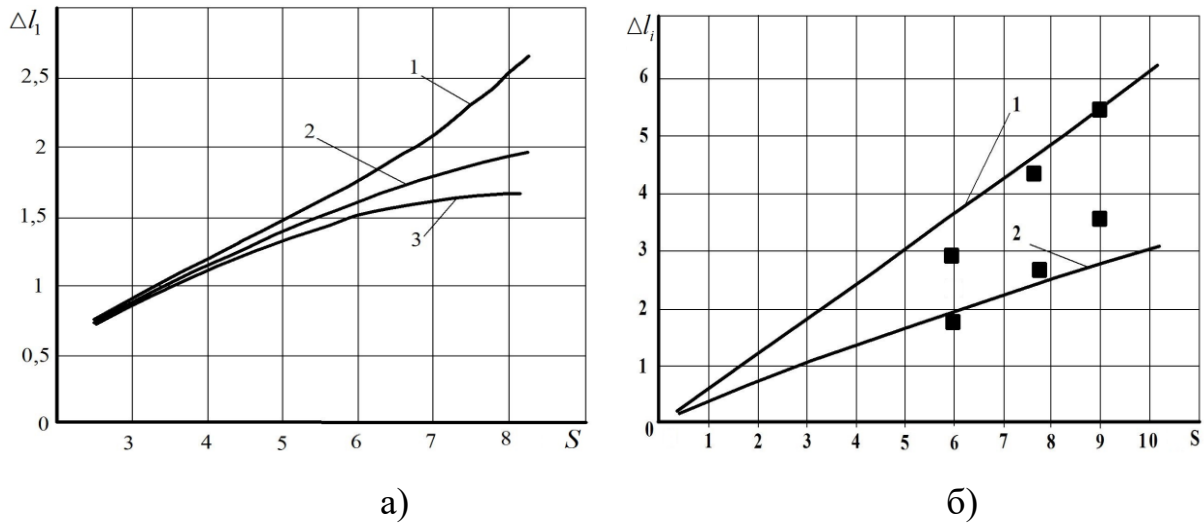


Рис. 5.11 – Теоретичні та експериментальні (п) дані про приріст розмірів в мм при видавлюванні напівфабрикатів

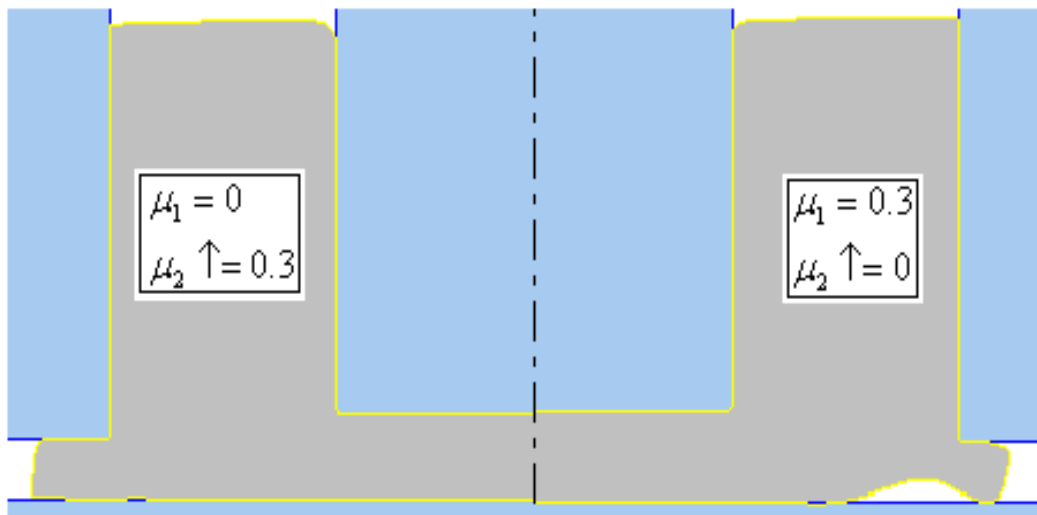


Рис. 5.12 – Вплив умов тертя на критичні значення товщини дна стакану при утворення утяжини

(див. рис. 5.3, г) криву вигляду $z(r) = a \cdot (r - R_i)^2 + b$. Однак, отримане на її основі рішення має більш громіздкий вигляд і вимагає оптимізації за параметром $M \in (-\infty, 0) \cup (0, +\infty)$ [291]. При цьому для випадку переважного зворотного видавлювання (тобто, коли площа вихідного кільцевого отвору в зворотному напрямку вище площі витікання металу в радіальному напрямку) результати, отримані на основі описаних вище схем відрізняються, а швидкість витікання металу у вертикальному напрямку для даних параметрів процесу деформування за ОД–1.2 необґрунтовано знижується (рис. 5.13, а). Навпаки, для переважної радіальної течії саме схема з криволінійним модулем демонструє досить високу точність в прогнозуванні формозміни заготовки, враховуючи захоплення і подальший рух металу в стінці стакану в напрямку руху пуансона (рис. 5.13, б та рис. 5.14). Для порівняння використані і результати аналізу методом МСЕ, виконаного в середовищі Qform 2/3D (див. рис. 5.14) [403, 425]. А при переважній радіальній течії металу можливо від'ємне значення $\bar{W}_{opt} \uparrow$, що і призводить до захвату металу стінки стакану в сторону руху пуансона (тобто відповідає від'ємному значенню $\Delta l_1 \uparrow$). При цьому відхилення отриманих приростів напівфабрикату в вертикальному напрямку слабо залежить від умов тертя і не перевищує 1–5% (див. рис. 5.13, а). Більш істотно на значення величини $\Delta l_1 \uparrow$ впливає відношення висоти фланця до товщини стінки стакану, при цьому такий вплив зростає по ходу процесу (див. рис. 5.13, б).

Використовуючи експериментальні дані по формозміні деталі з матеріалу Л63 ($R_1 = 10.5$, $R_0 = 14$, $H_0 = 17$, $h = 5.6$, $Hx = 3.7$, $\mu_s = 0.08$), моделювання в пакеті Q-Form 2D і теоретичне дослідження (ЕМВО) на основі запропонованої розрахункової схеми, були отримані відомості про зміну геометрії напівфабрикату по ходу процесу (див. рис. 5.13). Зіставлення отриманих результатів показує розбіжність збільшень напівфабрикату в вертикальному напрямку $\Delta l_1 \uparrow$ по ходу процесу, що не перевищує 15–20% з тенденцією до зменшення зі збільшенням ходу.

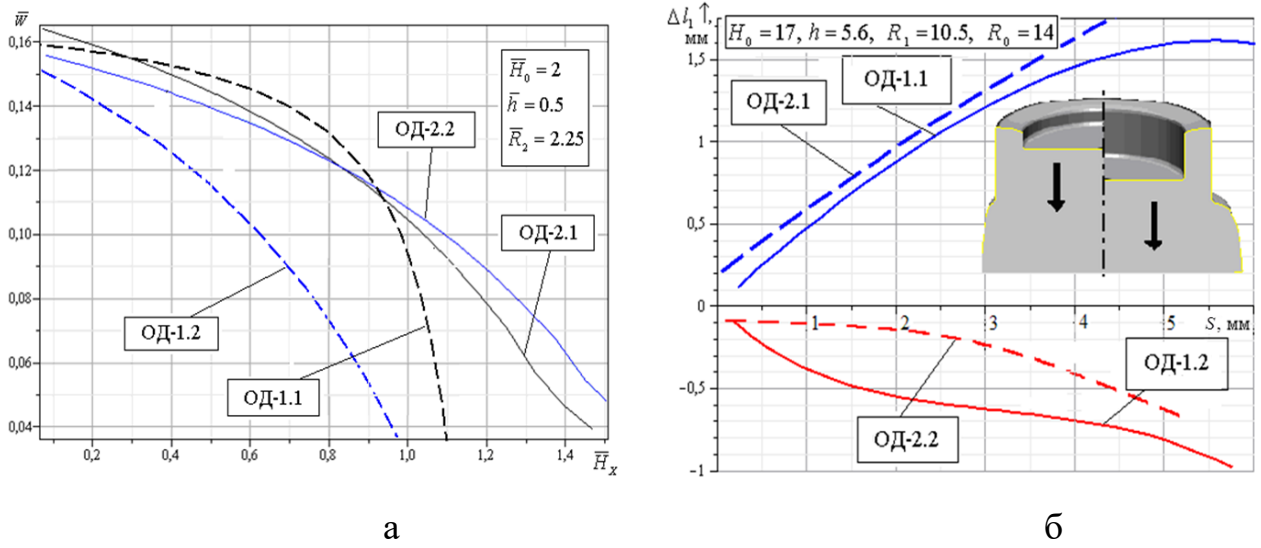


Рис. 5.13 – Порівняльний аналіз залежності $\bar{W}(\bar{H}_x)$ (а) та приросту розмірів напівфабрикату в вертикальному напрямі $\Delta l_1 \uparrow$ від ходу (б) для різних розрахункових схем

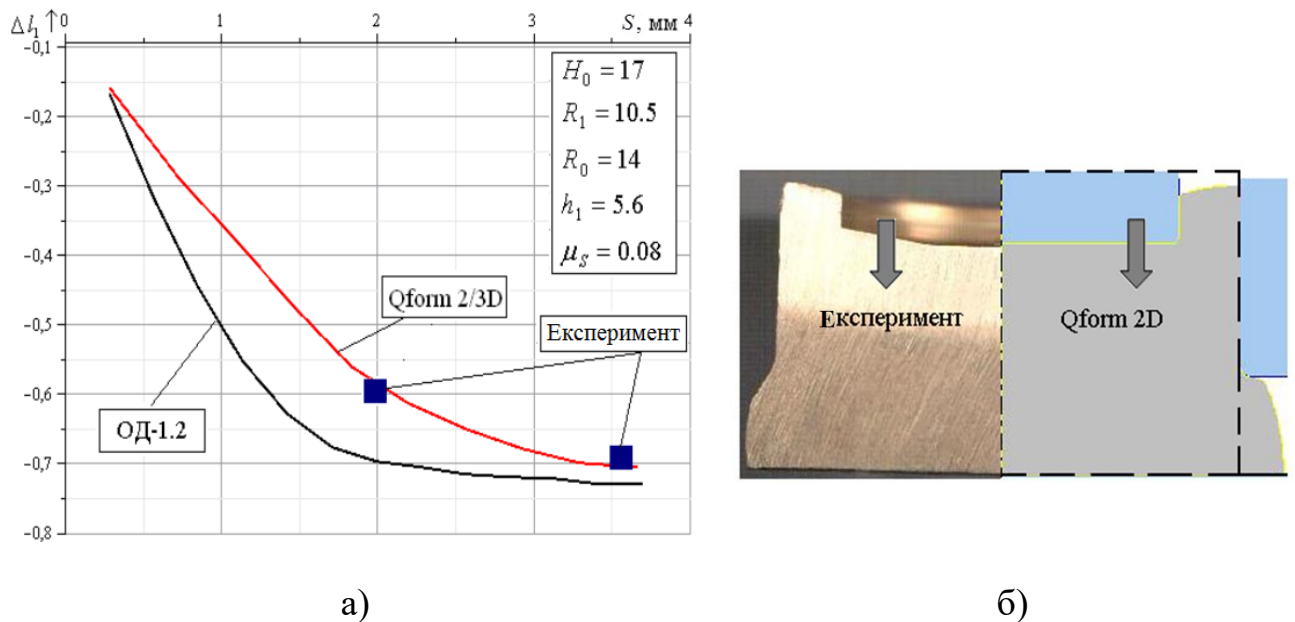


Рис. 5.14 – Зміни розмірів напівфабрикату, отримані на основі енергетичного методу, експерименту та скінченно-елементної моделі

Розглянемо особливості застосування досліджених кінематичних трапецеїдальних модулів. Незважаючи на переваги криволінійних модулів в описі складних полів течії металу, необхідно відзначити ускладнення математичного апарату при їх використанні, що може виявитися нераціональним в порівнянні з застосуванням більш простих елементарних модулів.

Відмінною особливістю розрахункових схем типу ОД-2 в порівнянні зі схемами першого типу, є можливість їх використання в перспективі для прогнозування дефекту типу утяжини в донній частині стакану на заключній стадії процесу деформування при співвідношеннях $3h < R_0 - R_1$, $H_{\text{она}} \rightarrow h$.

Для випадку виникнення подібного дефекту розрахунки величини \bar{p} , отримані на основі ОД -1.1 і ОД -1.2, не відповідають дійсності і є значно завищеними в порівнянні з розрахунками, отриманими на основі ОД -2.1 і ОД -2.2 (рис.5.15).

Для співвідношень $\frac{2hR_0}{R_0^2 - R_1^2} < 1$ і $1..2 > \frac{H_0}{h} > 4..6$ рекомендується

використовувати рішення на основі схеми ОД – 1.1 у вигляді готових формул розрахунку оптимального значення кінематичного параметра, приростів напівфабрикату по ходу процесу деформування, а також силових параметрів процесу з їх уточненням (зніженням) до 30% [400- 403].

Для переважно радіальної течії (при перевищенні площі вихідного перерізу в радіальному напрямку в порівнянні зі зворотним) $\frac{2hR_0}{R_0^2 - R_1^2} > 1$ з урахуванням можливості захоплювання металу стінки стакану (див. рис. 5.8) в напрямку руху пуансона ($\bar{W} < 0$) рекомендується використання розрахункових схем з криволінійними трапецеїдальними модулями: при $1..2 > \frac{H_0}{h} > 4..6$ – схему ОД–1.2 і при $H_0 < 2h$ – розрахункову схему ОД–2.2. При цьому уточнення параметрів формозміні досягає до 60%.

5.3 Дослідження процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання деталей з фланцем з роз'єднаним осередком деформації

При аналізі процесу комбінованого видавлювання високих заготовок на початковому етапі деформування необхідно враховувати наявність роз'єданого осередку деформації (РО) з проміжною жорсткою зоною між автономними ОД, що відповідають відповідно за зворотне і радіальне видавлювання. В цьому випадку необхідно враховувати припущення про те, що поряд з балансом потужностей повинна виконуватися умова рівності потужностей, що діють по обидва боки від зони, що розділяє два елементарних осередки деформації [14].

Розглянемо розрахункову схему процесу вісесиметричного видавлювання, що містить проміжну недеформовану (жорстку) зону 2 і трапецеїдальний модуль 1 (рис. 5.16) на основі раніше розробленої схеми ОД–1.2. При цьому зона 1 являє собою зрізаний конус, зони 2 і 3 є циліндричними, зона 4 – кільцевою, осьовий переріз зони 1 являє собою прямокутну трапецію, обмежену праворуч прямолінійною границею (схема РО–1.1). Осьовий переріз зони 5 являє собою прямокутний трикутник, обмежений знизу. Розглядалася і альтернативна розрахункова схема з криволінійною границею трапецеїдального модуля по типу схеми ОД–1.2 (схема РО – 1.2).

Розраховані за відомими формулами значення потужностей сил деформування, потужностей сил зрізу і потужностей сил тертя підставляємо в рівняння балансу потужностей і отримуємо після поділу на множник $\sigma_s FV_0$ величину приведенного тиску \bar{p} [427]:

$$\bar{p} = \left(\begin{aligned} & \frac{4\mu_1 \bar{R}_0}{\sqrt{3}(\bar{R}_0^2 - 1)} |1 - \lambda \bar{R}_0^2| (\bar{H}_0 - \bar{t} + \bar{l}_1) + \frac{4\mu_1}{\sqrt{3}} \bar{C}_1 (1 - \lambda) (\Delta \bar{H}_x + \bar{l}_1) + \\ & + (1 - \lambda) \left[\frac{2\bar{C}_1}{9\bar{k}^2} \ln \bar{R}_0 \left((4 + 3\bar{k}^2)^{3/2} - 8 \right) - \frac{2\bar{k}\bar{C}_1}{3\sqrt{3}} + \frac{2}{\sqrt{3}} \frac{1 + \bar{k}^2}{\bar{k}} \bar{C}_1 \ln \frac{1}{\bar{R}_0} \right] + \\ & + \frac{4\mu_1}{3\sqrt{3}} \cdot \frac{\bar{R}_0^2}{\bar{R}_0^2 - 1} \bar{k} (\lambda - 1) + \lambda \left[\begin{aligned} & \bar{R}_0^2 + \frac{2}{\sqrt{3}} \bar{R}_0^2 \ln \left(\frac{\bar{R}_3}{\bar{R}_0} \right) + \frac{\bar{R}_0^3}{3\sqrt{3}h} + \frac{\bar{R}_0 \bar{h}}{\sqrt{3}} + \\ & + \frac{4\mu_1 \bar{R}_0 \bar{t}}{\sqrt{3}} + \frac{2\mu_2 \bar{R}_0^3}{3\sqrt{3}h} + \frac{4\mu_2 \bar{R}_0^2 \bar{l}_2}{\sqrt{3}h} \end{aligned} \right] \end{aligned} \right), \quad (5.14)$$

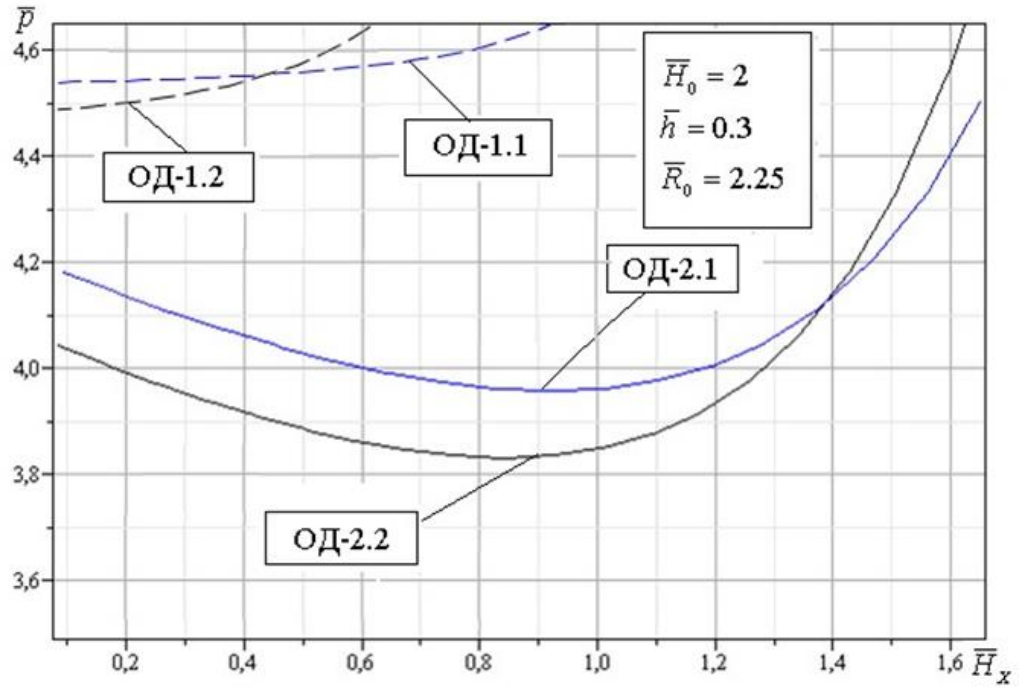


Рис. 5.15 – Порівняльний аналіз приведенного тиску для різних розрахункових схем

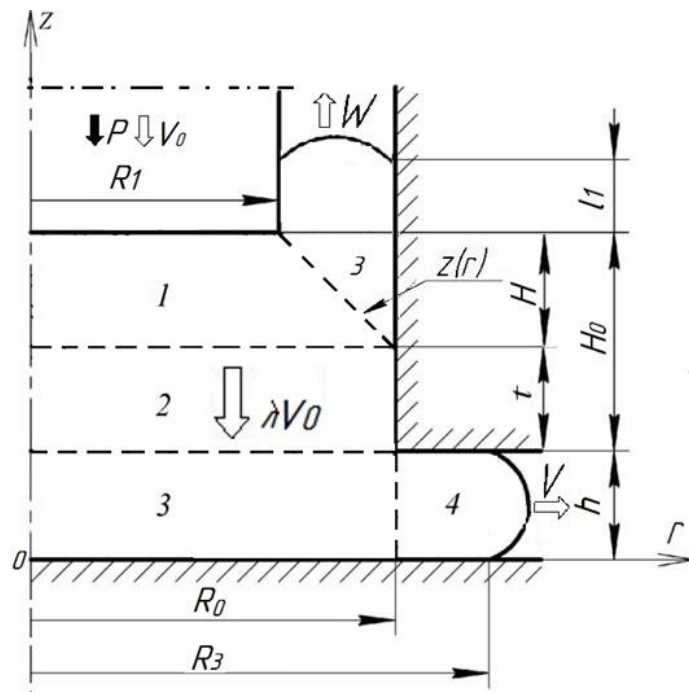


Рис. 5.16 – Розрахункова схема процесу радіально-зворотного видавлювання з роз'єднаним осередком деформування

де ΔH_x – хід пуансона, $F = \pi R_1^2$, $k = \frac{R_1 - R_0}{H_0 - t}$, $C_1 = \frac{R_1^2 R_0^2}{R_0^2 - R_1^2}$.

Для спрощення описання КМПШ даної розрахункової схеми введені такі наступні позначення:

$$T(z) = k \cdot (z - (H_0 + h)) + R_1, \quad k = \frac{R_1 - R_0}{H_0 - t} \quad (5.15)$$

Значення коефіцієнта λ встановлюється з рівності потужностей, що діють на жорстку зону 2 з обох сторін, і після елементарних перетворень приймає наступний вигляд:

$$\lambda = \frac{\bar{q}_1 n^2}{\bar{q}_1 + \bar{p}_2 + G \cdot \varepsilon_0} \quad (5.16)$$

де \bar{q}_1 – приведений тиск для процесу зворотного видавлювання, який віднесений до площі матриці ($\bar{q}_1 = \bar{p}_1 \cdot n$);

\bar{p}_2 – приведений тиск для процесу радіального видавлювання;

G – коефіцієнт, що враховує зниження витрат на тертя при переході на комбіновану течію;

ε_0 – коефіцієнт обтиснення, $\varepsilon_0 = 1/(1 - n^2)$.

У формулах прийнято, що коефіцієнт $n = R_1 / R_0$ визначає відносний радіус пуансона.

Значення коефіцієнта G визначається за аналогією з плоскою задачею [427] з умови зменшення швидкості зворотного витикання металу.

Використовуючи вираз для визначення коефіцієнта λ , можна отримати приведений тиск для процесу комбінованого видавлювання в цілому. При цьому мінімізацію отриманої величини $\bar{p} = \bar{p}(\bar{t})$ здійснюємо варіюванням висоти осередку деформації H_0 і пов'язаного з нею геометричного параметра \bar{t} – відносної висоти жорсткої зони 2.

Результати дослідження характеру зміни оптимального значення $\bar{p} = \bar{p}(\bar{t})$ представлені на рис. 5.17.

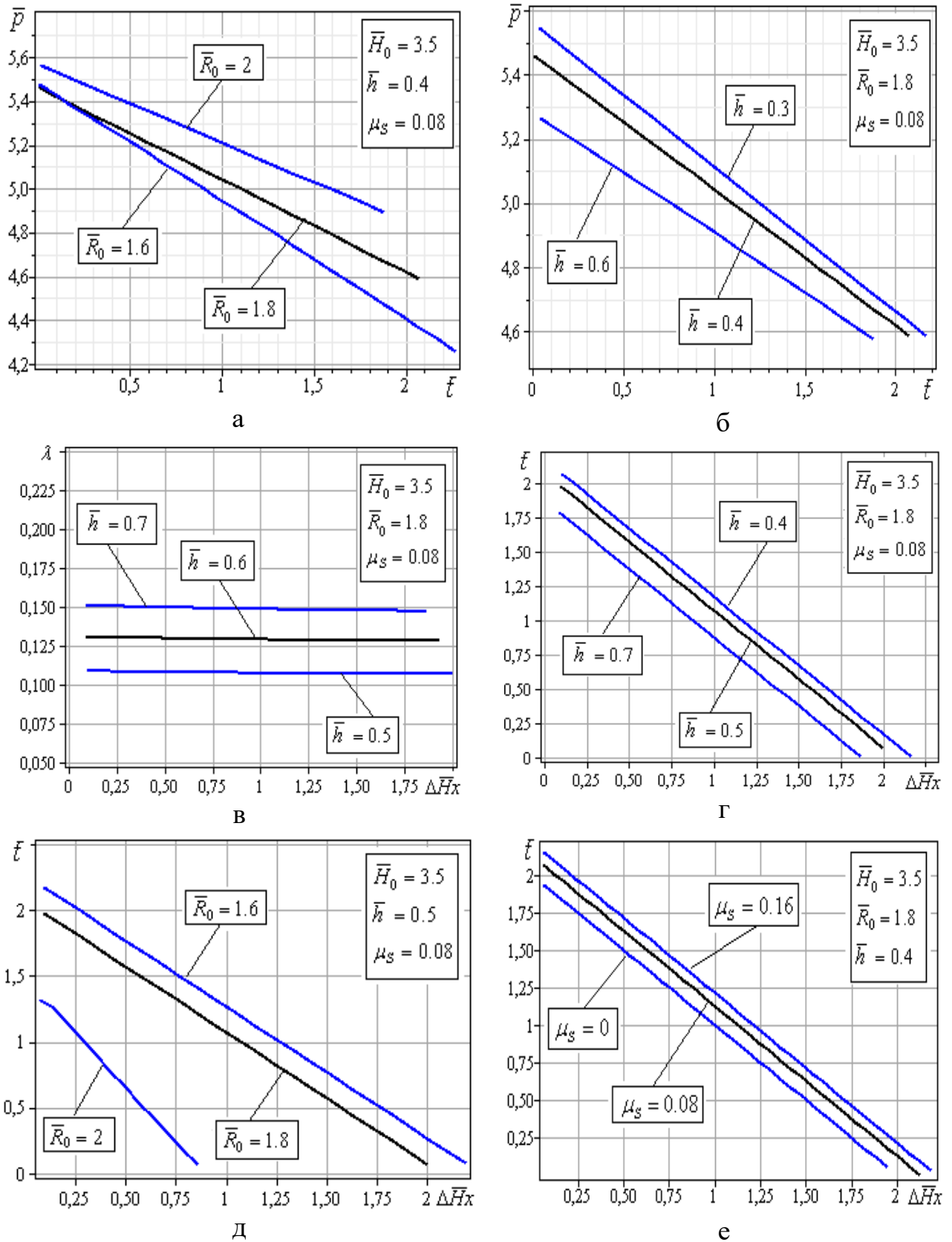


Рис. 5.17 – Характер зміни оптимального значення $\bar{p} = \bar{p}(\bar{t})$, параметру \bar{t} та коефіцієнту λ

Приведений тиск $\bar{p} = \bar{p}(\bar{t})$ зі зменшенням висоти жорсткої зони (тобто по ходу процесу) неухильно зростає, що пов'язано з поступовим вичерпанням жорсткої зони і збільшенням об'єму пластичних зон. При цьому зменшення товщини стінки стакану (а також висоти фланця) при збереженні інших параметрів процесу веде до збільшення висоти жорсткої зони (див. рис. 5.17 – а, б). Зауважимо, що подібна тенденція також зберігається на протязі всього процесу. Характер зміни оптимального значення параметру \bar{t} і коефіцієнта λ в залежності від різних геометричних параметрів процесу, а також різних умов тертя представлені на рис. 5.17, в – е.

Дослідження зміни коефіцієнта λ по ходу процесу дозволяє зробити висновок про незначну його зміну в бік зниження з плином часу (по ходу процесу при витрачанні жорсткої зони 2 і збільшенні зі збільшенням висоти фланця при збереженні інших параметрів процесу). Зменшення відносної висоти жорсткої зони \bar{t} відбувається зі збільшенням товщини стінки стакану (рис. 5.17, г, д). Слід відзначити той факт, що збільшення коефіцієнту тертя також значно впливає на значення параметра \bar{t} , а саме, тягне за собою його зростання (див. рис. 5.17, е). Подібний вплив умов тертя зберігається при різних геометричних параметрах процесу на протязі всього процесу.

Запропонована математична модель РО–1.1 може бути використана для розрахунку енергосилових параметрів даного процесу, а також дослідження поетапної формозміни заготовки (порівняльний аналіз з експериментальними даними наведемо нижче). Розрахункова схема РО–1.1 може бути вдосконалена (РО–1.2) шляхом заміни модуля 1 на відповідний модуль з криволінійною межею на основі схеми ОД–1.2, при цьому додатково з'являється параметр оптимізації, відповідальний за кривизну $M \in (-\infty, 0) \cup (0, +\infty)$ [427]. Як і для схем ОД–1.1, ОД–1.2 введення криволінійного модуля замість прямолінійного розширює можливості використання моделі РО–1.2 на випадок переважної радіальної течії металу ($\frac{2hR_0}{R_0^2 - R_1^2} > 1$) і не викликає особливих труднощів.

Основними передумовами побудови математичної моделі, що враховує наявність проміжної жорсткої зони, як уже зазначалося вище, були дослідження НДС заготовки в процесі деформування. Для отримання інформації про деформований стан заготовки з матеріалу С1 застосовували метод ділильних сіток з базою 2 мм ($D_{II} < 21$ мм, $D_M < 28$ мм, $H_{\phi} < 3$ мм, $H_0 < 37$ мм, $\mu_s = 0.08$). Робочий хід повзуна склав 5 мм для першого етапу і 18 мм для другого етапу процесу деформування. Отримані дані використовувалися при розрахунку приросту компонент деформації і дозволили дати кількісну оцінку поетапної зміни деформованого стану на кожному з етапів (табл. 5.3). Для оцінки можливості використання отриманої моделі при дослідженні силового режиму, а також поетапної формозміни були отримані картини зміни висоти жорсткої зони і збільшення у вертикальному напрямку по ходу процесу [426, 427].

Виходячи з картини зміни кінематичного параметра λ по ходу процесу, можна говорити про незначне збільшення швидкості руху жорсткої зони 2 з плином часу, що відповідає дійсності. Також відзначимо, що характер зміни висоти жорсткої зони t_i по ходу процесу, визначений на основі запропонованої математичної моделі, відповідає експериментальним даним. Похибка відхилення розмірів напівфабрикату не перевищує 10–15% при ході 5 мм і 18 мм.

5.4 Силевий режим та формозміна заготовок при радіально-зворотному видавлюванні порожнистих деталей

Для перевірки адекватності розроблених моделей процесу і оцінки особливостей формоутворення були проведені експериментальні дослідження порожнистих деталей з фланцем (рис. 5.18). Також було проведене моделювання процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання для порівняльного аналізу з експериментальними даними і даними, отриманими на основі розроблених математичних моделей.

У дослідах використовувалися заготовки з діаметрами 21.2, 28, 36 і 45 мм, що відповідають діаметрам використовуваних матриць, висотою від 16 до

Таблиця 5.3 – Дослідження деформованого стану та оптимізація параметрів процесу

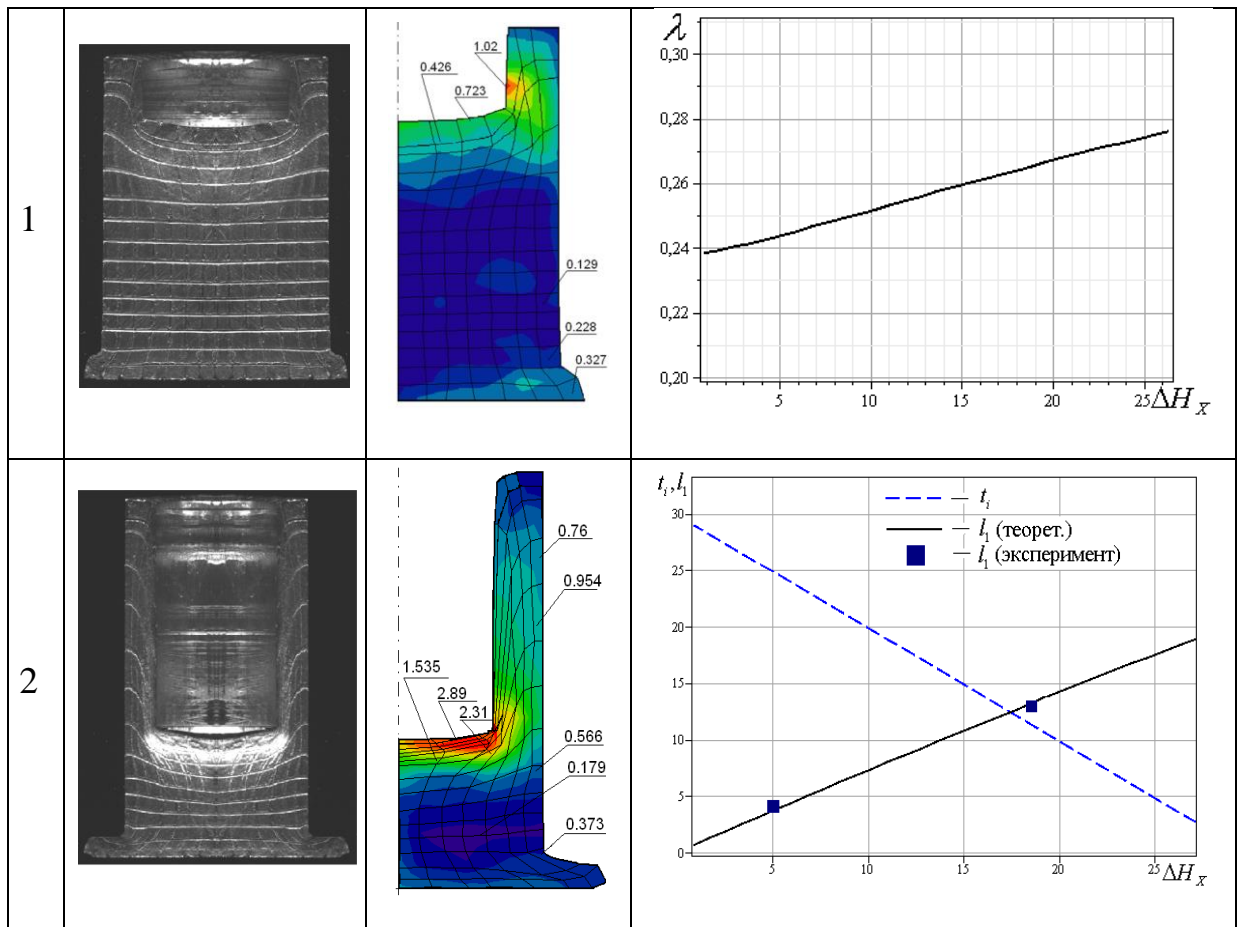


Рис. 5.18 – Деталі, виготовлені радіально-зворотним видавлюванням

47,5 мм. Діаметри пуансонів становили 11, 15, 21 і 28 мм. В якості мастила для заготовок з АД1, АД31, АМг6, Л63, Л68, М2 застосовувався тваринний жир, а для свинцю С1 – індустріальне масло OIL RIGHT I-20А. Для визначення сил видавлювання при радіально-зворотному видавлюванні були виконані серії дослідів (у випадку Л68 і М2 одиничні експерименти) з використанням методики статистичної обробки даних [403, 424, 425].

За результатами досліджень побудовані графік залежності сили видавлювання від ходу повзуна преса. В якості теоретичних розрахункових моделей для відносно високих заготовок ($\frac{H_0}{h} > 4..6$) використані схеми з роз'єднаним ОД, що містять трапецеїдальний модуль з прямолінійною границею РО–1.1 для співвідношень $\frac{2hR_0}{R_0^2 - R_1^2} < 1$ і розрахункової схеми з криволінійною границею РО–1.2 при $\frac{2hR_0}{R_0^2 - R_1^2} \geq 1$ (рис. 4.7, а) і схеми з транзитним ОД.

Для розрахунку середнього ступеня деформації e_i з урахуванням методики Р. Хілла, адаптованої для процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання для схем з роз'єднаним ОД використано вираз [426]:

$$e_{i\text{cp.}} = \begin{cases} \bar{p}_1, & (1) \\ \bar{p}_2, & (2) \end{cases}, \quad (5.17)$$

де \bar{p}_1 – приведений тиск процесу зворотного видавлювання;

\bar{p}_2 приведений тиск для процесу радіального видавлювання

Для отримання середньої оцінки напруження текучості слід використовувати вираз [2, 150]:

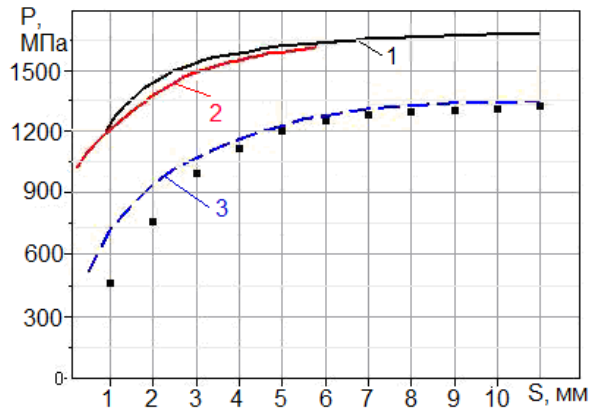
$$\sigma_s = Ce_i^n / (1 + n) \quad (5.18)$$

Для параметрів процесу деформування латунної заготовки з Л63, із співвідношенням $\frac{H_0}{h} > 4..6$, використана схема РО–1.2 і в якості альтернативної – схема з криволінійною границею ОД–1.2 (рис. 5.19, а). На початковому етапі

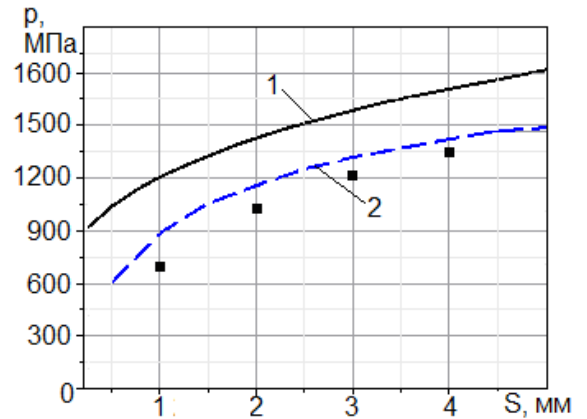
деформування завищення результатів сили видавлювання характерне як для однієї, так і для іншої розрахункових моделей. Відхилення отриманих теоретичних результатів від експериментальних даних зменшується по ходу процесу (не перевищує 21% в кінці процесу деформування). Для параметрів процесу деформування заготовки з матеріалу Л63 (рис. 5.19, б), використана тільки розрахункова схема РО–1.1, відхилення отриманих теоретичних результатів від експериментальних даних зменшується по ходу процесу і не перевищує 18% в кінці процесу деформування. Досить вагомим відхиленням в теоретичних значеннях сил видавлювання пов'язані з використанням в якості середнього ступеня деформації $e_{icp.}$ вираз (4.1), що враховує весь об'єм заготовки (в тому числі жорстку зону висоти t з несуттєвим значенням $e_{icp.}$).

Теоретичні дані по зусиллю видавлювання від ходу преса для матеріалу АД31 (рис. 5.20, а), отримані на основі розрахункової схеми РО–1.1 і з урахуванням розрахунку напруження текучості по (5.18) РО(n)–1.1 дають відхилення від експериментальних в кінці процесу деформування, що не перевищує 5–10%. Характер зміни теоретичної кривої (рис. 5.20, б), отриманої на основі схеми РО(n)–1.1, аналогічний раніше наведеним, а похибка не перевищує 5–10%. Використання скоригованого значення напруження текучості істотно знижує відхилення отриманих теоретично значень енергосилових параметрів процесу і є більш привабливим. Для заготовки з міді М2 (рис. 5.21) використана схема РО-1.2, при цьому відповідна даній схемі крива враховує середнє значення $e_{icp.}$ за (5.17) і (2.15), а крива РОn–1.2 - з використанням σ_s за (5.18). Відхилення від експериментальних даних в кінці процесу деформування для більш прийнятної схеми не перевищує 10%.

Для матеріалу АД1 використана розрахункова схема РО(n)–1.1, і завищення теоретичних результатів становить не більше 10–15% (рис. 5.22, а). На основі аналізу отриманих результатів виділені особливості застосування кожної з розрахункових схем для процесів з роз'єднаним, транзитним і об'єднаним ОД [32, 140–142, 148]. Отримані теоретично дані про зміну сил видавлювання по ходу процесу знаходяться у відповідності з експериментально встановленими і зі знайденими при моделюванні в пакеті Q-Form2/3D, при цьому відносна похибка не перевищує 10–15% в кінці процесу деформування.

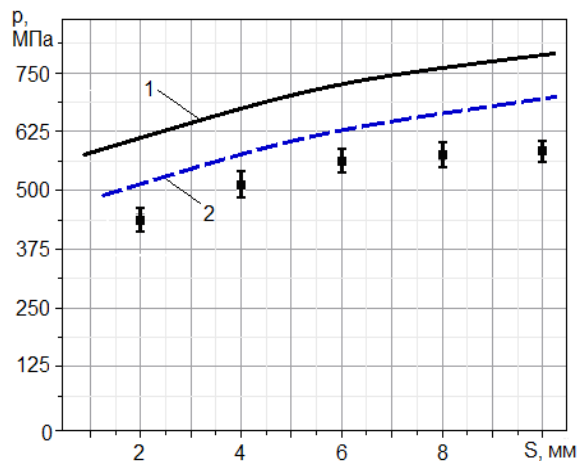


а. 1-ОД-1.2, 2-РО-1.2, 3-МСЕ, $h=5,7$ мм

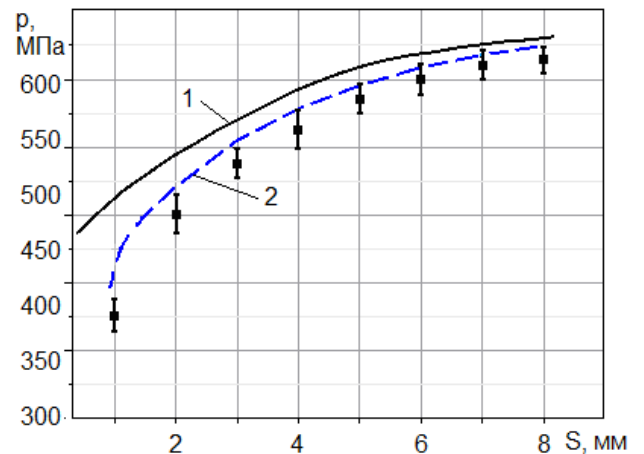


б. 1-РО-1.1, 2-МСЕ, $h=3,0$ мм

Рис. 5.19 – Експериментальні та теоретичні дані по силам видавлювання від ходу процесу (Л63, $R_0=14$, $R_1=10,5$ мм)

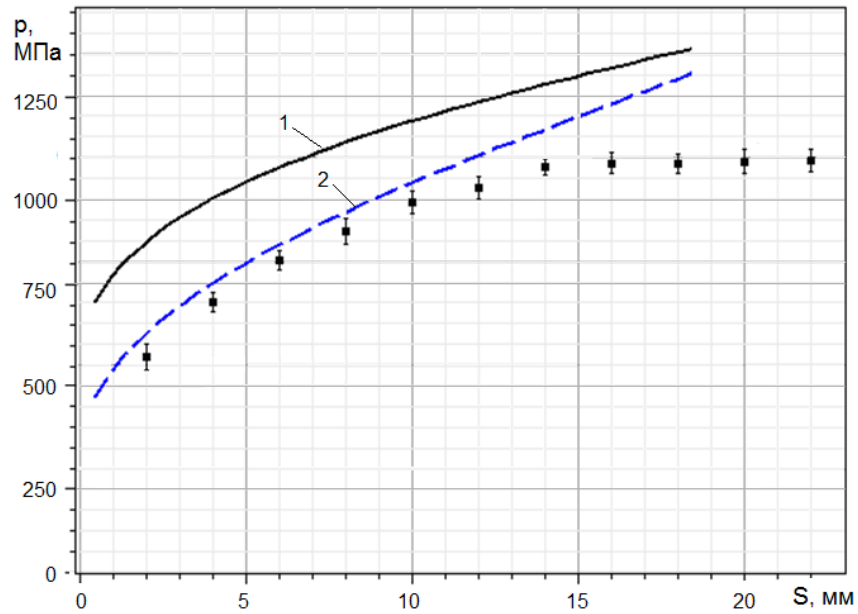


а. 1-РО(n)-1.1, 2-МСЕ, $h=6,0$, $R_1=7,5$ мм



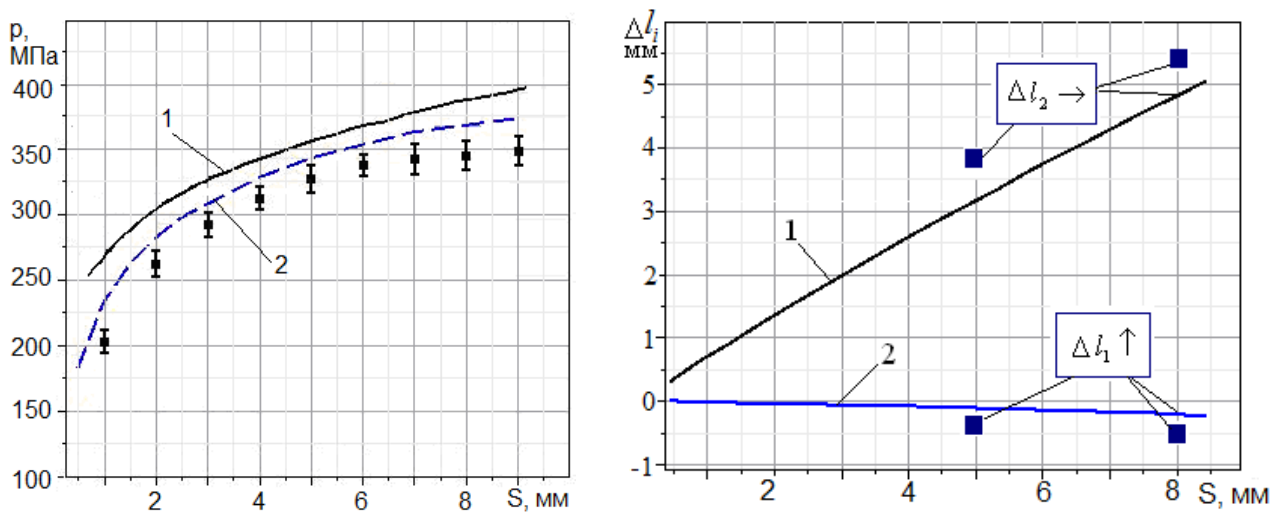
б. 1-РО(n)-1.1, 2-МСЕ, $h=3,5$, $R_1=10,5$ мм

Рис. 5.20 – Експериментальні та теоретичні дані по зміні сил видавлювання по ходу процесу (сплав АД31, $R_0=14$ мм)



1- PO -1.2, 2- PO(n)-1.2

Рис. 5.21 – Експериментальні і теоретичні дані по силам видавлювання (мідь М2, $R_0=10,6$; $R_1=7,5$; $h=4,5$ мм)



а. 1-PO(n)-1.1, 2-MCE

б.

Рис 5.22 – Експериментальні і теоретичні дані по силам видавлювання (а) та приросту розмірів (б) в залежності від ходу S для алюмінієвих сплавів:

а - АД1, ($R_0=10,6$; $R_1=7,5$; $h=3,0$ мм), б - АМГ2, ($R_0=14$; $R_1=10,5$; $h=5,7$ мм)

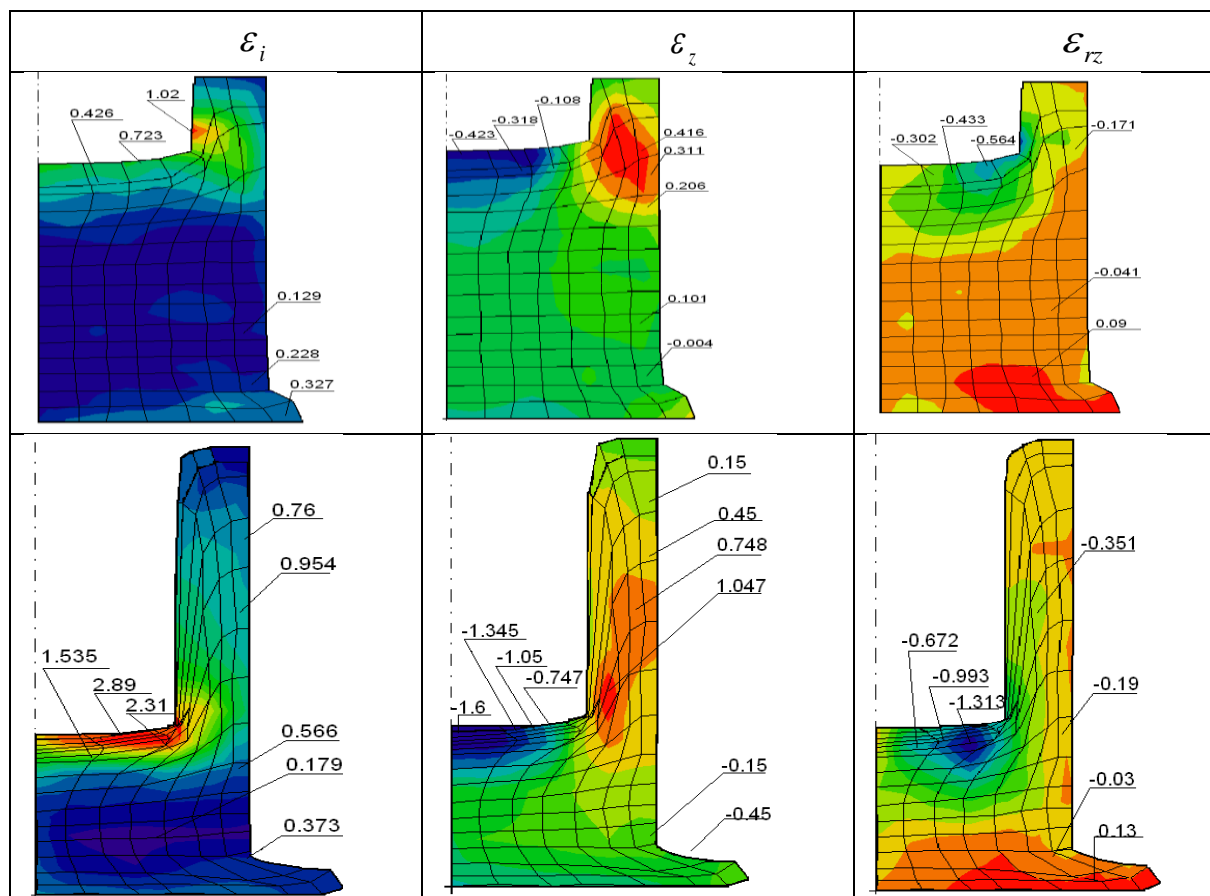
Деталі з фланцем з алюмінієвих сплавів, Л63 і М2 для даних параметрів процесу, отримані комбінованим радіально-зворотним видавлюванням, представлені вище (див. рис. 5.18).

Для дослідження закономірностей формоутворення і технологічних можливостей способів комбінованого радіально-зворотного видавлювання були застосовані методи комп'ютерного та фізичного (експериментального) моделювання. Картини поетапної формозміни, отримані МСЕ, а також енергетичним методом, дали можливість оцінити зміни геометрії напівфабрикату в міру розвитку процесу (див. рис. 5.9, б).

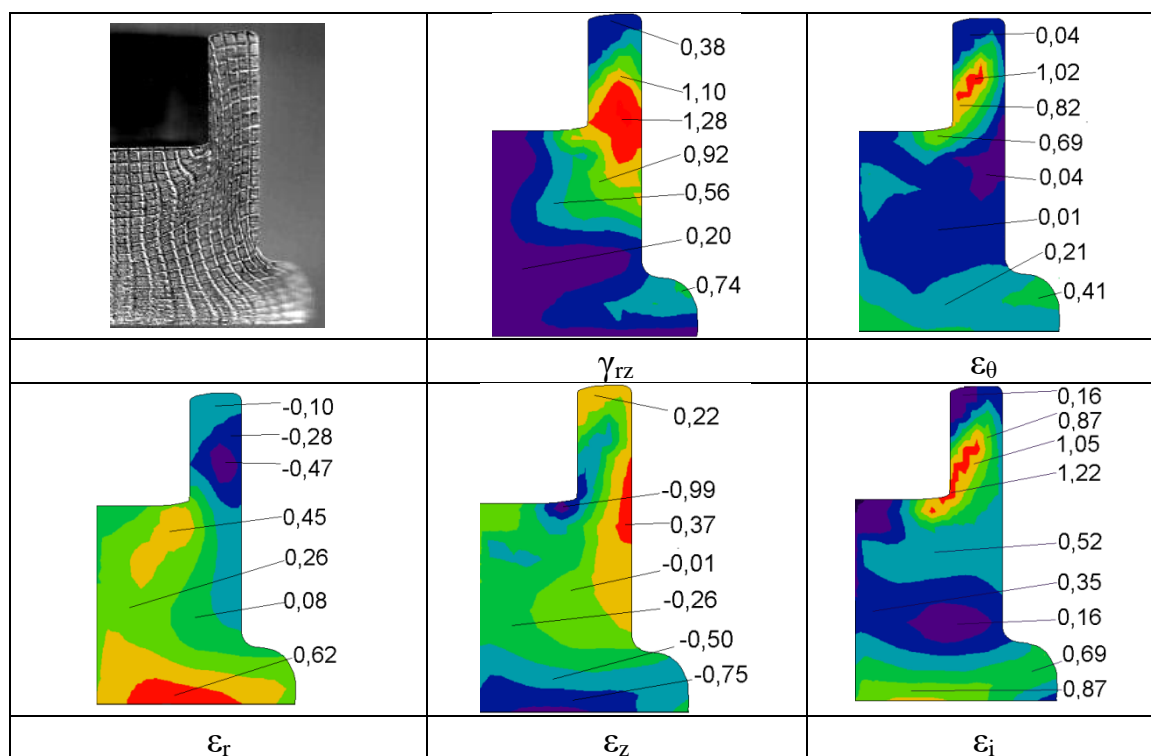
Параметри деформованого стану визначаються з зіставлення кінцевої форми і розмірів осередку ділильної сітки з її вихідною формою і вихідними розмірами. Для експериментів були використані складові заготовки з матеріалу С1 (див.табл. 5.3) і сплаву АД31.

Виходячи з картини деформування координатної сітки на початковій стадії, можна зробити припущення про наявність проміжної жорсткої зони, матеріал в якій практично не деформується. Після сканування деформованої сітки і обробки зображення за допомогою програми «Grafula» були визначені координати вузлів чарунок сітки. Отримані дані використовувалися для визначення приросту компонент деформації за методикою І.П. Ренне (див. п. 2.2 табл. 2.4), що дозволило отримати кількісну оцінку поетапної зміни деформованого стану на кожному з етапів (рис.5.23, а).

Картина розподілу деформацій підтверджує факт наявності проміжної жорсткої зони і наявність роз'єданого осередку деформації в ході даного процесу деформування. Найбільш інтенсивній деформації піддається ділянка, що знаходиться безпосередньо під пуансоном і захоплюючи зазор між ним і матрицею (величина інтенсивності деформацій ε_i досягає значень $0,8 \div 1,1$ на першому етапі і $2,3 \div 3$ на другому етапі процесу деформування). Для даної зони також характерні найбільші значення компонент деформації ε_z і ε_r .



а



б

Рис. 5.23 – Картини деформованого стану заготовок зі свинцю (а) і сплаву АД31 (б)

При цьому всередині проміжної зони росту інтенсивності деформації практично не відбувається (ε_i знаходиться в межах $0,1 \div 0,2$, ε_z і ε_r – не перевищує значень $-0,1$ і $-0,19$ відповідно для другого етапу деформування). Елементи сітки, що примикають до стінки матриці, зазнають стиснення в радіальному напрямку, тобто витягуються вгору (ε_z і ε_r знаходяться в межах $0,2 \div 1$ і $-0,17 \div -0,35$ відповідно). Для фланцевої зони картина зміни інтенсивності деформацій практично аналогічна (ε_i знаходиться в межах $0,4$, ε_r зростає в межах $0,09 \div 0,13$ по ходу протікання процесу, ε_z досягає значень $-0,45$ для другого етапу).

Експериментальне дослідження деформованого стану в процесі холодного радіально-зворотного видавлювання деталей типу стакану ($R_p=7,5$; $R_0=12,0$; $H=5,0$; $T=22,0$ мм) показали результати, якісно близькі до отриманих при МСЕ-моделюванні (див. рис. 5.23, б). З початку деформування заготовки осередки деформації (ОД) радіального і зворотного витікання рознесені один від одного, що сприятливо позначається на процесі формоутворення, оскільки перешкоджає виникненню поверхонь з високим градієнтом деформацій і інтенсивними зсувами (є «попередниками» тріщин). По лінії, проведеній від кромки пуансона до заокруглення напівматриці, відбувається поділ течії металу в радіальному і зворотному напрямках. Найбільш інтенсивній деформації піддаються шари металу, що примикають до калібруючого паску пуансона. У стінці видавленого стакану спостерігається деформований стан зі значною нерівномірністю. Зовнішні шари і зона, яка примикає до кромки стакану, є слабо деформованими.

Альтернативою експериментального дослідження є імітаційне моделювання процесів штампування за допомогою методу скінченних елементів (МСЕ). НДС заготовки в процесі деформації досліджувався за допомогою програми Q-Form 3D (рис. 5.24). МСЕ-моделювання проведено з використанням наступних умов: крива зміцнення алюмінієвого сплаву АД31 – $\sigma_s = 191.55 \cdot e^{0.202} \text{ МПа}$, а міді М2 – $\sigma_s = 392.11 \cdot e^{0.3591} \text{ МПа}$.

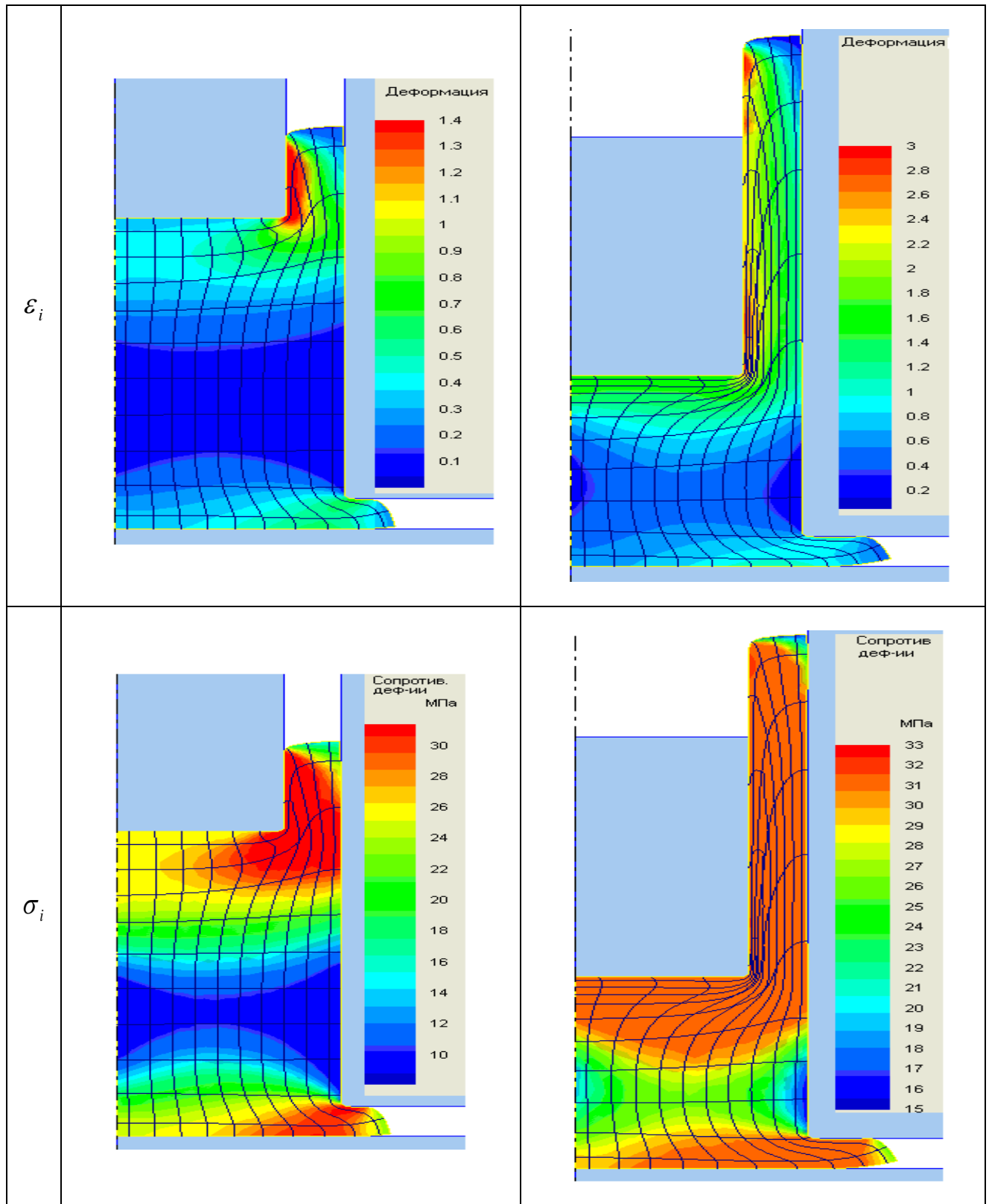


Рис.5.24 – Картина поетапного розподілу інтенсивності деформацій і інтенсивності напружень, що отримана на основі програми Q-Form 3D

Швидкість деформування $0,25c^{-1}$, коефіцієнт тертя за А.Н. Левановим $\mu = 0.08 - 0.16$; швидкість переміщення інструменту 1 мм/с; інструмент абсолютно жорсткий. Величина інтенсивності деформацій ε_i на ділянці, що перебуває безпосередньо під пуансоном і захоплюючому зазорі між ним і матрицею, досягає значень $0,9 \div 1,4$ на першому етапі і $2,2 \div 3$ на другому етапі процесу деформування. При цьому всередині проміжної зони значення ε_i знаходяться в межах $0,1 \div 0,3$, а для фланцевої зони – в межах $0,3 \div 0,7$ на протязі всього процесу.

В цілому картини розподілу інтенсивності деформацій ε_i , отримані на основі програми Q-Form 3D і за методикою ділільних сіток, аналогічні картині розподілу інтенсивності напружень. Порівняння картин розподілу інтенсивності деформацій, показало, що відмінність знаходиться в межах похибки методу ділільної сітки. Це дозволило зробити висновок про те, що при аналізі процесу видавлювання розрахунок параметрів НДС МСЕ дає не тільки якісну, але і кількісну картину розподілу інтенсивності деформацій. Розподіл значень опору деформування і середнього напруження (див. рис. 5.24) в основному відповідає розподілу інтенсивності деформацій.

Фланець, отриманий при комбінованому видавлюванні, має дещо іншу форму, ніж при простому радіальному видавлюванні. Спостерігається неприлягання периферійної зони фланця до торця інструменту і викривлення його форми у вигляді «носка чобота». Певне, це пояснюється впливом сил тертя, а також особливістю кінематики течії металу в кругову порожнину, коли в радіальну порожнину витісняється метал з нижніх центральної зони осередків деформації. В цілому деталі мають високу якість поверхні і точність розмірів не нижче 12 квалітету (див. рис. 5.18). Виняток становить діаметр фланця, що отримується при вільному радіальному видавлюванні, значення якого підсумовує всі похибки розмірів і об'єм вихідних заготовок, отриманих різкою від прутка.

Переважає течія в область фланця підказує, що його обмеження по зовнішньому контуру сприяє досягненню необхідних розмірів деталі. Цікаво

відзначити, що таке обмеження, хоча і викликає помітне зростання сил деформування, не є критичним. Разом з тим, цим способом вдається досягти досить чіткого оформлення (при необхідності) фасонного (багатогранного або більш складного) контуру фланця, що при звичайному радіальному видавлюванні в закриту порожнину є неприпустимим через появу критичних навантажень на інструмент.

В ході металографічних досліджень визначено хімічний склад металу і виконані виміри мікротвердості по перерізу зразків, вивчена мікроструктура матеріалу деталей. Хімічний склад металу зразків визначено спектральним способом за допомогою оптичного емісійного спектрометра «Spectrolab LAVFC01A». Матеріал деталі відповідає марці латуні Л68 згідно ГОСТ 15527-2004 з дещо заниженим вмістом міді 66% проти нижньої необхідної межі 67% і підвищеним вмістом цинку – 33,74% проти 33,0%.

Заміри мікротвердості виконані на мікротвердоміри ПМТ-3 (рис. В3 в додатку В) при навантаженні $P = 250$ кН. Отримані результати наведені на фото мікроструктур, зображених на рис. 5.25 – 5.26.

Зразки для дослідження мікроструктури металу – мікрошліфи, виготовлені на шліфувально-полірувальному верстаті LaboPol-5 фірми «Struers». Мікроструктура металу досліджуваних зразків зі сталі отримана методом травлення реактивом – 4% -м спиртовим розчином азотної кислоти, а латуні – водним розчином соляної кислоти (соляна кислота – 80 мл, вода – 20 мл) і піддавалася дослідженню за допомогою великого фотомікроскопа відбитого світла «NEOPHOT 30» (CARL ZEISS JENA).

Зовнішній вигляд фотомікроскопа наведено на рис. В4 (див. додаток В). Фото мікроструктур металу досліджуваних латунних зразків наведені на рис. 5.25 – 5.26.

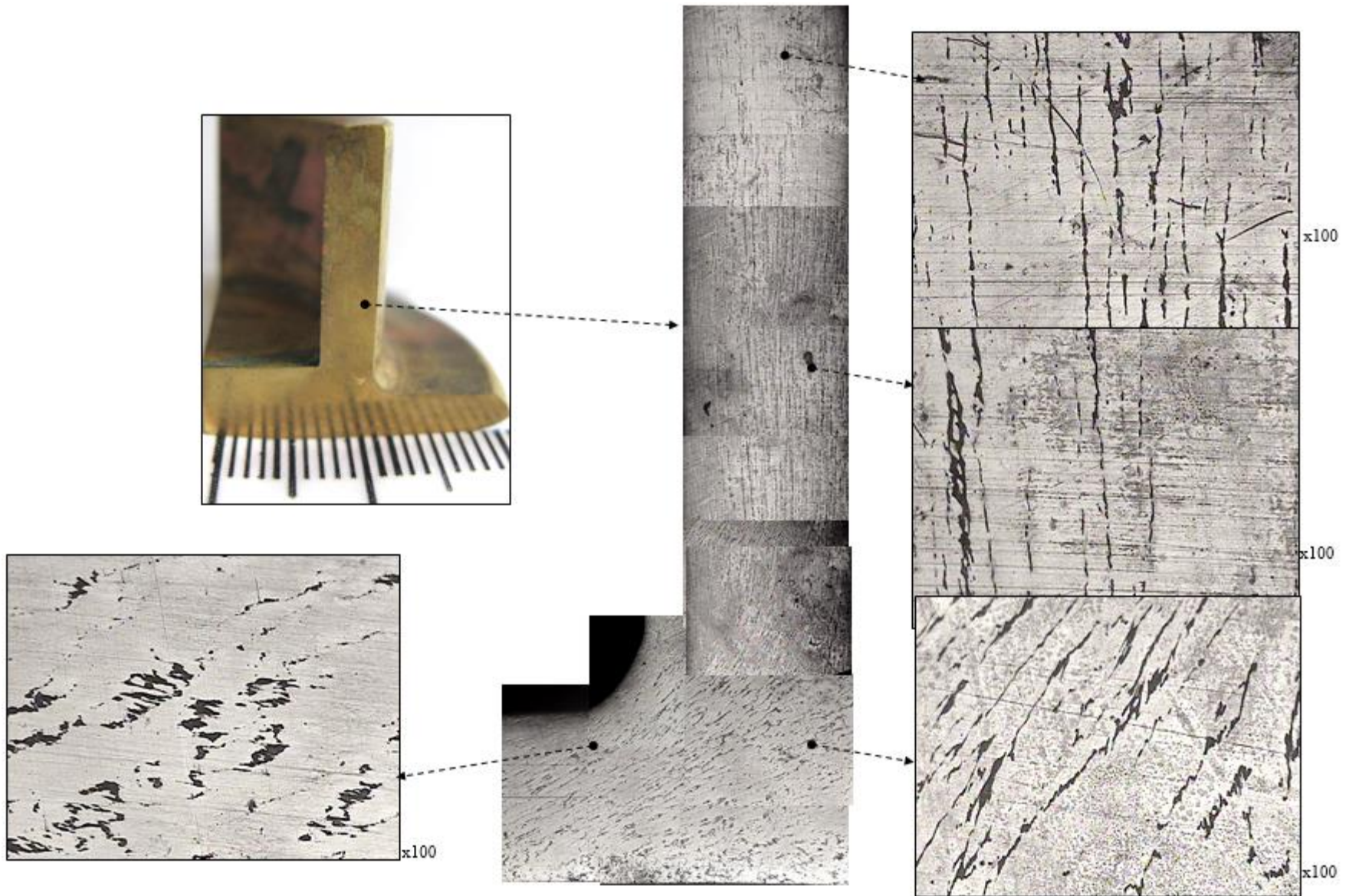


Рис. 5.25 – Мікроструктура деталі, отриманої радіально-зворотним видавлюванням

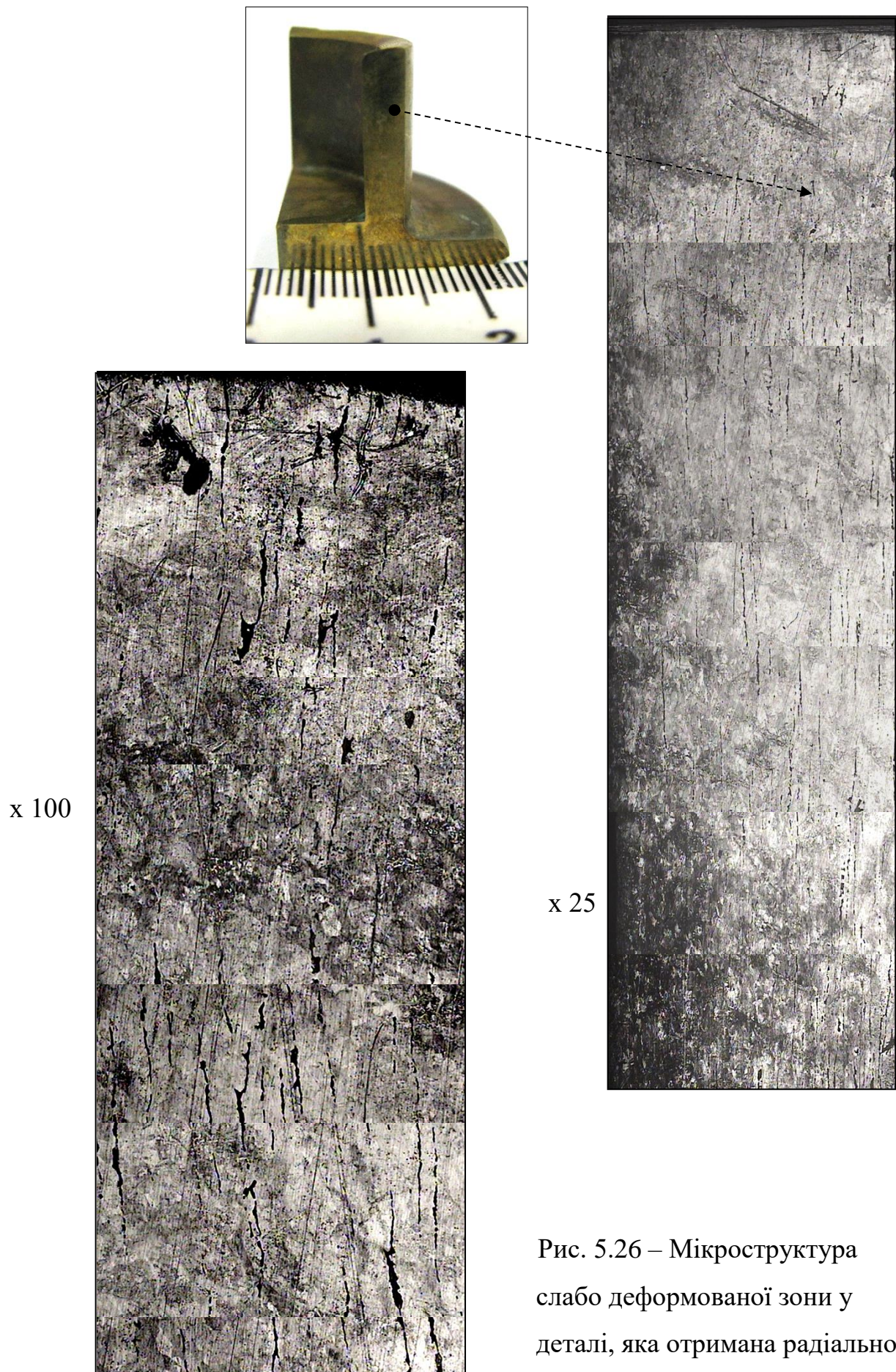


Рис. 5.26 – Мікроструктура слабо деформованої зони у деталі, яка отримана радіально-зворотним видавлюванням.

5.5 Дослідження технологічних режимів процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання стрижневих деталей

5.5.1 Моделювання процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання стрижневих деталей

Стрижневі деталі з фланцем і осьовим відростком є досить поширеними в приладо- та машинобудуванні. Поширеною і освоєною технологією отримання деталей такого типу є багатоперехідна висадка, а також радіальне або пряме видавлювання, доповнене, як правило, операцією висадки (осадки) фланця. Для складнопрофільованих багатоступеневих деталей більш продуктивною представляється технологія комбінованого видавлювання, що поєднує способи поперечного радіального і поздовжнього (зворотного або прямого) видавлювання.

Деталі з фланцем і відростком мають три основні частини: фланець з найбільшим діаметром D_1 і товщиною h , корпус деталі з середнім діаметром $D_0(2R_0)$ і висотою H і осьовий стрижень з діаметром $d(2R)$ і довжиною l . Корпус і стрижень можуть бути розташовані як з одного боку від фланця, так і з розміщенням фланця між ними. Корпус також може бути розміщений по обидві сторони від фланця, тобто розділений фланцем на дві частини. У найбільш простому випадку виродження корпусу і його злиття з фланцем ми отримуємо деталь типу клапана або гвинта.

На рис. 5.27 представлені способи штампування стрижневих деталей з фланцем. Схеми групи *A* об'єднують способи деформування з переважним прямим видавлюванням осьового відростка, а група *B* об'єднує схеми з радіально-зворотним видавлюванням деталі. Під номером 1 виділено традиційні способи деформування, такі, як пряме видавлювання з подальшою висадкою деталі типу клапана на окремій позиції (*A1*) і висадка, поєднана з поздовжнім видавлюванням (*B1*). Способи радіально-прямого видавлювання (*A2-A3*) доцільно застосовувати при роз'єднаному розташуванні корпусу і

відростка, а способи радіально-зворотного видавлювання (Б2-Б3) – при односторонньому розташуванні корпусу і відростка відносно фланця.

Для схеми радіально-зворотного видавлювання, коли стрижень і фланець розташовані по різні сторони відносно корпусу деталі, характерним є роз'єднаний осередок деформування, сформований з двох автономних осередків зворотного та радіального видавлювання металу (рис. 5.28). Роз'єднаний осередок деформування утворюється при видавлюванні відносно високих заготовок з співвідношенням висоти заготовки до її діаметру $H_0/D > 1,5$. Формула для обчислення приведенного тиску окремо зворотного видавлювання радіусом R може бути отримана енергетичним методом балансу потужностей:

$$\pi(R_0^2 - R^2) V_0 \bar{p} \sigma_s = N_{o2} + N_{o3} + N_{c2-3} + 2N_{c3-4} + N_{c7-2} + N_{t1-4} + N_{t0-2} + N_{t1-2} \quad (5.20)$$

Обидві частини рівняння балансу потужностей ділимо на множник $\pi(R_0^2 - R^2) \cdot V_0$ і потім на σ_s і отримаємо приведений тиск \bar{p} на торці пуансона, а якщо, використовуючи інверсію, обчислимо q прямого видавлювання з

$$q = \bar{p} \cdot \frac{R_0^2 - R^2}{R_0^2}. \text{Тобто } q \text{ можна також отримати з рівняння балансу, розділивши}$$

обидві частини на множник $\pi R_0^2 \cdot V_0 \cdot \sigma_s \cdot \bar{q} = \bar{p}_1 \cdot (1 - m^2)$, де $m = R/R_0$.

Згідно з методикою, наведеною в розділі 3, КМПШ для модулів з паралельною течією металу можна використати отримані рівняння для приведених тисків деформування, зрізу та тертя (див. табл. 3.1). Для зони 2 приймаємо залежності модулю А2 (з течією до центру), а для зони 3 – модулю Сб. Оскільки на границі 2-3 вектори швидкості v_z спрямовані у протилежні сторони приведені тиски зрізу на цій поверхні складаються: $\Delta \bar{p}_{c2-3} = \Delta \bar{p}_3 + \Delta \bar{p}_4$. На границях зон 3 і 4, 3 і 7 витрати на зріз однакові.

В результаті підбору складових приведених тисків отримаємо:

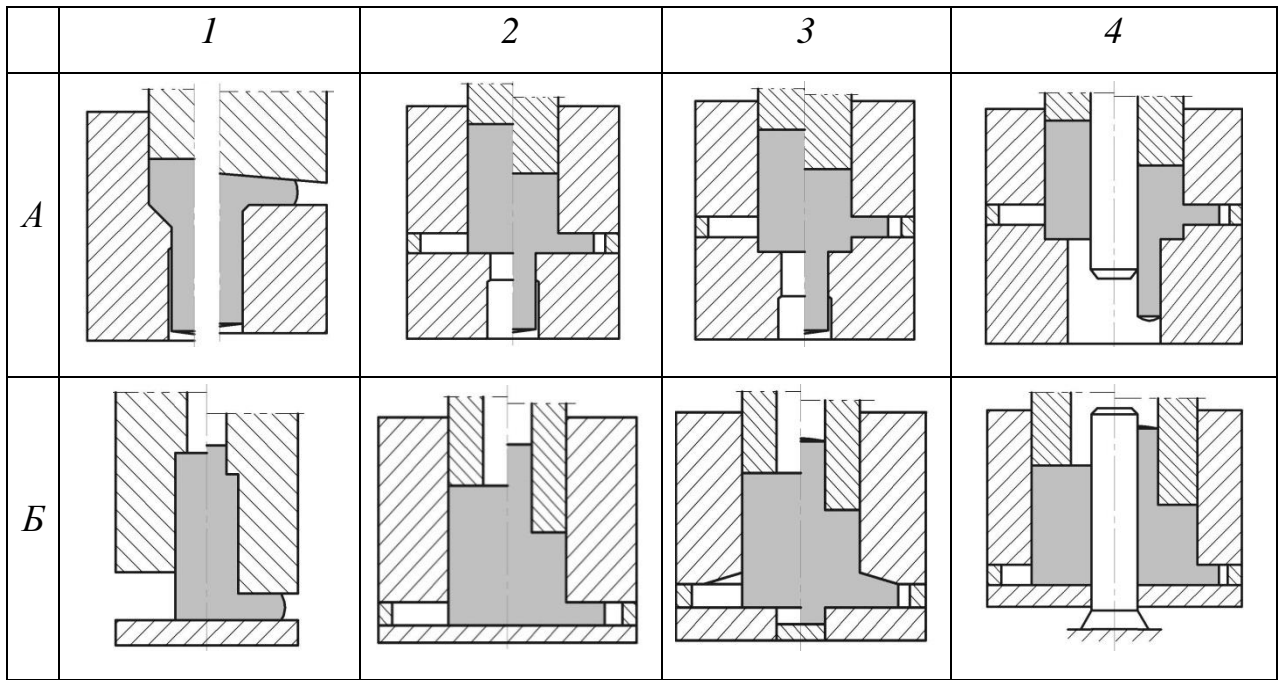


Рис. 5.27 – Схеми радіально-поздовжнього видавлювання

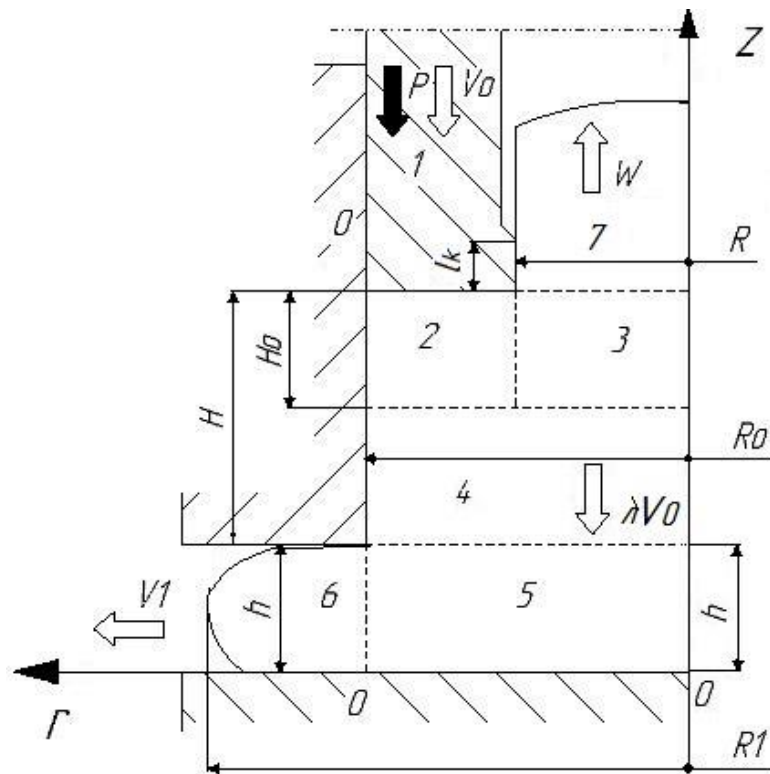


Рис. 5.28 – Розрахункова схема процесу радіально-зворотного видавлювання стрижневих деталей

$$\bar{q} = \frac{1}{\sqrt{3}R_0^2} M_1 + \frac{R_0^2 - R^2}{R_0^2} + \frac{B_1}{\sqrt{3}R_0^2} + \frac{R_0^2 - R^2}{3\sqrt{3}H_0} \cdot \frac{R}{R_0^2} + \frac{H_0 R_0^2}{\sqrt{3}R R_0^2} + \frac{2}{\sqrt{3}} \frac{\mu_s}{R_0^2} \left[H_0 R_0 + 2Rl_k \left(\frac{R_0^2 - R^2}{R^2} + 1 \right) + B_1 \right], \quad (5.21)$$

$$\text{де } M_1 = \left\{ 2R_0^2 - \sqrt{3R^4 + R_0^4} + R_0^2 \cdot \ln \left[\frac{\sqrt{3R^4 + R_0^4} + R_0^2}{3R^2} \right] \right\};$$

$$B_1 = \frac{(R_0 - R)}{3H_0} (2R_0^2 - R_0 R - R^2).$$

Провівши деякі спрощення для заміни громіздких виразів, отримаємо рівняння в параметричному (безрозмірному) вигляді

$$\bar{M}_1 = 2 - \sqrt{3\bar{m}^4 + 1} + \ln \left| \frac{\sqrt{3\bar{m}^4 + 1} + 1}{3\bar{m}^2} \right|, \bar{M}_2^* = \frac{\bar{M}_1}{\sqrt{3}} = \frac{6,25 - 6,5m}{1,732} = 3,61 - 3,75m, \\ \bar{B}_1 = \frac{(1-m)}{3\bar{H}_0} (2 - m - m^2); \quad \bar{H}_0 = H_0 / R_0 \quad (5.22)$$

$$\bar{q} = (3,61 - 3,75m) + \frac{\bar{B}_1}{\sqrt{3}} + (1 - m^2) + \frac{(1 - m^2)m}{3\sqrt{3}\bar{H}_0} + \frac{\bar{H}_0}{\sqrt{3}m} + \frac{2}{\sqrt{3}} \mu_s \left[\bar{H}_0 + 2m\bar{l}_k \left(\frac{1 - m^2}{m^2} + 1 + \bar{B}_1 \right) \right]$$

Враховуючи залежність $q = \bar{p}_1 \cdot \frac{R_0^2 - R^2}{R_0^2}$, для тиску зворотного видавлювання на пуансоні запишемо: $\bar{p}_1 = \bar{q} \cdot \frac{R_0^2}{R_0^2 - R^2} = \bar{q} \frac{1}{1 - m^2}$.

Для приведенного тиску радіального видавлювання (в межах зон 5 і 6) використовуємо раніше отриманий вираз. Враховуючи експериментально спостережуване явище відсутності контакту фланця (зони 6), який видавлюється, з торцем верхньої напівматриці, в формулу вносимо корективи.

$$\bar{P}_2 = 1 + \frac{2}{\sqrt{3}} \ln \frac{R_1}{R_0} + \frac{R_0}{3\sqrt{3}} \frac{1}{h} + \frac{h}{\sqrt{3}R_0} + \frac{2\mu_s}{\sqrt{3}} \left(\frac{R_0}{3h} + \frac{2H_1}{R_0} + \frac{(R_1 - R_0)}{h} \right) \quad (5.23)$$

В параметричному безрозмірному вигляді формула має вигляд:

$$\bar{P}_2 = 1 + \frac{2}{\sqrt{3}} \ln \bar{R}_1 + \frac{1}{3\sqrt{3}\bar{h}} + \frac{\bar{h}}{\sqrt{3}} + \frac{2\mu_s}{\sqrt{3}} \left(\frac{1}{3\bar{h}} + \frac{\bar{R}_1 - 1}{\bar{h}} + 2\bar{H}_1 \right) \quad (5.24)$$

$$\bar{R}_1 = R_1 / R_0, \quad \bar{h} = h / R_0.$$

При переході від простої схеми зворотного видавлювання відбувається зниження швидкості витікання W і, відповідно, зменшення частини тиску, що витрачається на подолання тертя. Коефіцієнт, що враховує це зниження, можна визначити як

$$G = \mu \frac{(l_k R)}{R_0^2 - R^2} \quad (5.25)$$

Нехтуючи силою тертя в межах найжорсткішої зони, яка переміщується зі швидкістю λV_0 , умову рівності потужностей, прикладених по обидва боки до жорсткої зоні 7 запишемо так:

$$\bar{q}(1 - \lambda - m^2) - G\lambda \frac{1}{m^2} = \lambda \bar{p}_{2p}, \quad (5.26)$$

звідки знаходимо значення коефіцієнта λ

$$\lambda = \frac{\bar{q}(1 - m^2)}{\bar{q} + \bar{p}_{2p} + G/m^2}. \quad (5.27)$$

Тоді для сумарного приведенного тиску комбінованого видавлювання можна записати

$$\bar{p}_\kappa = \bar{p}_1(1 - \lambda) + \bar{p}_2 \cdot \frac{R_0^2}{R_0^2 - R^2} \lambda - G \frac{R^2}{R_0^2 - R^2} \lambda \quad (5.28)$$

Слід зазначити, що при аналізі отриманої залежності були виконані також спрощення, пов'язані з встановленням оптимальної величини висоти осередку деформації $\bar{H}_0 = 0,2$ і рекомендованої величини паска пуансона $\bar{l}_k = 0,1$.

Якщо знехтувати впливом G , зважаючи на надзвичайну малість ($G \leq 0,1$), то залежність для приведенного тиску набуває вигляду:

$$\bar{p}_k = \bar{p}_1(1 - \lambda) + \bar{p}_2 \cdot \frac{m^2}{1 - m^2} \lambda \quad (5.29)$$

Аналіз залежності параметру λ від геометричних параметрів процесу показав, що збільшення відносного радіуса стрижня \bar{R} (рис. 5.29, а) призводить до зниження швидкості руху жорсткої зони, а збільшення відносної товщини фланцю \bar{h} (рис. 5.29, б) сприяє збільшенню значення λ , що відповідає більш інтенсивному видавлюванню металу в радіальну порожнину. Збільшення коефіцієнта тертя приводить до зниження λ .

Залежності приведенного тиску \bar{p} видавлювання в зворотному і радіальному напрямках показують наявність оптимальної величині відносного діаметру відростку (рис. 5.30).

Для радіально-зворотного видавлювання за аналогією з попередніми розрахунками відносних приростів осевого стрижня та фланцевої отримано співвідношення:

$$\begin{aligned} \Delta \bar{l}_1 \uparrow &= \left[(1 - \bar{R}^2) \cdot (1 - \lambda) - \lambda \cdot \bar{R}^2 \right] \cdot \Delta \bar{H}_x \\ \Delta \bar{l}_2 \rightarrow &= \sqrt{\frac{(1 - \bar{R}^2) \cdot \Delta \bar{H}_x - \bar{R}^2 \cdot \bar{l}_1 \uparrow}{\bar{h}} + 1} - 1 \end{aligned} \quad (5.30)$$

де $\Delta \bar{H}_x$ – відносний хід пуансона, $\Delta \bar{H}_x = S / R_0$.

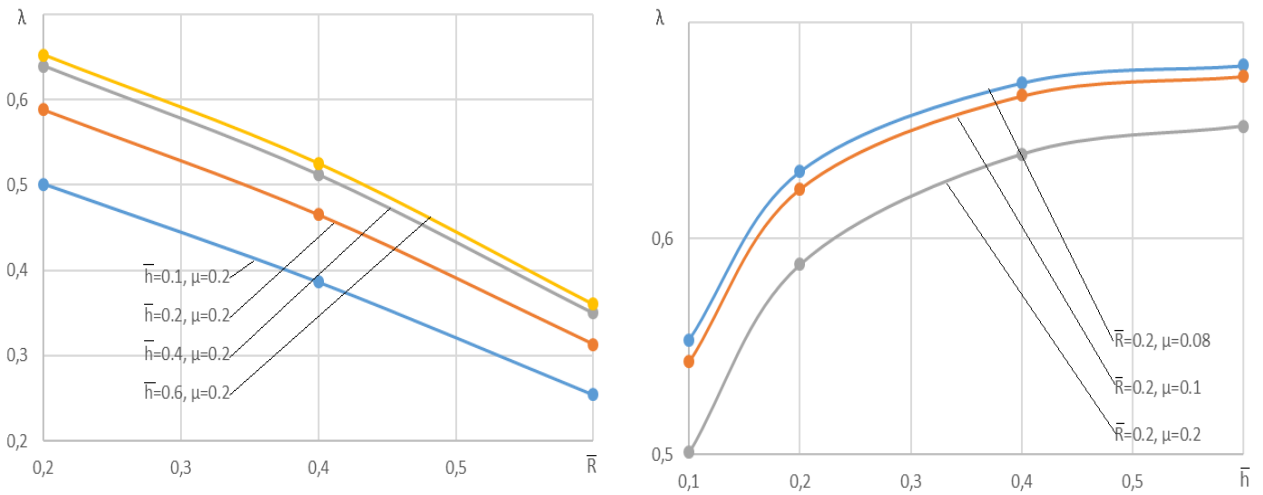


Рис. 5.29 – Графіки залежності параметру λ від відносного радіусу стрижня \bar{R} (а) і відносної висоти фланця \bar{h} (б)

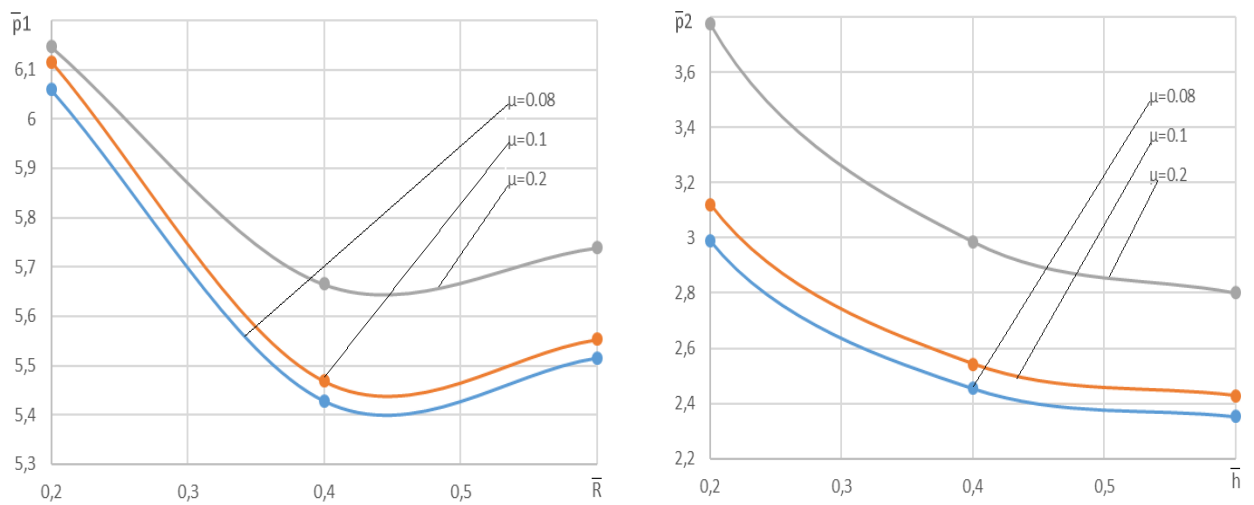


Рис. 5.30 – Графіки залежності приведенного тиску зворотного (а) і радіального (б) видавлювання від параметрів процесу

Забезпечення різних умов контактного тертя і можливість використання даного технологічного фактору для керування процесом формоутворення і отримання необхідних кінцевих розмірів деталі є бажаним інструментом. Зменшення тертя при різних співвідношеннях геометричних параметрів процесу відповідає зменшенню відносних приростів стрижня за рахунок збільшення відносних приростів діаметру фланця, що відповідає більш сприятливим умовам для радіального переміщення металу. Відхилення відносних приростів $\Delta \bar{l}_1 \uparrow$ осьової зони за різних умов тертя може сягати більше 50% від величини (рис. 5.31, а).

Це відповідає найменшому коефіцієнту тертя, який можна вважати достатньо вагомим технологічним керуючим фактором забезпечення необхідної форми деталі. При цьому спостерігається більш інтенсивне заповнення фланцевої зони деталі (рис. 5.31, б).

5.5.2 Формоутворення при радіально-зворотному видавлюванні стрижневих деталей з фланцем

Для аналізу напружено-деформованого стану при комбінованому видавлюванні деталей з фланцем і осьовим відростком МСЕ використовувався програмний продукт Q-Form 2D. А експериментальні дослідження виконані за допомогою методів ділильних сіток.

КЕ-моделювання проведено з використанням наступних граничних умов: зміцнення алюмінієвого сплаву АД31 описано кривою зміцнення $\sigma_s = 191.55 \cdot e^{0,202} \text{ МПа}$ при швидкості деформування $0,25 \text{ с}^{-1}$, густина матеріалу 2800 кг/м^3 ; модуль Юнга 71000 МПа ; коефіцієнт Пуассона $0,3$; коефіцієнт тертя по А.Н. Леванову $\mu = 0,08 - 0,16$; швидкість переміщення інструменту 1 мм/с ; інструмент абсолютно жорсткий. При експериментальному дослідженні деформованого стану використаний метод ділильних сіток. Для зіставлення результатів аналізу залучені також результати аналізу, проведеного енергетичним методом верхньої оцінки [432–434].

За результатами розрахунків МСЕ отриманий масив результатів математичних експериментів у вигляді полів розподілу компонент деформацій (рис. 5.32) і напружень (діаметр і висота заготовки 40 і 50 мм; $d = 20$ мм; $h = 6$ мм; $\mu = 0,08$; хід пуансона від 3 до 15 мм) [434].

Як показали результати досліджень, в процесі комбінованого радіально-зворотного видавлювання з самого початку деформування заготовки осередки деформації (ОД) радіального і зворотного витікання рознесені один від одного, що сприятливо позначається на процесі формоутворення, оскільки перешкоджає виникненню поверхонь з високим градієнтом деформацій і інтенсивними зрушеннями (є «передниками» тріщин). По ходу процесу локалізовані осередки деформації збільшуються в розмірах, а висота проміжної жорсткої зони зменшується. З розвитком процесу і зниженням висоти вихідної заготовки проміжна жорстка зона поступово розділяється на дві незначно деформовані області. Одна з них розташовується на деякому віддаленні від торця під порожнистим пуансоном, має кільцеву форму і примикає до бічної поверхні матриці.

У середній частині по центру заготовки утворюється ще одна слабо деформована зона металу, що має вигляд своєрідного «п'ятачка», висота якої поступово зменшується, а діаметр менше діаметра осьового відростка. Деформація стиснення цього «п'ятачка» практично не помітна, тому що в зоні вище нього метал «спрямований» в зворотному напрямку. Витіснення металу в зворотному напрямку у відросток незначне. Відросток формується в основному за рахунок заглиблення пустотілого пуансона в заготовку. У нижній придонній частині ОД шар металу має вигляд диску і висоту, приблизно рівну товщині фланця, піддається безперервному стисненню на протязі всього процесу.

Стиснення зазначених шарів відбувається з найбільшим значенням ступеня деформації, що спостерігається по всій заготовці.

Інший зоною з максимальним ступенем деформації є зона, прилегла до кромки пустотілого пуансона, тобто в області розвороту і видавлювання металу

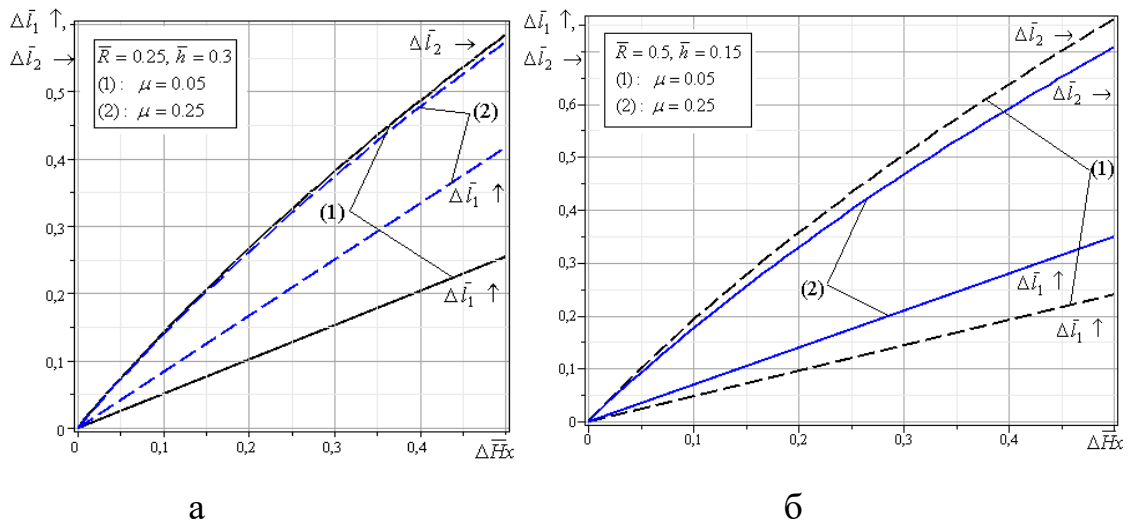


Рис. 5.31 – Зміна відносних розмірів стрижня $\Delta \bar{l}_1 \uparrow$ та фланця $\Delta \bar{l}_2 \rightarrow$ в залежності від розмірів деталі та умов тертя

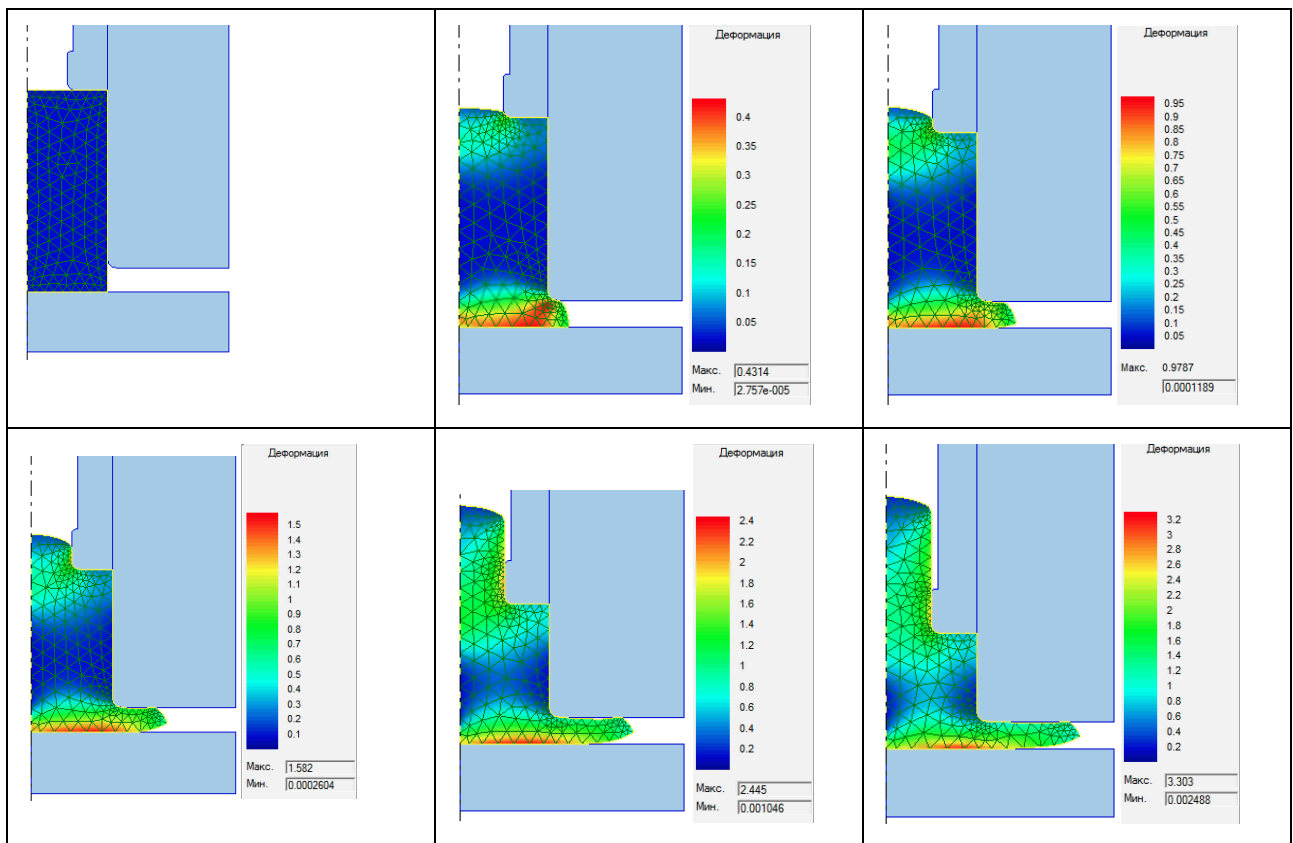


Рис. 5.32 – Поля деформацій та поетапне формозмінення заготовки при радіально-зворотному видавлюванні

в зворотному напрямку. Зонами розвороту металу і течії під фланець і відросток є ділянки деформації зі складним деформованим станом, в яких поєднуються стиснення, зсув і розворот металу, який витісняється. При цьому нерівномірність деформованого стану одержуваного відростка значна, так як у верхній частині відростка і в шарах, прилеглих до осі симетрії відростка, ступінь деформації мінімальні.

Умови тертя на опорній поверхні впливають також і на утворення дефектів форми фланця, таких як вигин краю фланця і розрив фланця. Але вплив тертя в тих невеликих величинах, які характерні для холодного деформування, цілком прогнозований. Вплив радіусів перехідних крайок на силовий режим і формозміну також невелика в порівнянні з розмірами самих вихідних отворів. Переважна течія в область фланця підказує, що його обмеження по зовнішньому контуру забезпечує досягнення необхідних розмірів деталі і досягти досить чіткого оформлення (при необхідності) фасонного (багатогранного або більш складного) контуру фланця (див. рис. 5.18).

Розподіл компонент напруженого стану аналогічні полям деформацій (рис. 5.33). Вразливі з точки зору руйнування місця – це периферія фланця, який видавлюється, де напружений стан близький до лінійного, внаслідок дії одного окружного розтягуючого напруження. Лінії зсуву (проведені між перехідними кромками) можуть представляти небезпеку з точки зору вичерпання ресурсу пластичності при деформуванні малопластичних металів і сплавів, а також при гірших умовах контактного тертя корпусу деталі на торці пуансона і бічній поверхні матриці. Але в цілому тут становище краще, ніж при радіально-прямокутній видавлюванні подібних деталей, в якому течія металу є достатньо складною для деформовності металу (див. п. 4.4) [309].

Іншим обмеженням у використанні схем радіально-зворотного видавлювання може бути та обставина, що використання пустотілого пуансона можливе лише для деформування матеріалу з низьким напруженням течії. В іншому випадку термін служби такого інструменту, який зазнає значних напружень розтягнення, стане недостатнім.

Для оцінки закономірності формоутворення штампованих деталей за результатами моделювання були побудовані графіки, які показують характер формування деталі за допомогою встановлення відносного (віднесеного до всього зміщеного об'єму металу) об'єму металу \bar{V}_{omp} , який витрачається на утворення відростка. При цьому змінювалися умови тертя (коефіцієнт тертя μ) і геометричні параметри процесу комбінованого видавлювання (рис. 5.34) [429]. Висота заготовки зі сплаву АД31 діаметром 40 мм дорівнювала 50 мм. Видно, що із збільшенням відносної товщини фланця об'єм металу, який витікає в відросток, зменшується. Така тенденція спостерігається до значення $\bar{h} = 0.35$ (товщина фланця 5 мм). Після цього збільшується заповнення відростка витіканням металу в зворотному напрямку. Це пояснюється тим, що на першому етапі більш сприятливий напрямок течії спостерігається у фланцеву зону. А на останній стадії при збільшенні діаметру і об'єму відростка підвищується опір деформуванню у фланці і відбувається збільшення обсягу металу, який переміщується в відросток. Збільшення тертя також сприяє більшому переміщенню металу в відросток.

Порівняння використовуваних методів дослідження проводилося при тих же розмірах заготовки зі сплаву АД31 ($d = 20$ мм, $h = 6$ мм, $\mu = 0,08$) і за енергосиловими параметрами процесу (рис. 5.35).

Встановлено, що значення сил деформування, отримані МСЕ, відрізняються від експериментальних даних в межах 3–7%; а значення результатів енергетичного методу верхньої оцінки [434] від експерименту відрізняються на 10–15%.

Для оцінки закономірностей формозміни ефективно спостерігати і за наростанням розмірів фланця і відростка при видавлюванні деталей. Картини поетапного наростання контуру деталі, представлені на рис. 5.36, дають можливість для зіставлення даних за розрахунком формозміни деталі з відростком і фланцем двома методами: МСЕ і верхньої оцінки ($D_0 = 28$ мм, $H_0 = 20$ мм, $d = 15$ мм, $h = 4$ і 5 мм) [429]. Обидва методи показували, що

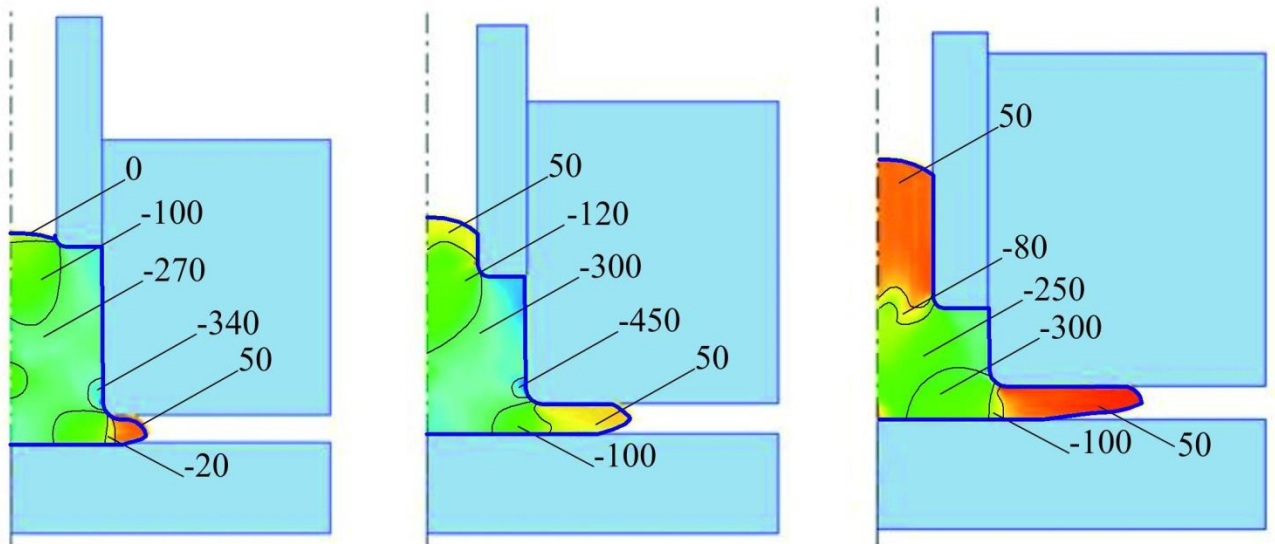


Рис. 5.33 – Розподіл середнього напруження в осередку деформації

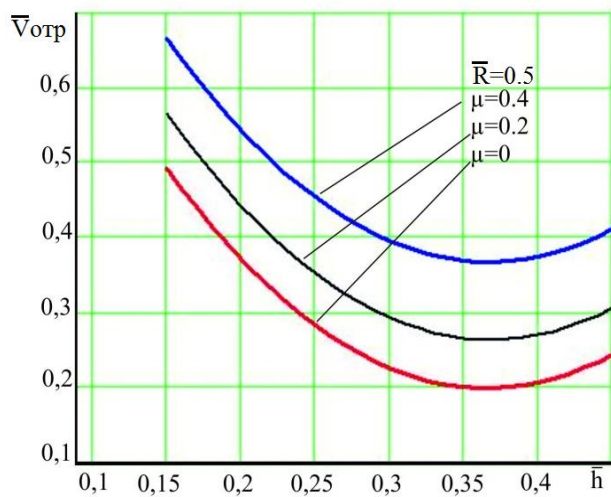


Рис. 5.34 – Залежність об'єму сформованого відростка від відносної товщини фланця

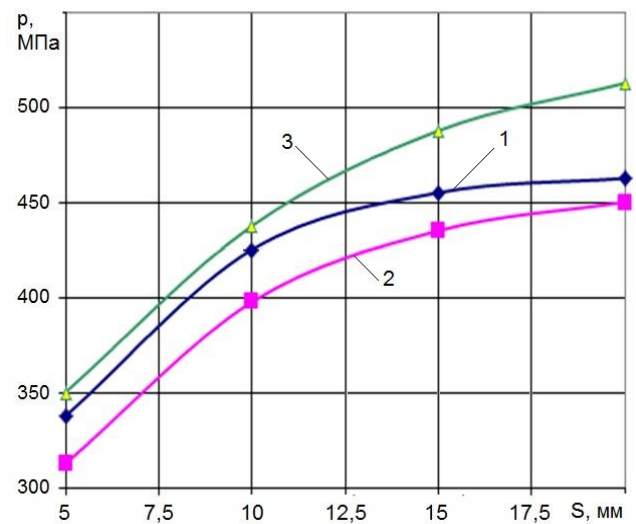


Рис. 5.35 – Порівняння розрахункових (1-МСЕ, 3-ЕМВО) і експериментальних (2) тисків комбінованого видавлювання

приріст висоти деталі в порівнянні з вихідною висотою заготовки незначний, а утворення відростка відбувається переважно за рахунок занурення пуансона в заготовку. Цей висновок підтверджується і експериментальними даними.

Моделювання процесу радіально-зворотного видавлювання стрижневих деталей з фланцем ($2R_0 = 28,2$; діаметр відростка $2R = 15$ і 21 мм ; висота 30 ; хід S до 10 мм; $H_0 = 3, 4$ і 5 мм) також виконано за допомогою фізичних експериментів.

Аналіз деформованого стану, виконаний МСЕ-моделюванням, в цілому підтверджується і експериментальними дослідженнями, проведеними методом ділильних сіток. За результатами експерименту отримані картини поетапної зміни інтенсивності деформації в перерізі заготовки (рис. 5.37) [429]. Деталі типу «стрижень з фланцем і відростком», отримані радіально-прямим і радіально-зворотним видавлюванням відрізняються високою точністю розмірів і якістю поверхні (рис. 5.38). Обмеження, як у попередньому випадку, пов'язані з точністю діаметральних розмірів фланця і його формою. Це обмеження може бути зняте або виконанням видавлювання в закриту порожнину (рекомендується для деталей з алюмінієвих сплавів), або введенням прийому підсадки фланця в заключній стадії процесу. Види браку також пов'язані з недостатністю пластичності металу в периферійній зоні фланця, який видавлюється, де напружений стан близький до лінійного розтягування (рис. 5.39) [280, 309].

Отримані відомості дозволять дати технологічні рекомендації для отримання якісних деталей типу «стрижень з фланцем» холодним видавлюванням.

5.6 Моделювання процесу радіально-прямого видавлювання стрижневих деталей з фланцем

Для аналізу силового і кінематичного режиму процесу вісесиметричного комбінованого радіально-прямого видавлювання обрано енергетичний метод, що дає верхні оцінки навантажень.

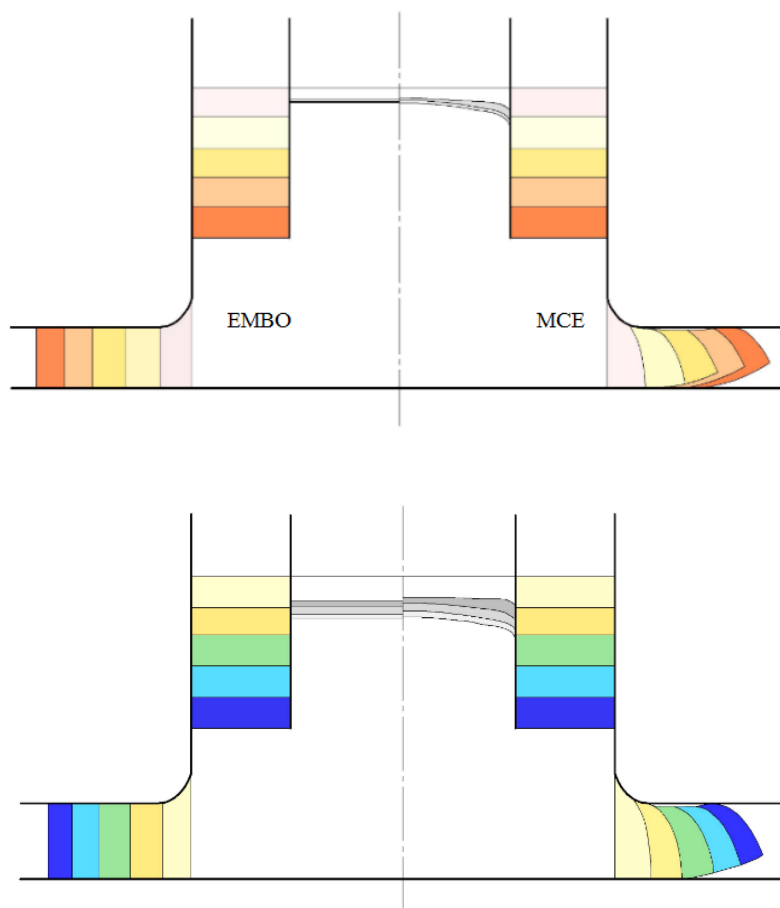


Рис. 5.36 – Зміна геометрії напівфабрикату по ходу процесу, розраховане методом верхньої оцінки (МВО) і методом МСЕ, $h=4$ і 5 мм

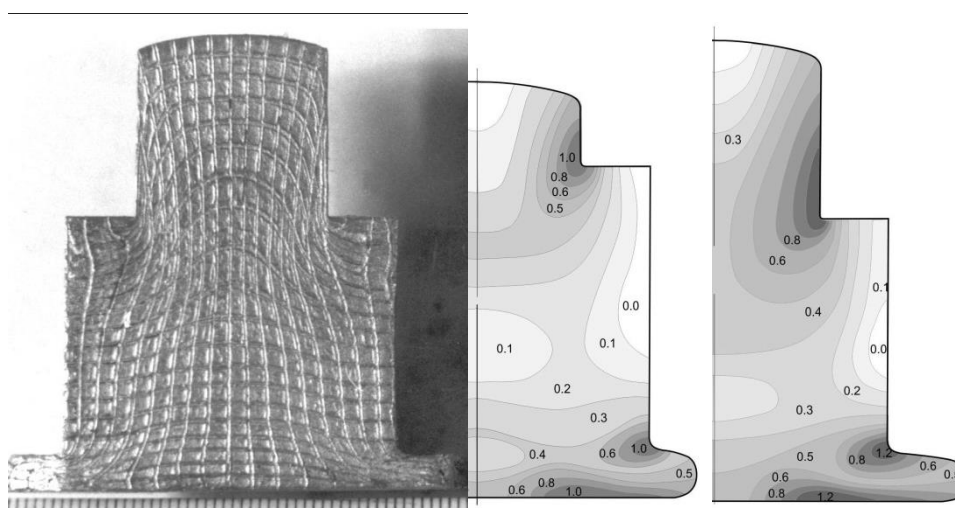


Рис. 5.37 – Картини поетапного зміни інтенсивності деформацій (АДЗ1, $D_0 = 36$ мм, $H_0 = 46$ мм, $d = 21$ мм, $h = 4$ мм)

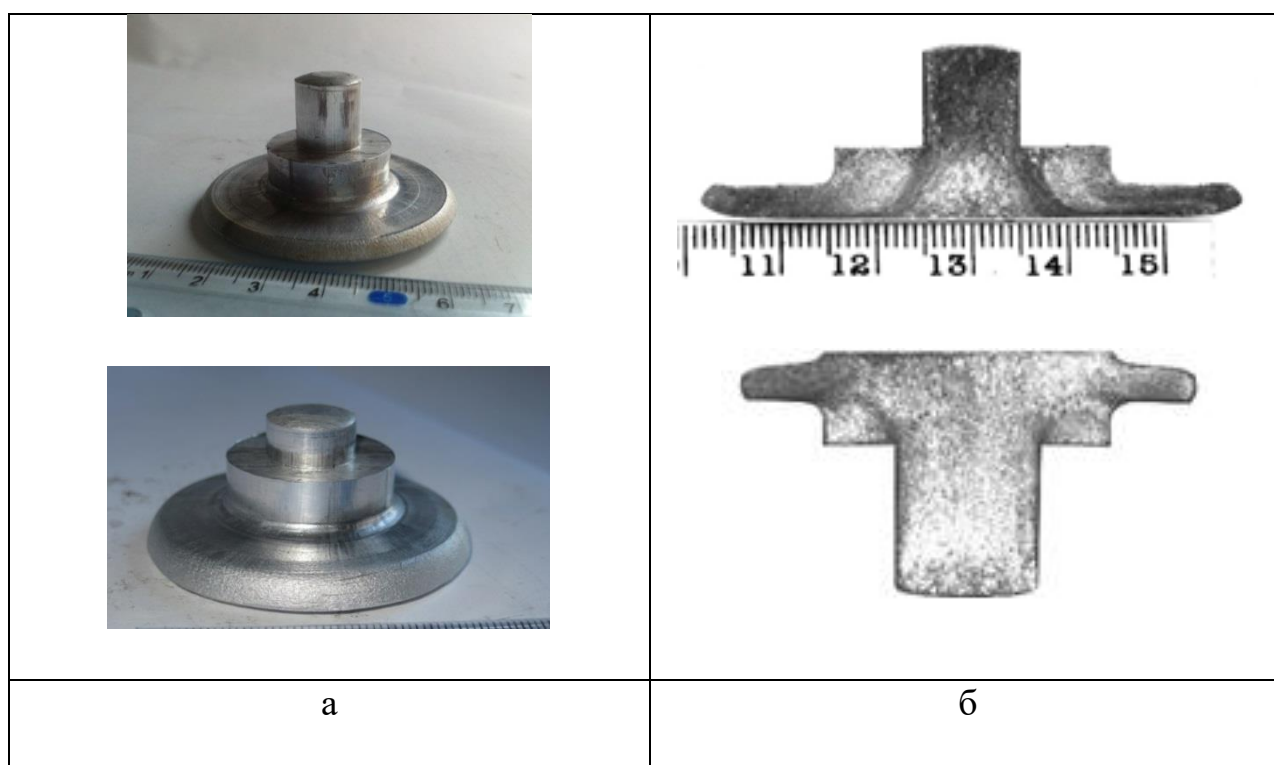


Рис. 5.38 – Деталі типу «стрижень з фланцем і відростком» (а), які отримані комбінованим видавлюванням і їх макроструктура (б)

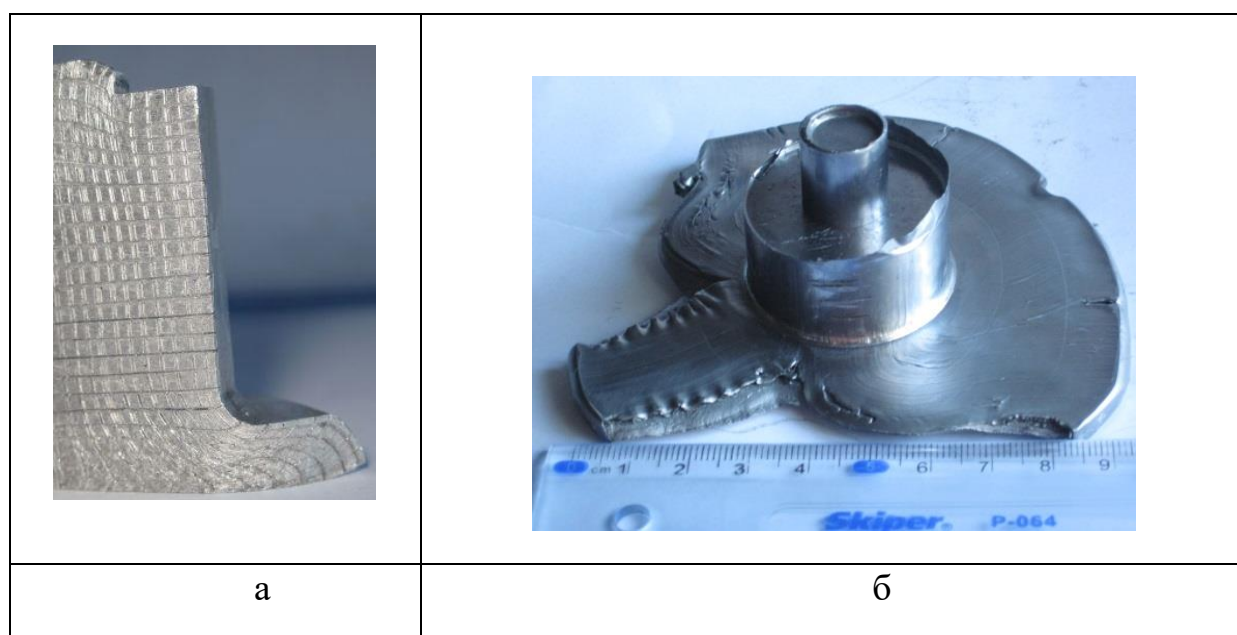


Рис. 5.39 – Дефекти (а) і характер руйнування (б) стрижневих деталей при комбінованому видавлюванні

Відповідно до класифікації видів осередків деформацій розрахункову схему процесу деформування, представлену на рис. 5.40, слід віднести до приєднаного ОД. Аналіз процесів видавлювання з приєднаним ОД зводиться до визначення положення поверхні розділу течії металу радіусом R_k (рис. 5.41).

Об'єм деталі, яка видавлюється, розділений на шість зон (модулів). Зони 1 і 4 – жорсткі, а модулі 2, 3, 5 і 6 – знаходяться в пластичному стані і утворюють осередок інтенсивної деформації. Розрахунок буде вестися окремо для прямого видавлювання, яке складається з деформованих модулів 2, 3 і 6, і окремо для радіального видавлювання фланця, в якому беруть участь модулі 4 і 5. Кінематично можливе поле швидкостей для модулів паралельної течії в розрахунковій схемі можна вибрати за залежностями, наведеним в табл. 3.1. Для модулів 2, 5, 6 і блоку модулів 2–3 застосовуємо готові вирази для тисків деформування, а для складових тисків, які враховують зрізи і витрати на тертя, відповідні складові після аналізу характеру границі конкретного модуля.

Осередок деформації сформований з двох автономних осередків зворотного та радіального видавлювання металу (див. рис. 5.40).

Формула для приведенного тиску прямого видавлювання (окремо в межах радіусу R_k) може бути отримана з енергетичного балансу потужностей:

$$\pi(R_k^2) V_0 \bar{p}_1 \sigma_s = N_{\delta 2} + N_{\delta 3} + N_{c2-3} + 2N_{c3-4} + N_{c1-2} + N_{i0-4} + N_{i0-2} + N_{c5-2} \quad (5.31)$$

Обидві частини рівняння балансу потужностей ділимо на множник $\pi(R_k^2) \cdot V_0$ і потім на σ_s і отримаємо \bar{p}_3 приведений тиск деформування в стороні прямого видавлювання.

Згідно з методикою, наведеною в розділі 3, КМПШ для модулів з паралельною течією металу можна використати отримані рівняння для приведених тисків деформування, зрізу та тертя (див. табл. 3.1). Для зоні 2 приймаємо залежності модулю A2 (з течією до центру), а для зоні 3 – модулю С6.

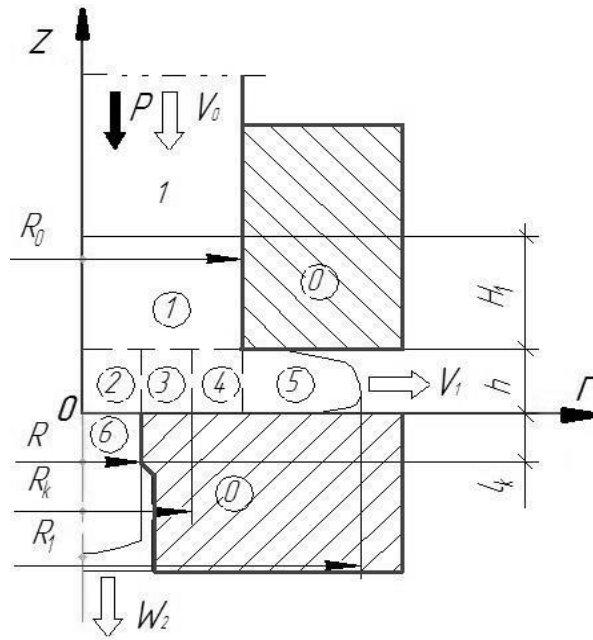


Рис. 5.40 – Схема процесу радіально-прямого видавлювання стрижневої деталі з фланцем

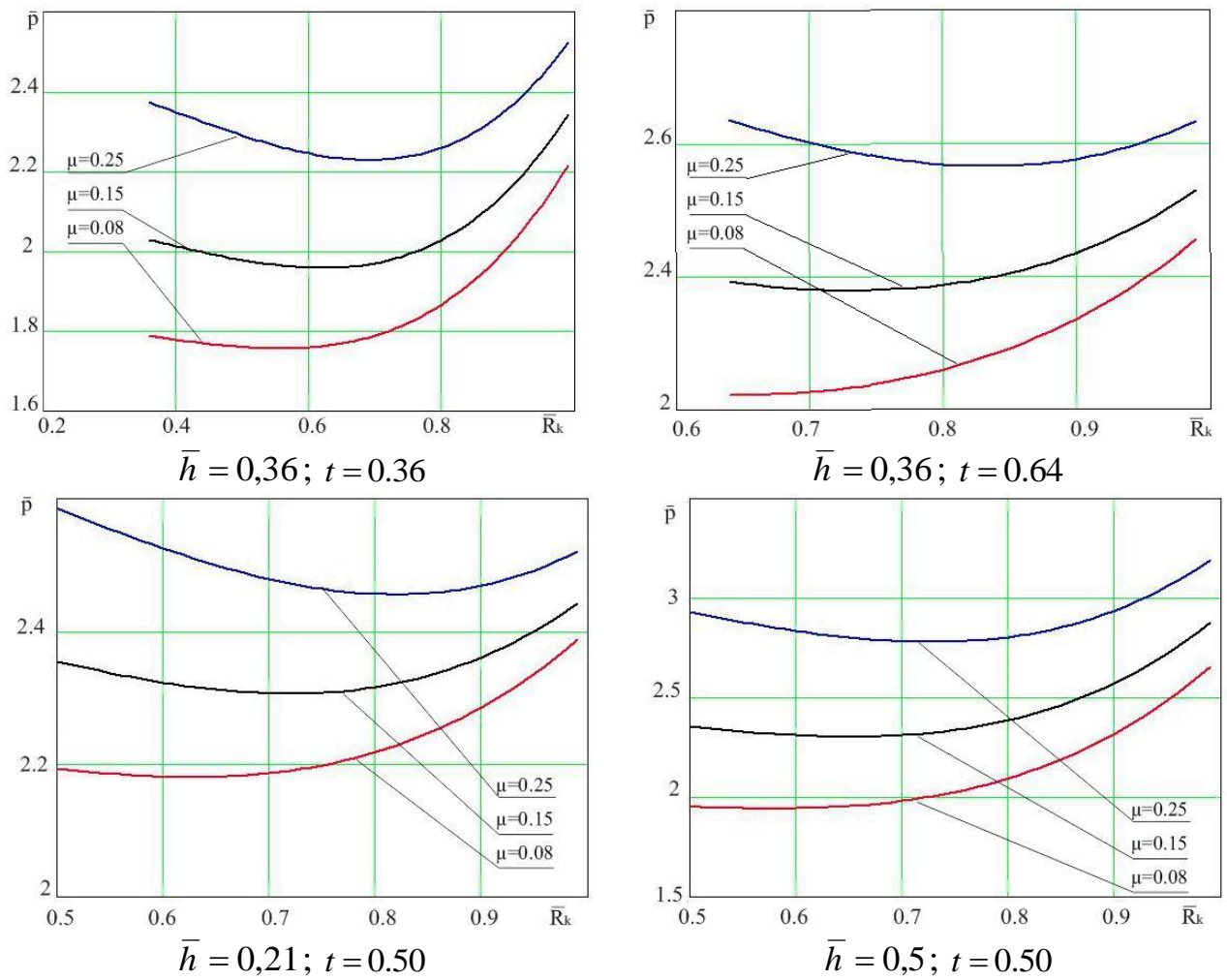


Рис. 5.41 – Визначення мінімуму значення \bar{R}_k при різному терті

Оскільки на границі 2-5 вектори швидкості v_z спрямовані у один бік, приведені тиски зрізу на цій поверхні дорівнюють нулю: $\Delta\bar{p}_{c2-5} = 0$. На границях зон 3 і 4, 3 і 1 витрати на зріз однакові. Потужністю сили тертя на границі зони 6 з верхньою напівматрицею 8 нехтуємо через малу ймовірність контактного ковзання фланця по цій поверхні.

В результаті підбору складових приведених тисків в нових безрозмірних позначеннях (заміна R_0 на R_k , H на h) має вигляд:

$$\begin{aligned} \bar{p}_3 = & (3,61 - 3,75m) + \frac{\bar{B}_1}{\sqrt{3}} + (1 - m^2) + \frac{(1 - m^2)m}{3\sqrt{3}\bar{h}} + \frac{\bar{h}_k}{\sqrt{3}m} + \\ & + \frac{2}{\sqrt{3}}\mu_s \left[\bar{h}_k + 2m\bar{l}_k \left(\frac{1 - m^2}{m^2} + 1 + \bar{B}_1 \right) \right], \quad (5.31) \\ \bar{B}_1 = & \frac{(1 - m)}{3\bar{H}_0} (2 - m - m^2); \quad \bar{h}_k = h/R_k, \quad m = R/R_k. \end{aligned}$$

Для приведеного тиску радіального видавлювання (в межах зон 5 і 6) можна застосувати раніше отриманий вираз (5.23). Враховуючи, що зона 5 деталі, яка видавлюється, являє собою кільце (див. табл. 3.1, модуль А1) в формулу вносимо корективи. Для цього використовуємо складові тиску (з табл. 3.1) $\Delta\bar{p}_{a1}$, $\Delta\bar{p}_{a2}$, $\Delta\bar{p}_{a3}$ і отримаємо залежність:

$$\bar{P}_2 = \frac{M_3}{\sqrt{3}} + \frac{2}{\sqrt{3}} \ln \frac{R_1}{R_0} + \frac{B_2}{\sqrt{3}} \frac{1}{h} + \frac{hR_0}{\sqrt{3}(R_0^2 - R_k^2)} + \frac{2\mu_s}{\sqrt{3}} \left(\frac{B_2}{h} + \frac{2H_1R_0}{(R_0^2 - R_k^2)} + \frac{(R_1 - R_0)}{h} \right), \quad (5.32)$$

$$\text{де} \quad M_3 = \frac{R_k^2}{(R_0^2 - R_k^2)} \left[\frac{\sqrt{3R_0^4 + R_k^4}}{R_k^2} - \ln \left| \frac{\sqrt{3 \cdot R_0^4 + R_k^4} + R_k^2}{3 \cdot R_0^2} \right| - 2 \right];$$

$$B_2 = \frac{1}{3(R_0 + R_k)} (2R_0^2 - R_0R_k - R_k^2).$$

В параметричному безрозмірному вигляді формула має вигляд:

$$\bar{P}_2 = \frac{\bar{M}_3}{\sqrt{3}} + \frac{2}{\sqrt{3}} \ln \bar{R}_1 + \frac{\bar{B}_2}{\sqrt{3}\bar{h}} + \frac{\bar{h}}{\sqrt{3} \cdot (1-n^2)} + \frac{2\mu_s}{\sqrt{3}} \left(\frac{\bar{B}_2}{\bar{h}} + \frac{2\bar{H}_1}{1-n^2} + \frac{\bar{R}_1-1}{\bar{h}} \right), \quad (5.33)$$

де
$$\bar{R}_1 = R_1/R_0, \bar{h} = h/R_0, n = R_k/R_0; \bar{h} = \bar{h}_k n;$$

$$\bar{M}_3 = \frac{n^2}{(1-n^2)} \left[\frac{\sqrt{3+n^4}}{n^2} - \ln \left| \frac{\sqrt{3+n^4} + n^2}{3} \right| - 2 \right],$$

$$\bar{B}_2 = \frac{1}{3(1+n)} (2 - n - n^2) \quad \text{або наближено} \quad \bar{B}_2 = 0,618 - 0,645n$$

При переході від простих схем прямого і радіального видавлювання до комбінованого процесу для сумарного приведенного тиску комбінованого видавлювання можна записати

$$\bar{p}_{2k} = \bar{p}_2 (1 - n^2) + \bar{p}_3 \cdot n^2 \quad (5.34)$$

Варто зазначити, що при аналізі отриманої залежності були виконані також спрощення, пов'язані з встановленням оптимальної висоти осередку деформації $\bar{H}_0 = 0,2$ і рекомендованої величини паска пуансона $\bar{l}_k = 0,1$.

Параметром оптимізації служить мінімум значення радіусу поверхні розділу течії матеріалу R_k і на його значення впливає параметр - відносний діаметр відростка t : $t = \bar{R} = R/R_0 = m/n$.

Параметр \bar{R}_k визначається з умови мінімуму приведенного тиску \bar{p}_{2k} . З графіків залежності приведенного тиску від параметра оптимізації \bar{R}_k (рис. 5.41) видно, що існує мінімум приведенного тиску \bar{p}_{2k} при певних геометричних параметрах процесу, і йому відповідає одне оптимальне значення \bar{R}_k .

Для відносного «плеча» (горизонтальної полиці) матриці $t = 0,7 \dots 0,9$ параметр \bar{R}_k можна визначати за формулою $\bar{R}_k = t$. Проведені дослідження показали, що при цих значеннях t параметр \bar{R}_k , як і при видавлюванні

трубчастих деталей, залежить тільки від величини t [228]. Це означає, що відносна швидкість витікання в прямому напрямку прагне до 1,0, а деформація супроводжується значним зсувом металу уздовж лінії, що з'єднує перехідні кромки матриці. Для інших значень t оптимізований параметр \bar{R}_k визначається за чисельними залежностями.

Графік залежності приведенного тиску від відносної товщини фланця (див. рис. 5.42, а) підтверджує, що при збільшенні відносної товщини фланця значення приведенного тиску знижуються. Це пояснюється зменшенням ступеню деформації і контактної поверхні тертя між фланцем і матрицями. Зі збільшенням діаметру фланця збільшується вплив розтягуючих напружень у фланці і, як наслідок, збільшується контактна поверхня тертя. Таким чином, при збільшенні радіусу фланця збільшується приведений тиск видавлювання.

Знаючи значення параметра \bar{R}_k , можна знайти значення вихідних швидкостей витікання металу, отже, і об'єм металу, який потече в ту чи іншу сторону, тобто прогнозувати формозміну деталі на стадіях процесу. Прогнозування поетапної формозміни заготовки дозволяє оцінити можливість отримання розмірів готової продукції відповідно до вимог та скоригувати процес протікання комбінованого деформування у випадку відхилень від необхідних розмірів (рис. 5.43, 5.44). Горизонтальна вихідна швидкість визначається за формулою:

$$V = V_0 \cdot \frac{1 - n^2}{2 \cdot h}, \text{ а вертикальна – за формулою } W = V_0 \cdot \frac{n^2}{t^2}$$

Підставляючи в ці формули оптимізований параметр n , отримуємо швидкості видавлювання металу в радіальному та прямому напрямках.

З графіків залежності вихідних швидкостей від відносної товщини фланця (див. рис. 5.44), видно, що чим більше висота фланця, тим менше вихідна горизонтальна швидкість V . Проаналізувавши графіки, можна припустити, що горизонтальні ділянки на графіках залежності $W = f(h)$ означають ймовірність

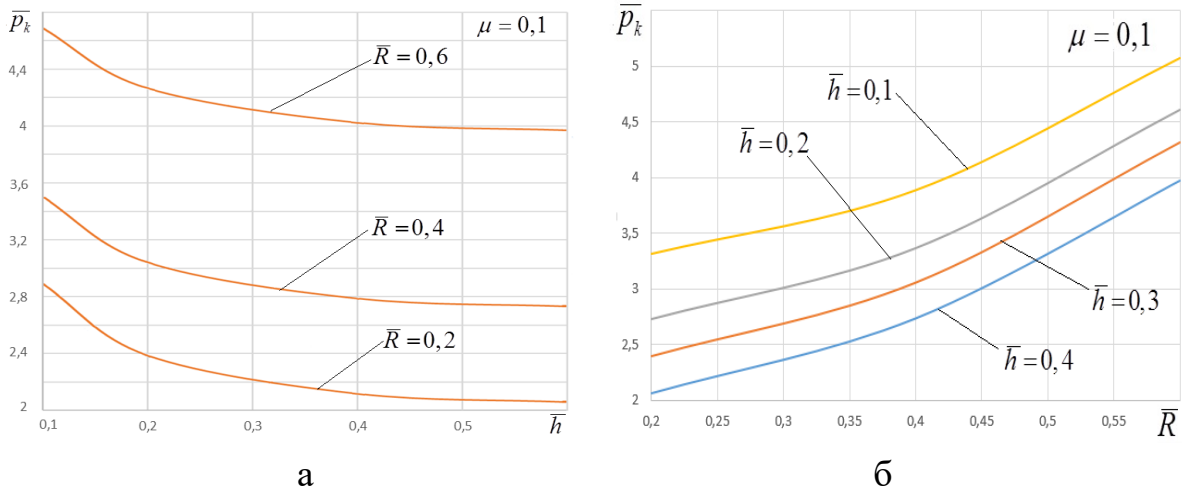


Рис. 5.42 – Залежність приведенного тиску деформування від відносних товщини фланця (а) і радіуса стрижня (б)

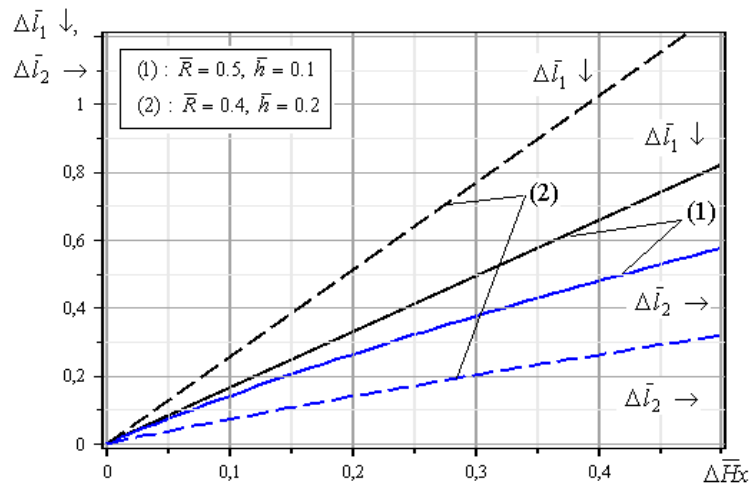


Рис. 5.43 – Зміна відносних розмірів відростку $\Delta \bar{l}_1 \downarrow$ та фланця $\Delta \bar{l}_2 \rightarrow$ деталі в залежності від геометричних параметрів процесу

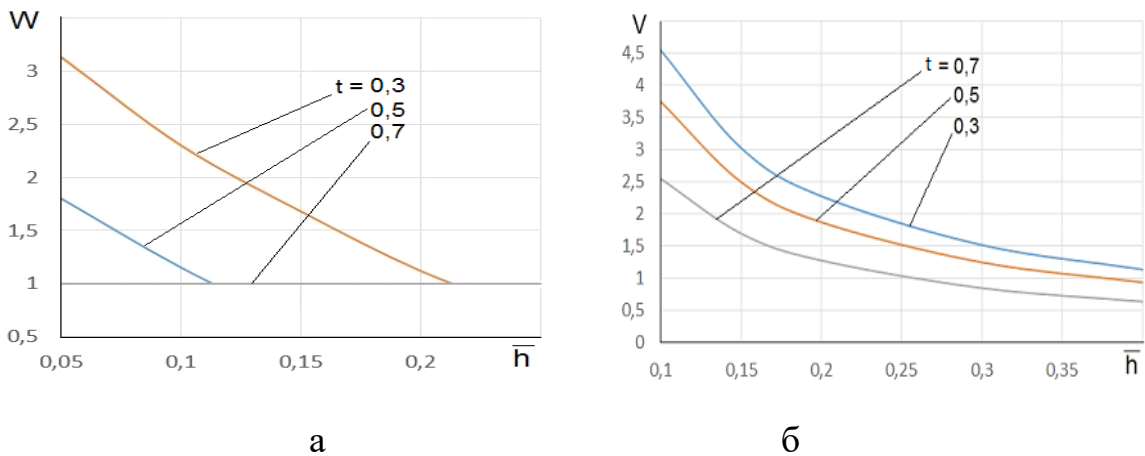


Рис. 5.44 – Залежність вихідних швидкостей від відносної товщини фланцю: вертикальна (а) і горизонтальна (б) швидкості

чистого зрізу (зсуву) при видавлюванні, коли вихідна вертикальна швидкість дорівнює швидкості руху інструменту. Таке поздовжнє зміщення спостерігали дослідники і в інших комбінованих схемах з присутністю елементів прямого витікання [187, 81]. Ці дані свідчать про те, що швидкість прямого видавлювання переважно дорівнює швидкості деформування в діапазоні відношень $t \geq 0,6$.

Тільки при дуже великій мірі прямого видавлювання при $t \leq 0,35$ починається збільшення швидкості прямого витікання і параметр $\bar{W} = W/V_0$ починає збільшуватися (див. рис. 5.44).

З балансу об'ємів, які видавлюються в двох напрямках, з урахуванням оптимального значення швидкості W_2 після нескладних перетворень, отримано:

$$\Delta l_1 \downarrow = \Delta Hx / m^2. \quad (5.35)$$

Для змінення радіусу фланця ΔR_1 отримано:

$$\Delta l_2 \rightarrow = \sqrt{\frac{R_0^2 \cdot \Delta Hx - R^2 \cdot l_1 \downarrow}{h}} + R_0^2 - R_0. \quad (5.36)$$

За цими формулами досліджено залежність зміни лінійних і радіальних розмірів деталі на стадіях процесу (див. рис. 5.43).

Течія металу при радіально-прямому видавлюванні не є складною. Основними параметрами, які впливають, є розміри вихідних отворів (R і h), а також параметри, що характеризують їх взаємне положення. Вони зумовлюють виникнення зон інтенсивного зсуву і появи великих градієнтів деформацій. Таким чином, в осередку деформації спостерігається розділення течії матеріалу, який можна описати критичним радіусом розділу течії [228].

Керуючими параметрами для зміни характеру і величин швидкостей витікання, і, відповідно приросту розмірів можуть служити як умови тертя, так і геометричні параметри. Зокрема, збільшення або зменшення опору витікання металу в тому чи іншому напрямку можна домогтися за рахунок заокруглення

перехідних кромок матриць або оформлення їх у вигляді фасок. Оцінка впливу таких особливостей при вісесиметричній постановці задачі достатньо трудомістка через значне ускладнення в перехідних зонах кінематично можливих полів швидкостей, що мають суцільну форму.

Граничні умови для осесиметричної задачі радіально-прямого видавлювання були задані в наступному вигляді: крива зміцнення сплаву АД31 – $\sigma_s = 191.55 \cdot e^{0.202} \text{МПа}$; сплаву АД1 – $\sigma_s = 138.42 \cdot e^{0.2182} \text{МПа}$; щільність матеріалів 2800 кг/м^3 .

За результатами розрахунків МСЕ отриманий масив даних у вигляді картин поетапного розподілу полів деформацій і напружень (рис. 5.45) [432–434]. Встановлено, що зона інтенсивних деформації зосереджена на перехідних кромках формоутворюючого інструменту; максимальні значення логарифмічної деформації знаходяться в межах 0,82 – 0,85.

Розподіл опору деформації по ходу деформування показує, що максимальні значення напружень зосереджуються безпосередньо в осередку деформації, а саме по лінії, яка проходить від кромки верхньої напівматриці до кромки нижньої напівматриці. Саме тому ця область вимагала досліджень деформовності, які наведені в п. 4.4.1 (див. рис. 4.23-4.26). Крім того, центральна частина стрижня залишається непропрацьованною, що є значним недоліком при експлуатації готових деталей.

Дослідження характеру впливу умов тертя на вихідних поверхнях показало, що тертя може вплинути на інтенсивність витікання металу в тому чи іншому напрямку. Реальні значення коефіцієнтів тертя ($\mu = 0,04 \div 0,08$) були отримані при проведенні експериментів (див. розділ 7.6) [202]. Підстановка даних коефіцієнтів тертя в математичні моделі дозволила прогнозувати течію деформованого металу одночасно за кількома напрямками і уточнити розрахункові оцінки параметрів формозміни [190, 191].

При цьому вдається максимально наблизити теоретичну модель течії металу до течії при проведенні експериментів, які реально спостерігаються.

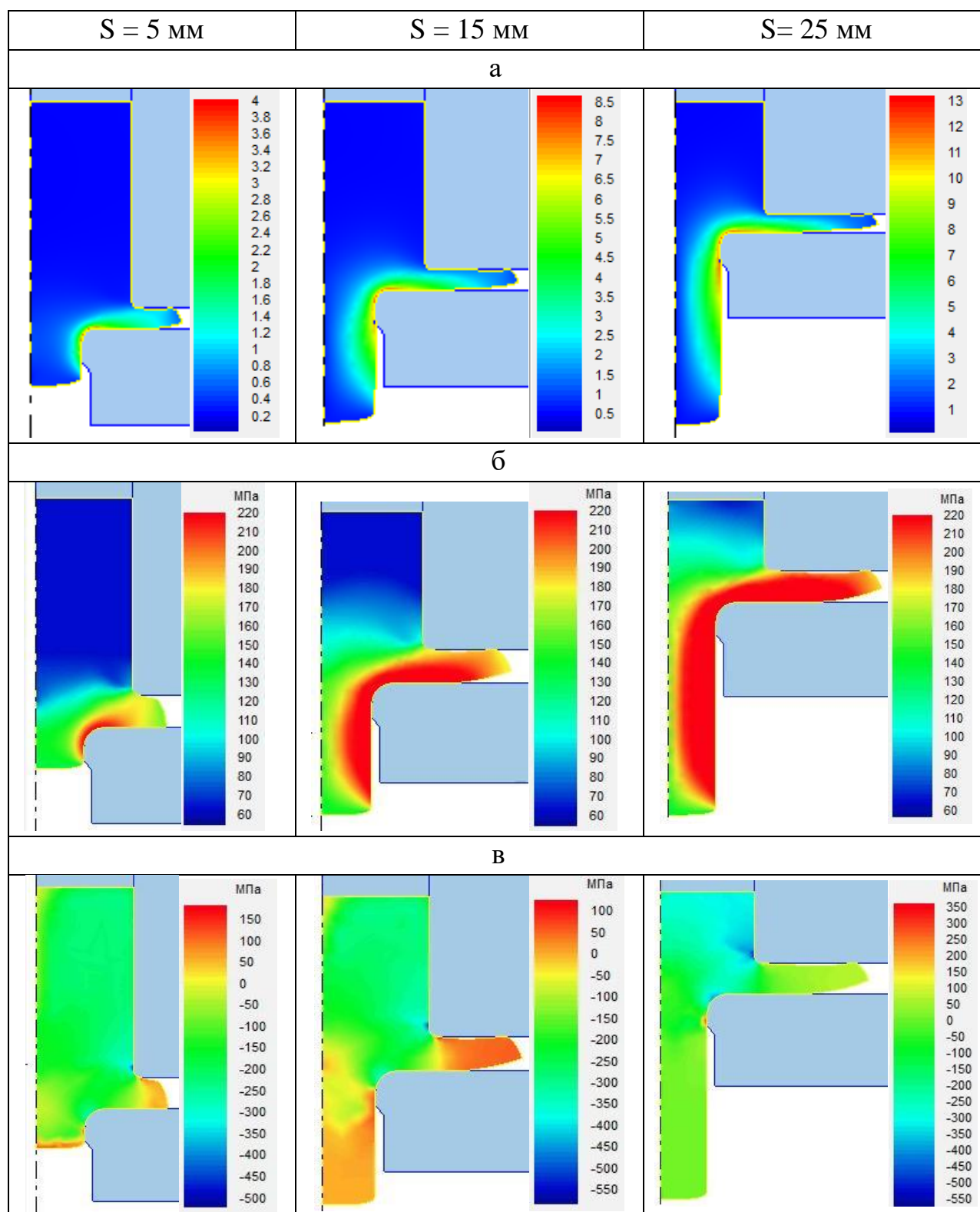


Рис. 5.45 – Розподіл значень ступеня деформації (а), опору деформації (б) і середнього гідростатичного напруження (в) на етапах деформування (сплав АД31) [434]

5.7 Моделювання силового режиму процесу комбінованого радіально-зворотно-прямого видавлювання

При моделюванні процесу комбінованого радіально-зворотно-прямого видавлювання також розглянуто окремо автономні (роз'єднанні) осередки деформування: верхній – блок зворотного видавлювання і нижній – блок комбінованого радіально-прямого видавлювання з приєднаним осередком деформування (рис. 5.46). Ускладнення задачі аналізу енергетичним методом складається в використанні модулів з непаралельною течією для опису течії металу на перехідних кромках інструменту.

Верхній осередок деформації є блок зворотного видавлювання стакану пуансоном з конічним торцем. Для верхнього блоку рішення може бути отримано, використовуючи попередні результати розрахунків за допомогою трапецеїдальних блоків (див. табл. 3.2). З огляду на те, що оптимізація геометрії пуансонів для зворотного видавлювання є досить відпрацьованою задачею [2, 3, 164] скористаємося спрощеною формулою Чудакова П.Д [437] для приведенного тиску видавлювання пуансоном з фаскою $\gamma = 15^\circ$ з радіусом плоского торця $0,5 \cdot R_p$, яка в позначеннях даної схеми набуває вигляду:

$$\bar{p}_1 = \frac{1}{\sqrt{3}} \left[\frac{\mu \cdot R_p}{12 \cdot H_0} + \frac{H_0}{R_p} + \frac{R_0 - R_p}{a} + 3 \cdot \mu + 0,226 + \frac{b}{R_p^2} \cdot \left(b \cdot \ln \frac{a}{H_0} - 0,5 \cdot R_p \right) \cdot (8 \cdot \mu - 1,57) + \right. \\ \left. + \frac{2}{R_0^2 - R_p^2} \cdot \left[R_0^2 \cdot \ln \frac{R_0}{R_p} + 2 \cdot \mu \cdot t \cdot (R_0 + R_p) + 2 \cdot a \cdot \left(\mu \cdot R_0 + \frac{1}{3} \cdot \frac{R_0^3 - R_p^3}{R_0^2 - R_p^2} \right) \right] \right], \quad (5.37)$$

де $a = H_0 + 0,134 \cdot R_p$; $b = 3,73 \cdot H_0 - 0,5 \cdot R_p$.

Для нижнього осередку деформації можна використовувати результати аналізу \bar{p}_2 і \bar{p}_3 блоку радіально-прямого видавлювання (див. п. 5.6) з прямокутними модулями с додаванням приведених тисків деформування в двох нових кінематичних модулях, які представлені нижче і призначені для описання течії через перехідні кромки матриць.

Отже, розрахункова схема із модулями з непаралельною течією включає

два нові блоки 8 і 11 (див. рис. 5.46).

Потужність сил і приведений тиск деформування для модуля 8 було розраховано за формулами [422]:

$$N_{\partial 8} = \int_{-l_k}^0 \int_0^{T(z)} \int_0^{2\pi} \left(\frac{2 \cdot \nu_{2-8} \cdot (R_f)^2 \cdot k}{T^3(z)} \right) \cdot 1,08 \cdot \sigma_s \cdot r \cdot d\theta dz dr =$$

$$= 1,08 \cdot \sigma_s \cdot \nu_{2-8} \cdot \pi \cdot R_f^2 \cdot \frac{2 \cdot l_k \cdot \operatorname{tg}(\beta)}{T(z)}.$$

Приведений тиск деформування:

$$\Delta \bar{p}_8 = 1,08 \cdot \frac{2 \cdot l_k \cdot \operatorname{tg}(\beta)}{T(z)} + \frac{2}{3\sqrt{3}} \cdot \frac{(R_f^3 + R^3) \cdot \operatorname{tg}(\beta)}{T^3(z)} + \frac{4}{3\sqrt{3}} \cdot \mu_s \cdot \frac{(R_f^3 - R^3) \cdot \operatorname{tg}(\beta)}{T^3(z)}. \quad (5.38)$$

Потужність сил і приведений тиск деформування для модуля 11 було розраховано раніше за формулами (3.41 і 3.42):

Приведений тиск деформування для модулю 11:

$$\Delta \bar{p}_{11} = \left(\begin{array}{l} \left(N \cdot \frac{R_2^2 - R_0^2}{2} - \operatorname{tg}(\alpha) \cdot \frac{R_2^3 - R_0^3}{3} \right) \cdot \left(\frac{6 + 0,5 \operatorname{tg}^2(\alpha)}{2 \cdot N} \cdot \left(\frac{1}{R_2^2} - \frac{1}{R_0^2} \right) + \right. \\ \left. + \frac{\operatorname{tg}(\alpha) \cdot (2,5 \operatorname{tg}^2(\alpha) + 12)}{N^2} \cdot \left(\frac{1}{R_2} - \frac{1}{R_0} \right) \cdot \frac{\operatorname{tg}^2(\alpha) \cdot (20 + 6,5 \operatorname{tg}^2(\alpha))}{N^3} \right) \times \\ \left. \times \ln \left| \frac{R_0}{R_2} \right| + \frac{\operatorname{tg}^2(\alpha) \cdot (1 + \operatorname{tg}^2(\alpha))}{N} \cdot \left(\frac{1}{(N - \operatorname{tg} \alpha \cdot R_2)^2} - \frac{1}{(N - \operatorname{tg} \alpha \cdot R_0)^2} \right) + \right. \\ \left. + \frac{4 \cdot \operatorname{tg}^2(\alpha) \cdot (2 + \operatorname{tg}^2(\alpha))}{N^2} \cdot \left(\frac{1}{(N - \operatorname{tg} \alpha \cdot R_2)} - \frac{1}{(N - \operatorname{tg} \alpha \cdot R_0)} \right) + \right. \\ \left. + \frac{\operatorname{tg}^2(\alpha) \cdot (20 + 6,5 \cdot \operatorname{tg}^2(\alpha))}{N^3} \cdot \ln \left| \frac{N - \operatorname{tg}(\alpha) \cdot R_0}{N - \operatorname{tg}(\alpha) \cdot R_2} \right| \right) + \end{array} \right) + \quad (5.39)$$

$$+ \frac{\operatorname{tg}(\alpha) \cdot (h + H_1)}{\sqrt{3}} + \frac{\operatorname{tg}(\alpha) \cdot h}{\sqrt{3}} + \frac{1}{\operatorname{tg}(\alpha)} \cdot \ln \left| \frac{h + H_1}{h} \right| + \frac{4 \cdot \mu_s}{\operatorname{tg}(\alpha)} \cdot \ln \left| \frac{N - \operatorname{tg}(\alpha) \cdot R_0}{N - \operatorname{tg}(\alpha) \cdot R_2} \right|.$$

где $N = H_1 + \operatorname{tg}(\alpha) \cdot R_0$.

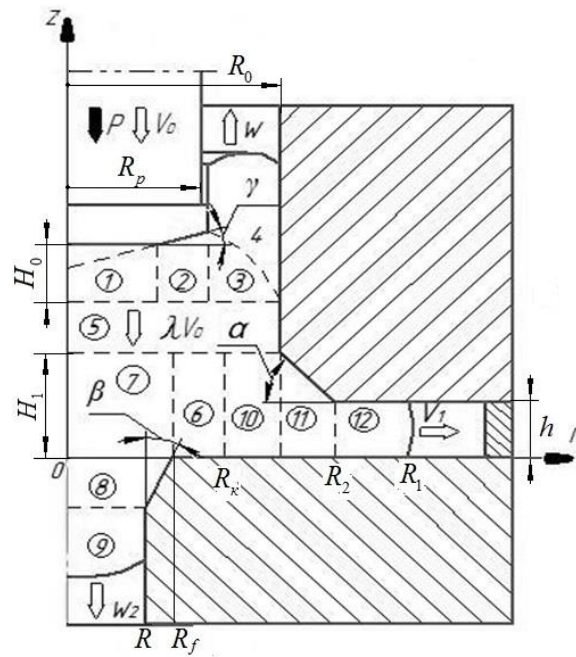


Рис. 5.46 – Схема процесу радіально-прямого видавлювання стрижневий деталі з фланцем

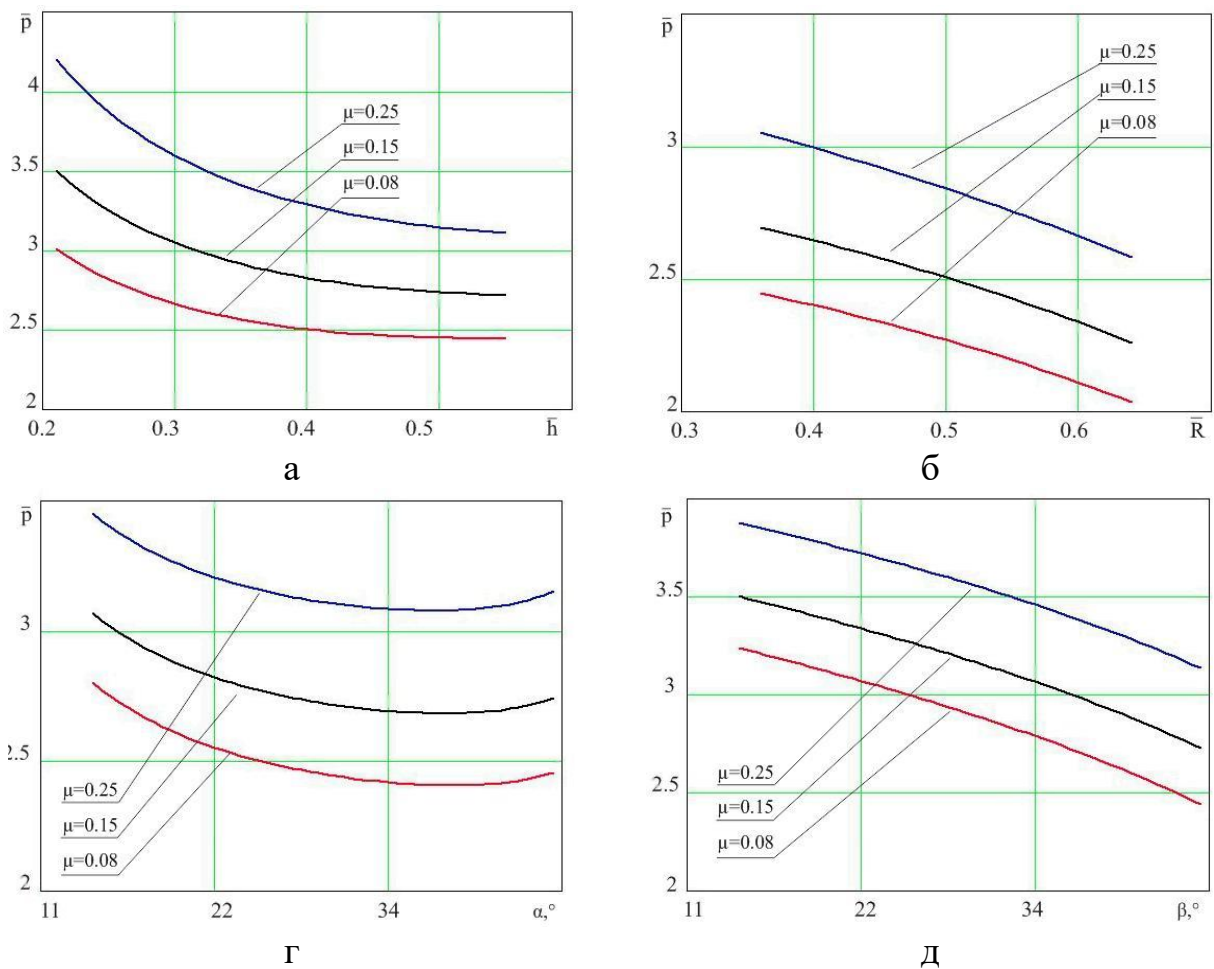


Рис. 5.47 – Графіки залежності приведенного тиску від відносних параметрів при різних умовах тертя

Загальне рівняння енергетичного балансу потужностей для нижнього блоку комбінованого радіально-прямого видавлювання має вигляд:

$$\bar{p}_{кн.} = \frac{(\bar{p}_{3-8.}) \cdot R_k^2 + (\bar{p}_{2-7.}) \cdot (R_0^2 - R_k^2)}{R_0^2} \quad (5.40)$$

Дослідження критичного радіуса розподілу течії матеріалу, в схемі із модулями з непаралельною течією, показали, що наявність фасок не суттєво впливають на \bar{R}_k . Це пояснюється тим, що врахування величини розподілу течії матеріалу використовується у відносних значеннях. Проте використання фасок на інструментах сприяють зниженню вірогідності відділення фланцю від тіла заготовки. Для подальших розрахунків і графіків (рис. 5.47) відповідно до отриманих графічних залежностей (рис. 5.48) приймаємо $\bar{R}_k \approx 0,62$.

Аналізуючи графічні залежності приведенного тиску від різних геометричних параметрів для схеми із модулями з непаралельною течією, отримані з використанням програмного продукту MathCad, при $\alpha=45^\circ$, $\beta=45^\circ$ (рис. 5.47, а–в) помітно, що вони мають схожий характер з графіками для прямокутних модулів. Приведений тиску для модулів з непаралельною течією більше, ніж для прямокутних. Це пояснюється тим, що в схемі із модулями з непаралельною течією збільшується кількість поверхонь зрізу і тертя, тому відбувається математичне збільшення значення приведенного тиску.

Більшу цікавість з точки зору дослідження викликає дослідження характеру зміни приведенного тиску від величини фаски на верхній і нижній півматрицях, що показано на рис. 5.47, г-д.

Збільшення кута на верхній півматриці в межах $\alpha = 15^\circ..45^\circ$ (див. рис. 5.47, г).показує неоднозначний характер кривих зміни приведенного тиску. Мінімальні значення приведенного тиску при різних коефіцієнтах тертя спостерігається при $\alpha \approx 30^\circ..35^\circ$. Подальше зростання приведенного тиску пояснюється ідеальним, чи близьким до ідеального, заповненням радіальної порожнини, тобто збільшенням сил тертя.

Зміна величини фаски на нижній напівматриці $\beta = 15^\circ..45^\circ$ призводить до монотонного зниження приведенного тиску. Це пов'язано зі створенням більш плавної течії матеріалу та зменшенню поверхні зрізу при прямому видавлюванні.

Використання фаски з різними кутами нахилу β дає можливість корегувати величину приростів напівфабрикату в осьовій зоні, при чому із збільшенням кута β значення величини $\Delta \bar{l}_1 \downarrow$ теж збільшується, характер залежності від величини відносного ходу пуансона теж відрізняється від лінійної (по відношенню до схеми без наявності фаски), більш стрімке зростання величини $\Delta \bar{l}_1 \downarrow$ відповідає більш пізньому часу деформування [434].

Для схеми з фасками на інструменті оптимальне значення межі розділу течії металу в нижньому осередку деформації, при якому приведений тиск процесу мінімальне, залежить від ступенів деформування у напрямках видавлювання (див. рис. 5.48). На оптимальне положення цієї межі впливають не стільки розміри фасок, скільки величині товщині фланця та діаметр відростку. Характер зростання лінійних розмірів елементів деталі, що формуються практично такий же, як і при деформуванні в матрицях без фасок (рис. 5.49). Графіки залежності приведенного тиску від геометричних параметрів для схеми з трапецеїдальними модулями мають схожий характер з графіками залежності для схем з прямокутними модулями.

Після знаходження тисків для вхідних блоків модулів за аналогією з залежностями (5.27) і (5.28) можна встановити значення тиску для процесу тристороннього видавлювання порожнистої деталі зі стрижнем і фланцем.

Враховуючи залежність $\bar{q} = \bar{p}_1 \cdot \frac{R_0^2 - R^2}{R_0^2}$, для коефіцієнта λ , що

характеризує швидкість переміщення жорсткої зони, можна записати

$$\lambda = \frac{\bar{q} \varepsilon^2}{\bar{q} + \bar{p}_{kn} + G/(1 - \varepsilon^2)}, \quad (5.41)$$

де $\varepsilon = R_p/R_0$.

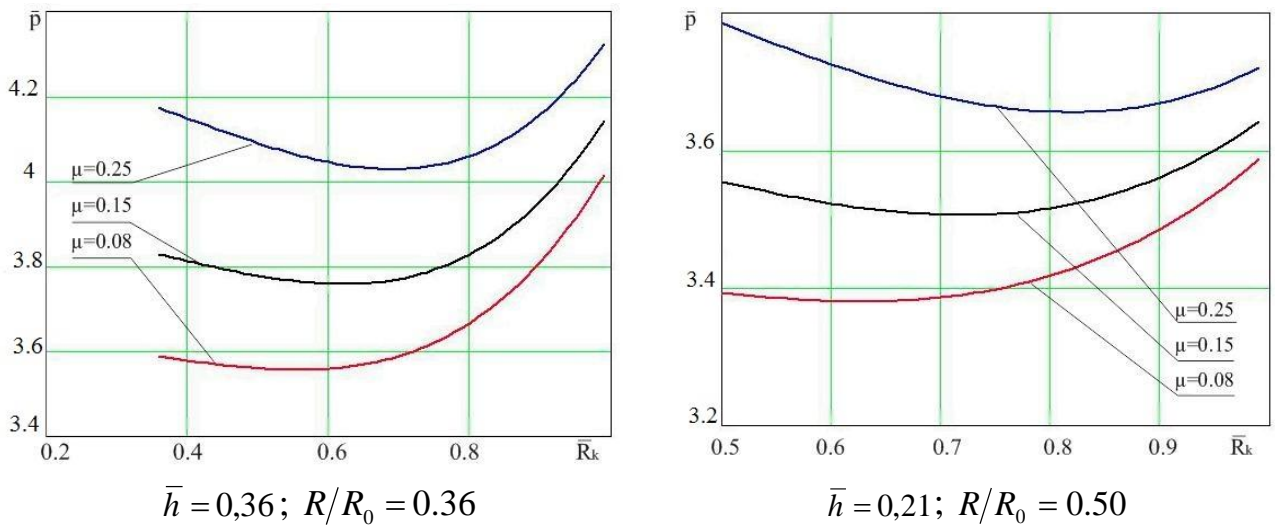


Рис. 5.48 – Визначення оптимального значення \bar{R}_k для радіально-прямого блоку: $\alpha=45^\circ$, $\beta=45^\circ$

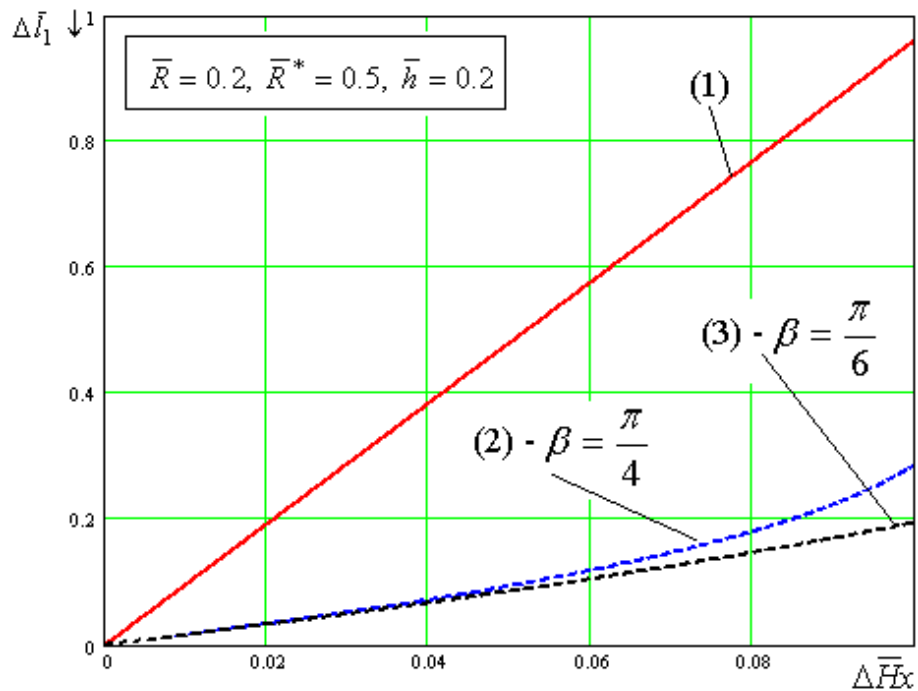


Рис. 5.49 – Приріст відносних розмірів осевого стрижня $\Delta \bar{l}_1 \downarrow$ при різних співвідношеннях геометричних параметрів процесу

Тоді для сумарного приведенного тиску комбінованого видавлювання можна записати

$$\bar{p}_\kappa = \bar{p}_1(1 - \lambda) + \bar{p}_{kn} \cdot \frac{R_0^2}{R_p^2} \lambda - G \frac{R_0^2}{R_p^2} \lambda, \quad (5.42)$$

$$\text{де } G = \mu \frac{(R_k + R_0)l_k}{R_0^2}$$

Аналізом отриманої залежності (5.42) для комбінованого тристороннього видавлювання (рис. 5.50) встановлено характер впливу параметрів процесу на приведений тиск деформування. При збільшенні товщини фланця у зв'язку зі зменшенням ступеня деформації значення приведенного тиску зменшуються. А зі збільшенням окружного ступеня деформації, діаметру фланця і збільшенням контактної поверхні тертя значення приведенного тиску зростають пропорційно зростанню відносного радіуса фланця (рис. 5.50, б). Характер зміни приведенного тиску при зростанні значень відносного радіуса відростка знижуючий (рис. 5.50, г), що пояснюється ступеню деформації при прямому видавлюванні відростка. При зміні відносного радіуса пуансона (рис. 5.48, в) значення приведенного тиску зростають. Це пояснюється зменшенням поверхні впливу пуансону на заготовку або збільшенням (одночасно зі зниженням товщини стінки стакану) ступеня деформації при зворотній течії матеріалу.

Для схем з кінематичними трапецеїдальними модулями, які враховують наявність фасок на перехідних крайках інструмента, аналіз теоретичних даних показав аналогічний характер розподілу показників приведенного тиску з відхиленням 7-10% в більшу сторону, що пов'язано зі збільшенням об'ємів осередків деформації і зон зрізів на границях модулів.

Експериментальні дослідження впливу діаметра відростка показали, що зі збільшенням діаметра відростка від 14,2 мм до 21,2 мм, сила видавлювання зменшилася в середньому на 5%. При зміні висоти фланця з 3 мм до 7 мм енергосилові параметри зменшилися на 13%. Збільшення діаметра пуансона з 21,2 мм до 36 мм (відповідно зменшення товщини стінки стакану) призвело до збільшення сили видавлювання на 17% [423, 435].

МСЕ-моделювання процесу комбінованого видавлювання проводилось в

програмному продукті Q-Form 2D. Граничні умови для осесиметричної задачі були поставлені в наступному вигляді: зміцнення алюмінієвого сплаву АД1 описано кривою зміцнення $\sigma_s = 141,9 \cdot e^{0,26} \text{МПа}$.

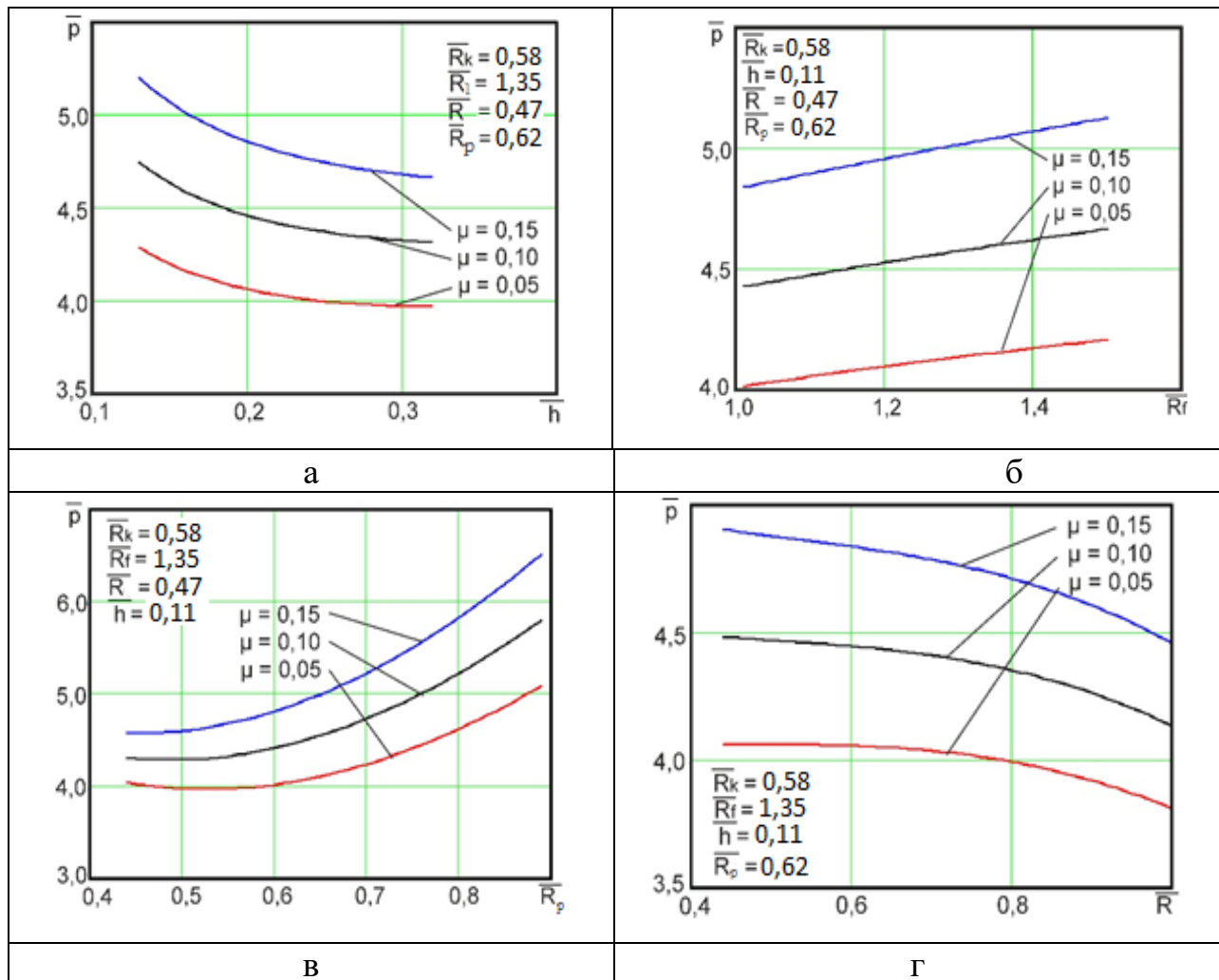


Рис. 5.50 – Графіки залежності приведенного тиску від відносних параметрів: товщини фланця (а), радіуса фланця (б), радіуса пуансона (в) і радіуса відростка (г) при різних значеннях коефіцієнта контактної тертя μ

Поетапна зміна деформованого стану при видавлюванні порожнистих деталей з фланцем і осьовим відростком в пакеті Q-Form наведені на рис. 5.51. Видно, що найбільша деформація виникає біля кромки нижньої півматриці в якій формується осевий відросток деталі.

Дані про картину розподілу деформацій підтверджують факт наявності проміжної жорсткої зони і роз'єданого у верхньої частини заготовки ОД в ході основної стадії даного процесу комбінованого деформування.

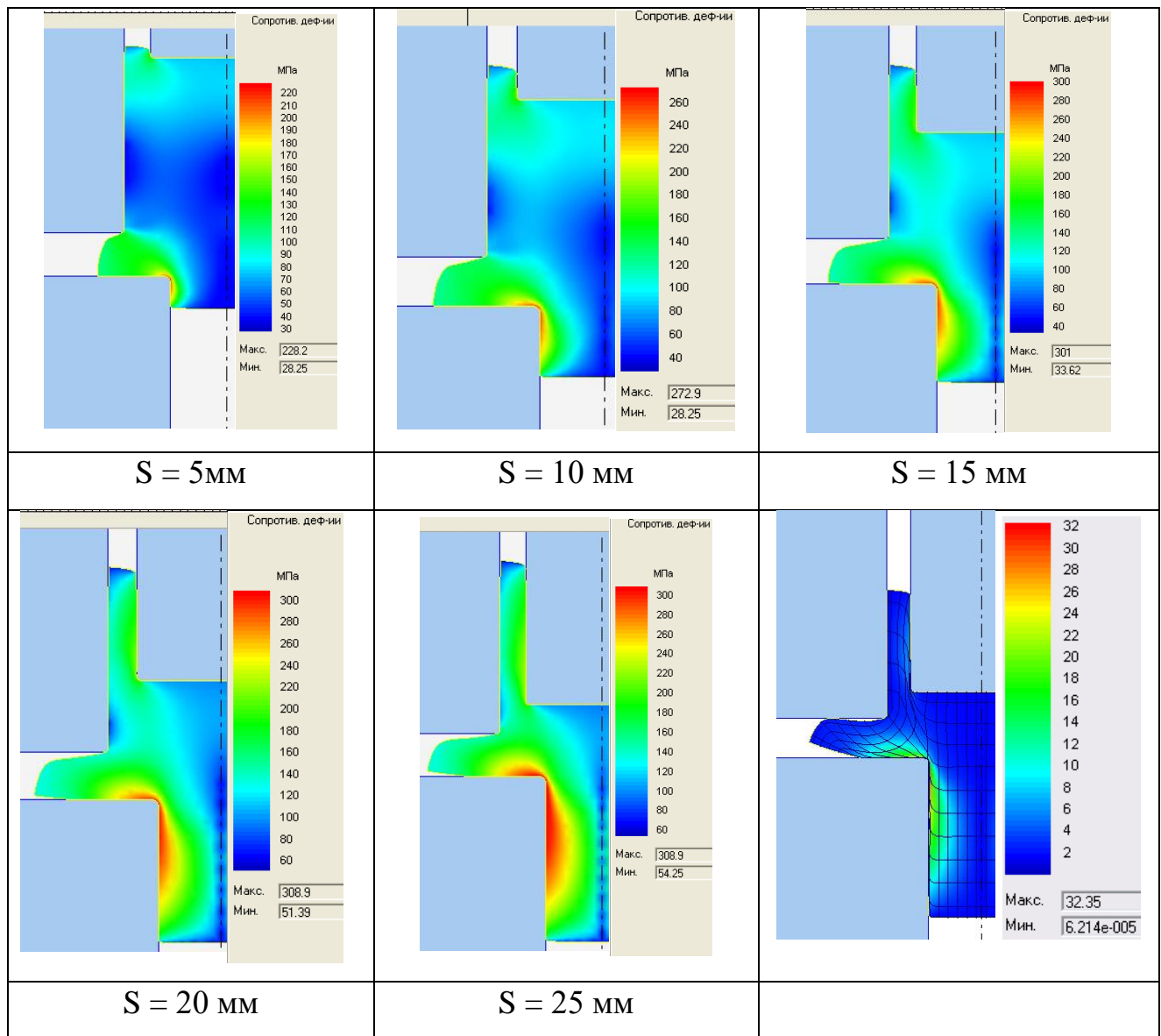


Рис. 5.51 – Поетапна зміна напружено-деформованого стану при комбінованому тристоронньому видавлюванні деталей з фланцем і осьовим відростком

Моделювання, отримане в результаті скінченно-елементного аналізу і експерименту дало якісний збіг деформованого стану (рис. 5.5). Розподіл ступеня деформації, отриманий методом ділильних сіток, на 11% вище даних, отриманих математичним моделюванням.

При порівнянні експериментальних і теоретичних результатів з розподілу логарифмічних деформацій в заготовці видно, що загальний характер розподілу деформацій по заготовці і форма осередка деформацій збігаються. При вивченні деформованих сіток і розподілу деформацій видно, що на лінії між

кромками пуансона і матриці заготовки зосереджується максимальні зсувні деформації. Також можна помітити, що існують слабо деформовані зони, які зосереджені на зовнішній поверхні стінки стакану, у внутрішніх осевих зонах відростку і в периферійній зоні фланця.

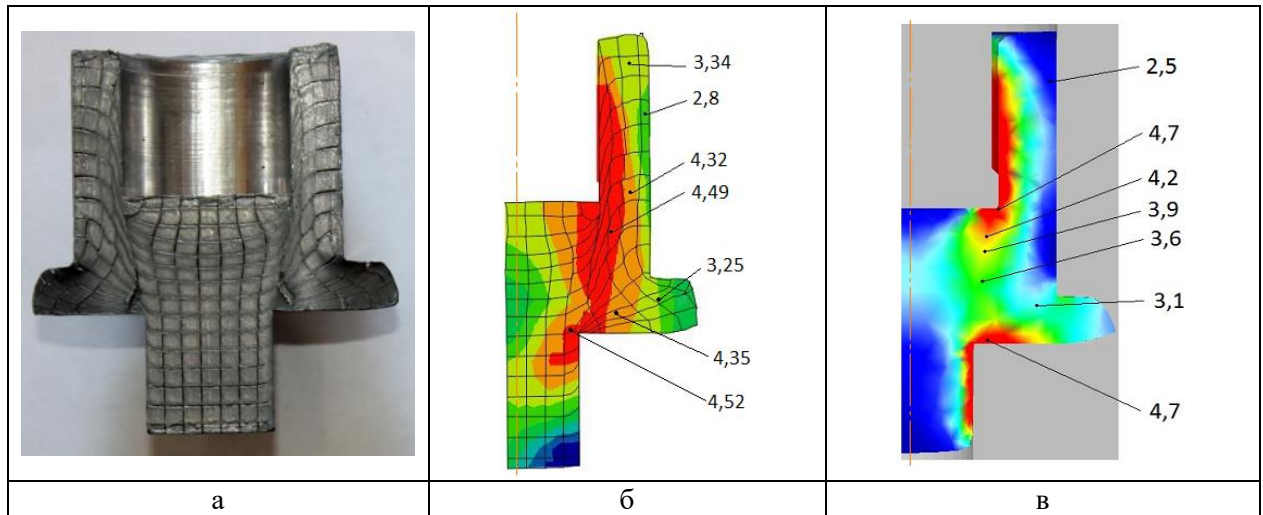
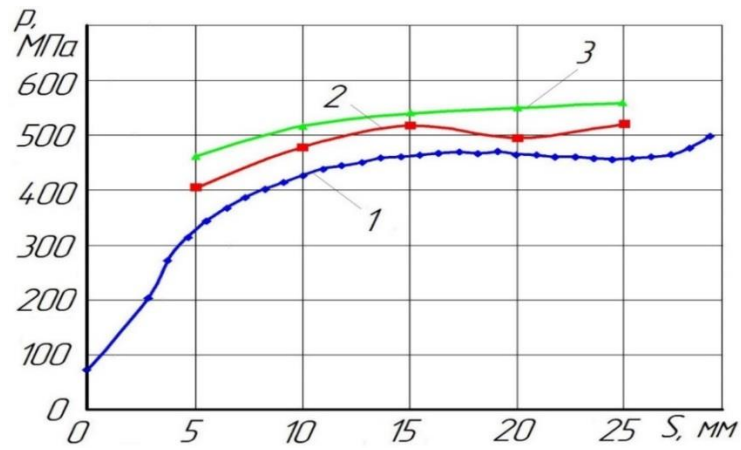


Рис. 5.52 – Поля розподілу інтенсивності деформацій методом ділільних сіток (а, б) і методом МСЕ (в) ($\bar{R}_p = 0,62$; $\bar{R} = 0,47$; $\bar{h} = 0,16$)

При порівнянні даних отриманих енергетичним методом і експериментальними дослідженнями було встановлено, що теоретичні розрахунки дають результати на 20% вище експериментальних. МСЕ показав результати на 12% нижче експериментів (рис. 5.53).

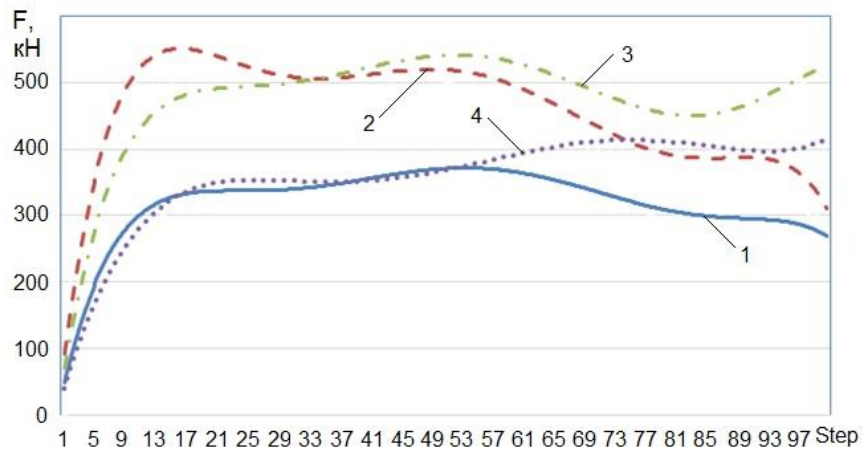
Співставлення діаграм «шлях деформування сила видавлювання» (рис. 5.54, а), отриманих моделюванням різних варіантів комбінування схем видавлювання підтвердив суттєве зниження силових параметрів при тристоронньому видавлюванні. Хоча на початковій стадії процесу графіки розвитку сил видавлювання при двосторонньому (радіальне-прямому) і тристоронньому процесах майже збігаються.

Деталі, які отримані при тристоронньому видавлюванні (рис. 5.54, б і в) відрізняються стабільністю розмірів, оскільки деформування відбувається в одній і тій же матриці, без переустанови, необхідної за сучасними технологіями для формоутворення елементів складної деталі.



1- МСЕ, 2 – експеримент, 3 - EMBO

Рис. 5.53 – Залежність сил деформування від ходу пуансона для порожнистої деталі з фланцем і відростком (сплав АД1)



1 – зворотно-пряме-радіальне, 2 – зворотно-пряме, 3 – зворотно-радіальне, 4 – радіальне-пряме

а



б



в

Рис. 5.54 – Співставлення діаграм сил деформування для різних схем комбінованого видавлювання (б) і формоутворення деталей з сплаву АД31 при радіально-прямому (б) і тристоронньому видавлюванні(в)

Висновки

1. Енергетичним методом верхньої оцінки проведено моделювання процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання порожнистих деталей типу «стакан з фланцем» із суцільної заготовки. Зіставлені різні кінематичні модулі – кінематично можливі поля швидкостей переміщення і уточнені границі використання розрахункових схем з кінематичними модулями трапецеїдальної форми різного виду для аналізу осесиметричного процесу видавлювання порожнистих деталей із відносно невисоких заготовок.

2. Для співвідношень геометричних параметрів процесу з площею поверхні порожнини фланця більше площі перетину стінки стакана розроблена розрахункова схема, яка містить модуль з криволінійною границею, що дозволило більш точно оцінити формоутворення напівфабрикату при переважній радіальній течії металу. Запропоновано варіант заміни виразу зсувної деформації на більш «зручну» в плані подальшого використання функції, що дозволило врахувати вплив зсувних деформацій.

3. Для отримання наближених верхніх оцінок потужності сил деформування в вдосконалених трапецеїдальних, трикутних і криволінійних кінематичних модулях використано наближене інтегрування на основі нерівності Коші-Буняковського. Отримано комплекс залежностей для розрахунку силового режиму деформування і поетапного збільшення розмірів деталей в залежності від технологічних параметрів процесів осесиметричного суміщеного радіально-поздовжнього видавлювання порожнистих і суцільних деталей. Рішення використано для оцінки силового режиму, характеру послідовної формозміни заготовки, а також можливості виникнення відхилень форми деталей, які штампуються. При цьому уточнення верхньограничних оцінок для силових параметрів досягає до 40%, а в прогнозуванні параметрів формозміни - до 60%.

4. Порівняння теоретичних та експериментальних значень тисків деформування і швидкостей течії між собою, а також з результатами,

отриманими методом скінченних елементів і експериментальними даними, показало доцільність отриманих залежностей для технологічних розрахунків силових параметрів і оцінки формоутворення деталей.

5. Досліджено НДС в осередку деформації при комбінованому радіально-зворотному видавлюванні деталей типу «стакан з фланцем», «стрижень з фланцем», радіально-прямому видавлюванні стрижня з фланцем і тристоронньому видавлюванні порожнистої деталі з фланцем і відростком. Визначено найбільш небезпечні зони з точки зору руйнування в зоні на зовнішній поверхні фланця і на поверхнях розілу течії металу. Встановлені технологічні можливості схем комбінованого видавлювання і області їх раціонального застосування.

6. Приведено результати моделювання процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання стрижневої деталі з фланцем і відростком методом скінченних елементів, виконане за допомогою програмного продукту Q-Form 2D і дана оцінка закономірностям формозміни і розвитку напружено-деформованого стану заготовки в процесі комбінованого видавлювання стрижневих деталей. Встановлено, що при комбінованому видавлюванні з витіканням металу в радіальному і зворотному напрямках, осередки інтенсивної пластичної деформації зосереджені в зонах вихідних отворів, на перехідних кромках деформуючого інструменту.

7. Представлені графічні залежності формозміни заготовки, які дозволяють прогнозувати отримання напівфабрикатів з необхідними геометричними параметрами. Дано зіставлення розрахункових значень параметрів формозміни і силового режиму, отриманих методом скінченних елементів з енергетичним методом верхньої оцінки і експериментальними даними.

Результати досліджень відображені в опублікованих роботах [309, 353, 399-401, 419 - 434].

РОЗДІЛ 6

ДОСЛІДЖЕННЯ І РОЗРОБКА ПРОЦЕСІВ ПОСЛІДОВНОГО КОМБІНОВАНОГО ВИДАВЛЮВАННЯ

6.1. Аналіз процесу послідовного радіально-прямого видавлювання з роздачею

Перспективним методом отримання осесиметричних деталей типу гільз і втулок є комбіноване радіально-поздовжнє видавлювання, що характеризується витіканням металу заготовки в поперечному напрямку, заповненням радіальної порожнини роз'ємної матриці з подальшим розворотом течії в поздовжньому (в прямому або зворотному) напрямку [39, 41, 146].

Послідовне комбінування простих схем радіального і поздовжнього (зворотного і прямого) видавлювання може бути здійснено як з роздачею металу, тобто із витіканням назовні, так і з обтисненням – радіальною течією металу до центру порожнистої заготовки (рис. 6.1) [353].

Для аналізу силового режиму процесів видавлювання часто використовується енергетичний метод верхньої оцінки (балансу потужностей) [2, 29, 371, 399]. При цьому необхідно розглянути можливості кінематичних модулів, наведених в розділі 3, які б точніше описували реальну картину течії при видавлюванні за рахунок вибору полів швидкостей більш складних конфігурацій.

Узагальнена розрахункова схема процесу послідовного радіально-прямого видавлювання з роздачею (РПВР) з формою кінематичних модулів в центральній області, наближених до експериментально спостережуваного поля деформацій (аналіз картини течії виконаний за установочними експериментами), наведена на рис. 6.2. Для зручності аналізу в розрахунковій схемі виділені також автономні блоки модулів, які можуть включати декілька модулів.

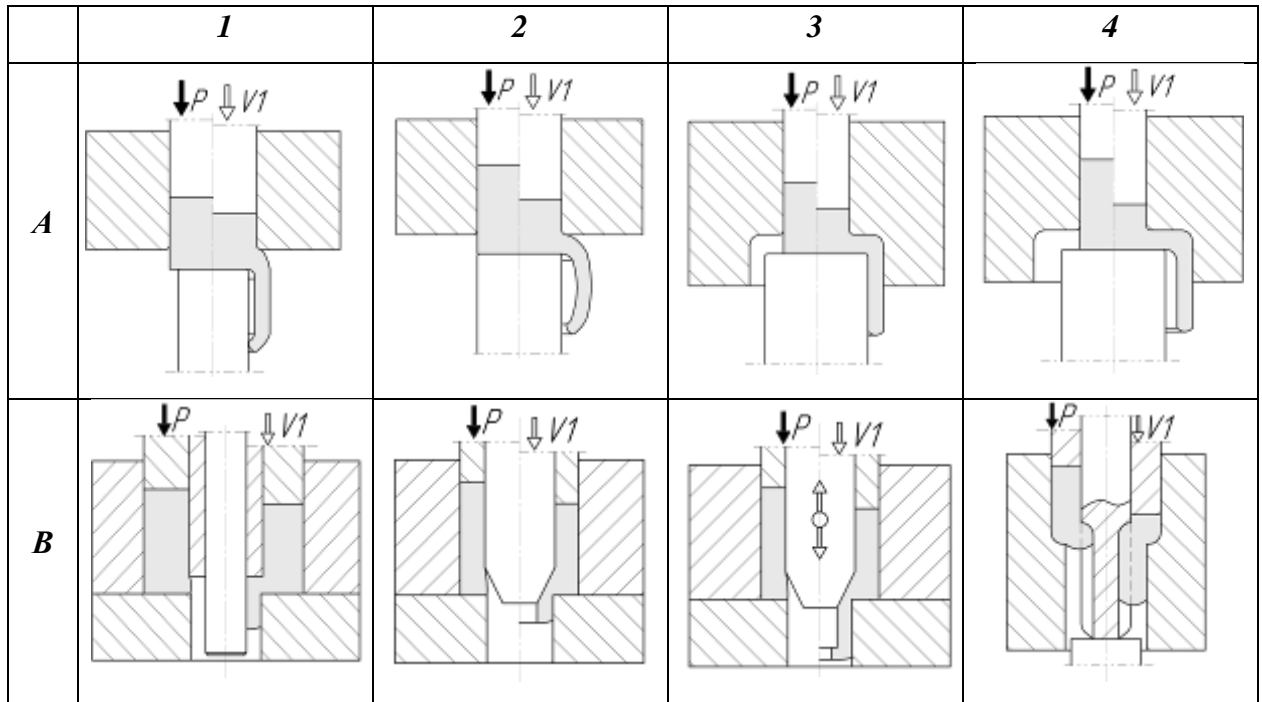


Рис. 6.1 – Способи послідовного радіально-прямого видавлювання с роздачою (A) и с обтисненням (B) порожнистих деталей

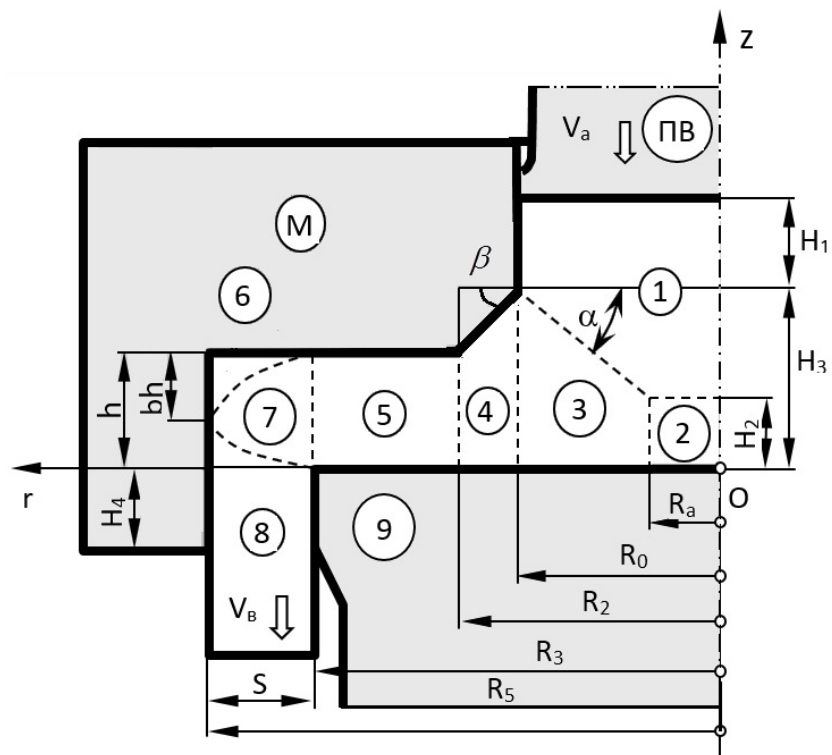


Рис. 6.2 – Розрахункова схема процесу радіально-прямого видавлювання

Блоки представляють собою автономні області в межах заготовки, який пластично деформується, що відрізняються геометрією інструменту і характерною течією металу [402].

Розрахункова схема РПВР включає інструменти, умовно позначені літерами («М» - матриця, «ПВ» - пуансон верхній, пуансон нижній 9). Пластична зона заготовки розбита на кінематичні модулі, відповідно, трапецієподібної і прямокутної, трапецієподібної, а також трикутної форми.

Для вирішення задач видавлювання енергетичним методом верхньої оцінки складалася рівність потужностей зовнішніх N_a і внутрішніх N_b сил на кінематично можливих швидкостях переміщень, розраховувалися потужності сил пластичної деформації, потужності сил тертя, які розвиваються на поверхні контакту з інструментом і потужності сил зрізу між сусідніми модулями (див. п. 2.2) [402]. Після цього визначалося значення приведенного тиску $\bar{p} = \frac{P}{\sigma_s}$, що включає приведені тиски пластичної деформації \bar{p}_{di} , тертя \bar{p}_t і зрізу \bar{p}_c .

У формулах, таблицях і на графіках геометричні розміри висот H , радіусів R , товщини стінки стакану S віднесені до радіусу заготовки R_0 , і позначені, відповідно, $\bar{H}, \bar{R}, \bar{S}$ з відповідними індексами. Тоді безрозмірний радіус заготовки $\bar{R}_0 = 1$. У рівняннях границь блоків $T_p = f(r)$ або $T_p = f(z)$ геометричні параметри віднесені або до радіусу R_0 , або до R_0^2 і позначені - $t_p = f(r)$ або $t_p = f(z)$. Вирази швидкостей і компонент швидкості V віднесені до швидкості активного пуансона V_a .

При розрахунку потужності і частки приведенного тиску від тертя необхідно враховувати величину коефіцієнта контактного тертя на поверхнях контакту деформуючого матеріалу з інструментами: матрицею - μ_1 , нижнім пуансоном - μ_2 , оправкой - μ_3 (при її наявності), верхнім пуансоном - μ_4 .

Таблиця 6.1 – Варіанти КМПШ для кінематичних модулів

Зона	Варіант модулю табл.3.2 табл. 3.1	V_z	V_r
2	A1 (т. 3.1)	$V_z = -\frac{V_a}{H_2} \cdot z$	$V_r = \frac{V_a}{2 \cdot H_2} \cdot r$
3	3	$V_z = \frac{-V_a + tg(\alpha) \cdot v_{r2}}{z_1(r)} \cdot z,$ $z_1(r) = k_1 \cdot (r - R_a) + H_2, k_1 = tg(\alpha) = \frac{H_3 - H_2}{R_0 - R_a}.$	$V_r = \frac{V_a}{2 \cdot z_1(r)} \cdot r.$
3	18	$V_z = -a \cdot V_0$	$V_r = \frac{R_0^2}{2 \cdot h} \cdot \frac{V_0}{r}$
4	6	$V_z = \frac{V_3 R_0 H_3}{r \cdot z_2^2(r)} \cdot k_2 \cdot z,$ $z_2(r) = k_2 \cdot (r - R_0) + H_3, k_2 = -tg(\beta) = \frac{H_3 - h}{R_0 - R_2}.$	$V_r = \frac{V_3 R_0 H_3}{r \cdot z_2(r)},$ $V_3 = \frac{V_a R_0}{2 H_3}.$
5	D7 (т. 3.1)	$V_z = 0$	$V_r = \frac{V_3 R_0 H_3}{r \cdot h}$
7	B4 (т. 3.1)	$v_z = \frac{W_1}{h} z$	$v_r = -\frac{W_1}{2h} r + \frac{W_1 R_2^2}{2hr}$
7	5	$V_z = \frac{W}{z(r)} \cdot \left(1 - \frac{R_4^2 - r^2}{2 \cdot r \cdot z(r)} \cdot tg\alpha \right) \cdot z - W;$	$V_r = \frac{W}{2 \cdot r \cdot z(r)} \cdot (R_4^2 - r^2)$
7	19	$V_z = -b \cdot V_0$	$V_r = -\frac{R_0^2 - R^2}{2 \cdot h_1} \cdot \frac{V_0}{r}$
7	21	$v_z = W \cdot \left(1 - \frac{1}{2tg\theta} \frac{z - z_k}{r} \right);$	$v_r = \frac{W}{2 \cdot tg\theta} \left(1 + \frac{R_1}{r} \right).$

У разі видавлювання суцільної заготовки (див. рис. 6.1) КМПШ для модулів 2 і 5, які представляють собою в загальному випадку кільцеподібні зони, меридіональні перерізи яких до і після деформації залишаються прямокутними, відносяться до найпростіших полів паралельної течії (див. табл. 3.1). Дані КМПШ для координатних кінематичних модулів, однак, не дозволяють розглянути течію матеріалу в кінематичних елементах [146]. КМПШ для осесиметричних деталей більш складної форми, наприклад, з заокругленою або конічною перехідною границею осередку розроблені в розділі 3.

Рівняння, що входять до виразу для КМПШ, представлені в табл. 6.1, відповідають кінематичним граничним умовам, умові безперервності нормальної компоненти швидкості на границях модулів, а також умові нестисненості матеріалу. Рішення для обраних на схемі (див. рис. 3.2) модулів наведені в п.3.2 [402].

Загальний приведений тиск на активному пуансоні для процесу радіально-прямого видавлювання розраховується за формулою

$$\bar{p} = \bar{p}_1 + \bar{p}_2 + \bar{p}_3 + \bar{p}_c, \quad (6.1)$$

де \bar{p}_1, \bar{p}_2 і \bar{p}_3 – приведені тиски, відповідно, в першій (зона 1, модулі 2 і 3), другій (модулі 4 і 5) і третій (модулі «7» і зона 8) областях (див. рис. 6.2); \bar{p}_c – приведений тиск сил зрізу між модулями 3 і 4, 5 і 7 [402]:

$$\bar{p}_c = \frac{\bar{H}_3}{\sqrt{3}} \cdot \left| 1 - (\bar{k}_1 - \bar{k}_2) \cdot \frac{1}{2\bar{H}_3} \right| + \frac{2 \cdot \bar{R}_3 \cdot \bar{h} \cdot b}{\sqrt{3} \cdot (\bar{R}_5^2 - \bar{R}_3^2)};$$

$$\text{де } \bar{k}_1 = \frac{\bar{H}_3 - \bar{H}_2}{1 - \bar{R}_a}, \quad \bar{k}_2 = \frac{\bar{h} - \bar{H}_3}{\bar{R}_2 - 1}.$$

$$\bar{p}_2 = \left[\begin{aligned} & \bar{p}_{d4} + \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \ln \frac{\bar{R}_5}{\bar{R}_3} + \frac{2 \cdot (\mu_1 + \mu_2) \cdot (\bar{R}_5 - \bar{R}_3)}{\sqrt{3} \cdot \bar{h}} + \frac{|\bar{k}_2|}{2 \cdot \sqrt{3}} + \\ & + \frac{2}{\sqrt{3} \cdot \bar{k}_2} \cdot \ln \frac{\bar{H}_2}{\bar{H}_3} \cdot (\mu_2 + (1 + \bar{k}_2^2) \cdot \mu_1) \end{aligned} \right]; \quad (6.2)$$

$$\text{де } \bar{p}_{d4} \leq \sqrt{2 \cdot \left(\bar{k}_2 \cdot \frac{\bar{R}_2^3 - 1}{3} + (\bar{H}_3 - \bar{k}_2) \cdot \frac{\bar{R}_2^2 - 1}{2} \right) \cdot \iiint_{V_4} \dot{\varepsilon}_{i4}^2 dV_4}.$$

$$\bar{p}_1 = \bar{R}_a^2 + \frac{\bar{R}_a^3}{3\sqrt{3} \cdot \bar{H}_2} + \frac{(1 + k_1^2) + 2\mu_2}{\sqrt{3} \cdot k_1 \cdot R_0^2} \cdot \left[\begin{aligned} & \frac{R_0^2 - R_a^2}{2} + \left(R_a - \frac{H_2}{k_1} \right) \cdot (R_0 - R_a) + \\ & \left(R_a - \frac{H_2}{k_1} \right)^2 \cdot \ln \left| \frac{k_1 \cdot (R_0 - R_a) + H_2}{H_2} \right| \end{aligned} \right] + \bar{p}_{d3}; \quad (6.3)$$

$$\text{де } \bar{p}_{d3} \leq \sqrt{2 \cdot \left(\bar{k}_1 \cdot \frac{1 - \bar{R}_a^3}{3} + (\bar{H}_2 - \bar{k}_1 \cdot \bar{R}_a) \cdot \frac{1 - \bar{R}_a^2}{2} \right) \cdot \iiint_{V_3} \dot{\varepsilon}_{i3}^2 dV_3}.$$

Розрахунки величин \bar{p}_{d3} та \bar{p}_{d4} отримані на основі застосування наближеної оцінки у вигляді (3.21) та (3.35).

$$\bar{p}_3 = \left[\begin{aligned} & \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \left[\left(\frac{\bar{R}_3^2}{\bar{R}_5^2 - \bar{R}_3^2} + 1 \right) \cdot \ln \frac{\bar{R}_5}{\bar{R}_3} - \frac{1}{2} \right] + \frac{4\mu_s}{\sqrt{3}} \cdot \frac{(\bar{R}_3 + \bar{R}_5) \cdot \bar{H}_4}{\bar{R}_5^2 - \bar{R}_3^2} + \\ & + \frac{1}{\sqrt{3} \cdot \bar{h}} \cdot \left[2 \cdot (\bar{R}_5 - \bar{R}_3) + (b^2 + (1 - b)^2) \cdot \frac{4 \cdot \bar{h}^2}{(\bar{R}_5^2 - \bar{R}_3^2)^2} \cdot \frac{\bar{R}_5^3 - \bar{R}_3^3}{3} \right] \end{aligned} \right]. \quad (6.4)$$

Теоретичний аналіз отриманої математичної моделі (6.1) дозволив встановити залежність загального приведенного тиску \bar{p} на активному пуансоні «ПВ» для процесу радіально-прямого видавлювання від відносних (до радіусу матриці R_0) геометричних параметрів $\bar{R}_1, \bar{R}_2, \bar{R}_3, \bar{R}_5, \bar{S}, \bar{h}, \bar{H}_1, \bar{H}_2, \bar{H}_4$ і умов тертя на контактних поверхнях, що враховуються коефіцієнтом тертя μ . Результати цього аналізу були отримані після складання відповідних програм в MathCAD та Maple і представлені на рис. 6.3. У розрахунках були прийняті на-

ступні параметри: $\bar{R}_5 = \bar{R}_3 + \bar{S}$; $\mu_1 = \mu_2 = \mu_3 = \mu$. У формулу (6.1) підставлялися найменші значення приведених тисків для відповідних геометричних параметрів та умов тертя після варіювання геометричних параметрів \bar{H}_a, \bar{R}_a в модулі 3 і оптимізації коефіцієнта b в модулі 7 з метою мінімізації приведенного тиску \bar{p}_i цих кінематичних одиниць.

Як видно на рис. 6.3, найбільший вплив на величину приведенного тиску \bar{p} надають геометричні параметри \bar{S} та \bar{h} (див. рис. 6.3, а, б), коефіцієнт тертя μ (див. рис. 6.3, б) та безрозмірний параметр $n = \frac{\bar{S}}{\bar{h}}$ (див. рис. 6.3, в). Однозначно, зі збільшенням коефіцієнта тертя μ відбувається збільшення приведенного тиску \bar{p} , що пов'язано зі зростанням витрат на подолання сил тертя при ковзанні деформованого металу по поверхні інструменту.

Для безрозмірного параметра $n = \frac{\bar{S}}{\bar{h}}$, що характеризує товщину стінки порожнистої деталі, і товщину дна стакану (товщину фланця) \bar{h} характерні оптимальні значення n_{opt} і \bar{h}_{opt} , відповідні найменшому значенню параметра \bar{p} в досліджуваному діапазоні параметра n і геометричного параметра \bar{h} . Ці значення знаходяться в діапазоні 0,53...0,6 для параметра n . При значеннях товщини стінки порожнини $n < 0,2$ відбувається стрімке (до 40%) збільшення величини \bar{p} , що можна пояснити збільшенням ступеня деформації.

Із збільшенням величини \bar{h} відбувається зміщення у бік зростання оптимального значення параметра \bar{S} , збільшення величини приведенного тиску \bar{p} є більш стрімкішим із зменшенням \bar{h} (з 0,6 до 0,2 тиск вище на 26%).

Зменшення значень геометричного параметра \bar{h} призводить до зростання величини \bar{p} , особливо інтенсивному при більш високих значеннях коефіцієнта тертя μ . Це також пояснюється збільшенням ступеня деформації, але вже в зоні дна порожнини.

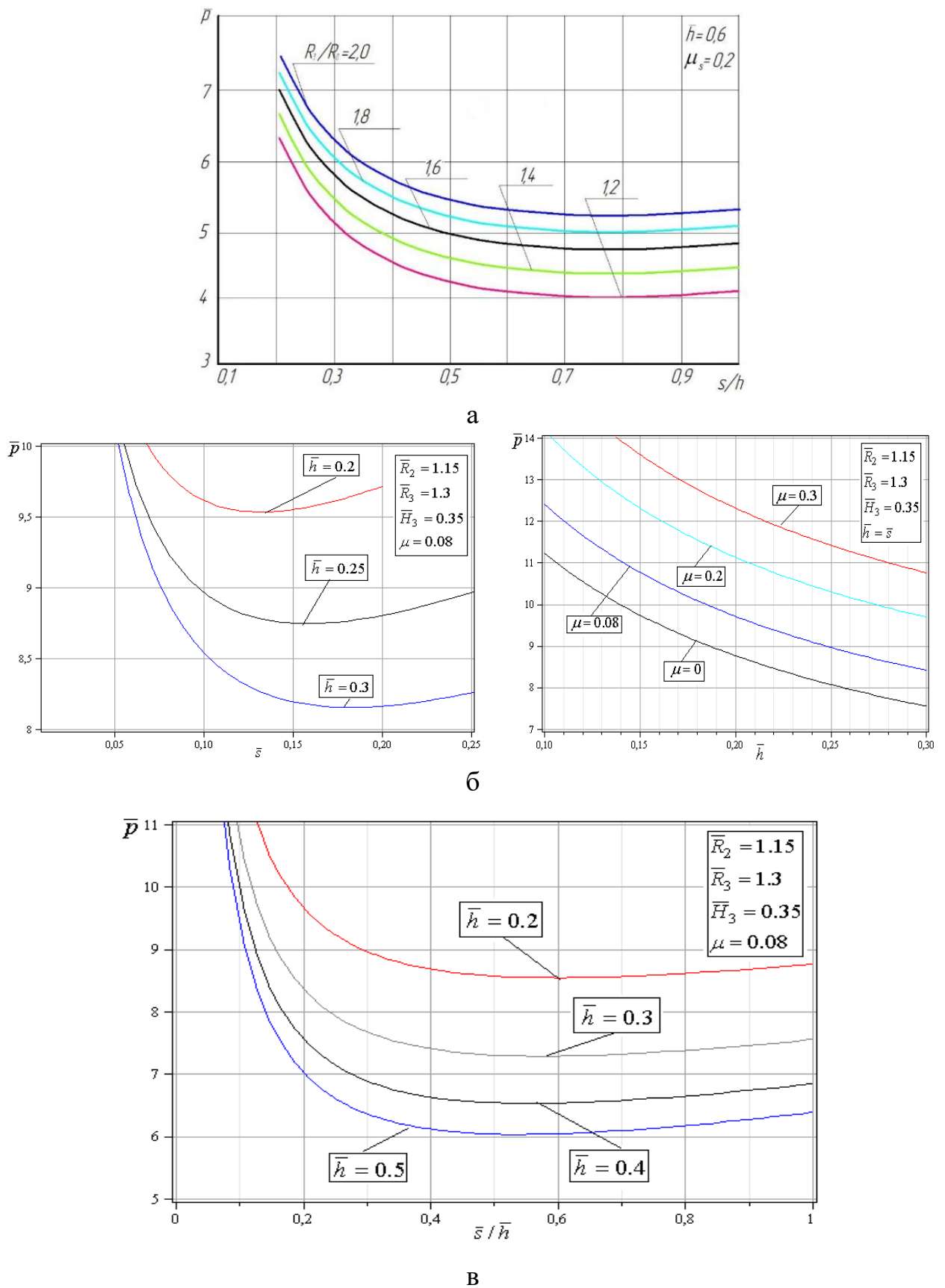


Рис. 6.3 – Графіки залежності приведенного тиску \bar{p} радіально-прямого видавлювання від геометричних параметрів и умов тертя

Із зростанням значень інших геометричних параметрів ($\bar{R}_1, \bar{R}_2, \bar{R}_3, \bar{R}_5, \bar{H}_2, \bar{H}_4$) величина приведенного тиску \bar{p} зростає, хоча і не так інтенсивно, як у випадку з раніше розглянутими параметрами \bar{h} і n (див. рис. 6.3, б, в). У той же час, як показали розрахунки, зі збільшенням значень коефіцієнта тертя μ значимість даних геометричних параметрів в збільшенні параметра \bar{p} зростає.

Розроблену математичну модель порівнювали з моделлю процесу радіально-прямого видавлювання, отриману методом верхньої оцінки (розглядалася плоска задача) і представлену в роботах [163, 185]. Співставлення результатів розрахунків за двома теоретичними моделями показало, що значення приведенного тиску, розраховані за формулою (6.1), на 18-30% менше результатів обчислень за формулою, наведеною в роботі [163]. Що підтверджує можливість мінімізації значень приведенного тиску \bar{p} за рахунок варіювання відносних геометричних параметрів \bar{H}_a, \bar{R}_a і оптимізації коефіцієнта b у формулі (6.1).

Для підтвердження адекватності математичних моделей радіально-прямого видавлювання були проведені експерименти (сумісно з Чучиним О.В. і Картамишевим Д.О.) [146, 436, 440]. Розміри заготовок, виробів, повний робочий хід пуансона наведені на рис. 6.4–6.7. Значення приведенного тиску \bar{p} розраховувалися за формулою (6.1), тиски деформування p – за формулою $p = \bar{p}\sigma_s$ (крива зміцнення $\sigma_s = f(e_i)$ матеріалу АД31 апроксимована показовою функцією, середня інтенсивність накопиченої деформації ($e_{eci} = e_i = \bar{p}$), а сили формозміни P – за формулою $P = pF_a$ (де площа $F_a = \frac{\pi 28,2^2}{4} = 624,6 \text{ мм}^2$). Значення коефіцієнта тертя $\mu = 0,04$. За допомогою скінченно-елементної програми Qform 2D / 3D також моделювали процес радіально-прямого видавлювання порожнистої деталі з матеріалу АД31. Сили радіально-прямого видавлювання порожнистої деталі з алюмінієвого сплаву АД31 складало 691 кН, що більше експериментальної сили на 3%.

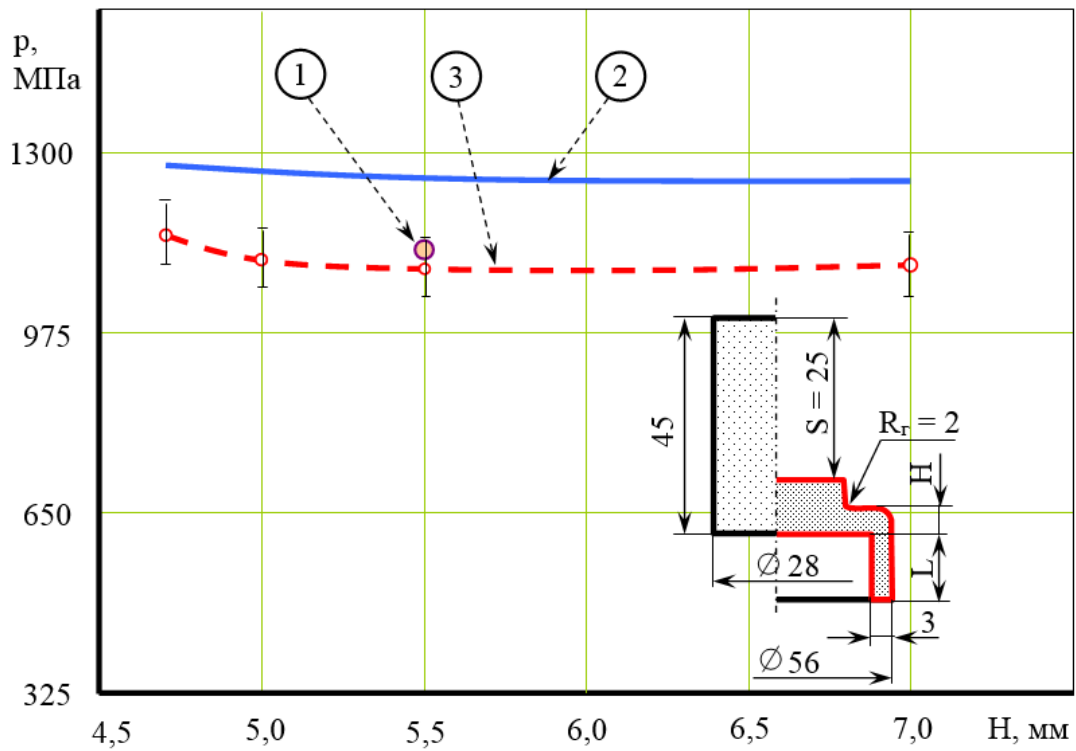


Рис. 6.4 – Співставлення розрахункових (1-МСЕ, 2-ЕМВО) і експериментальних (3) значень тисків комбінованого видавлювання (сплав АД31)

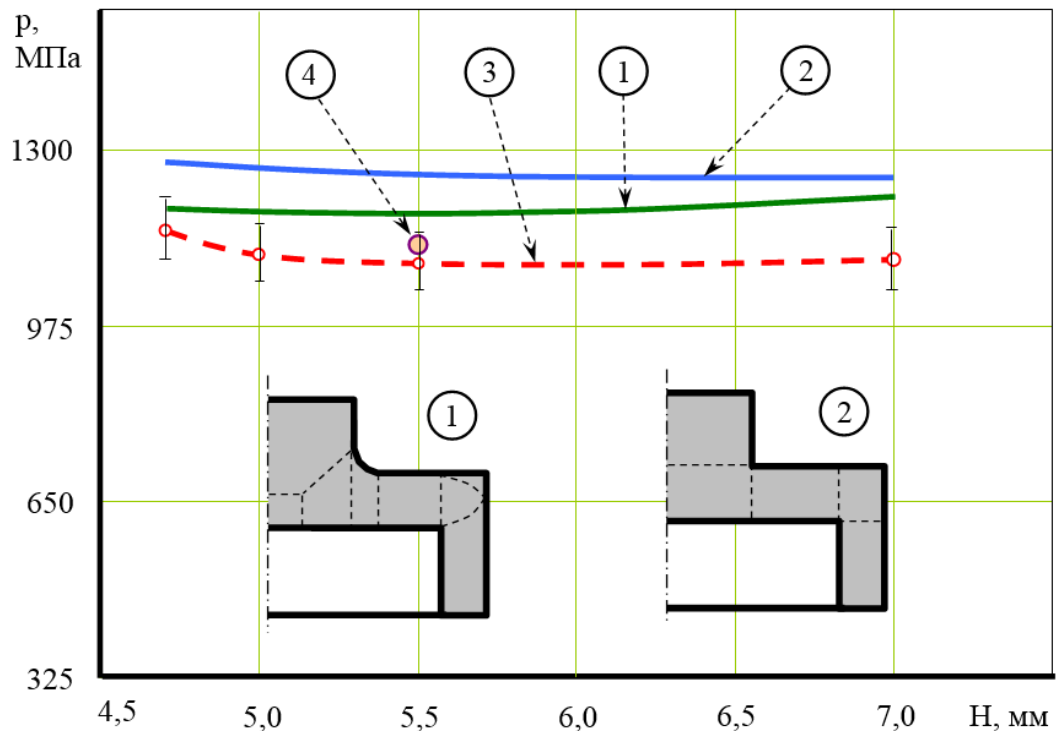
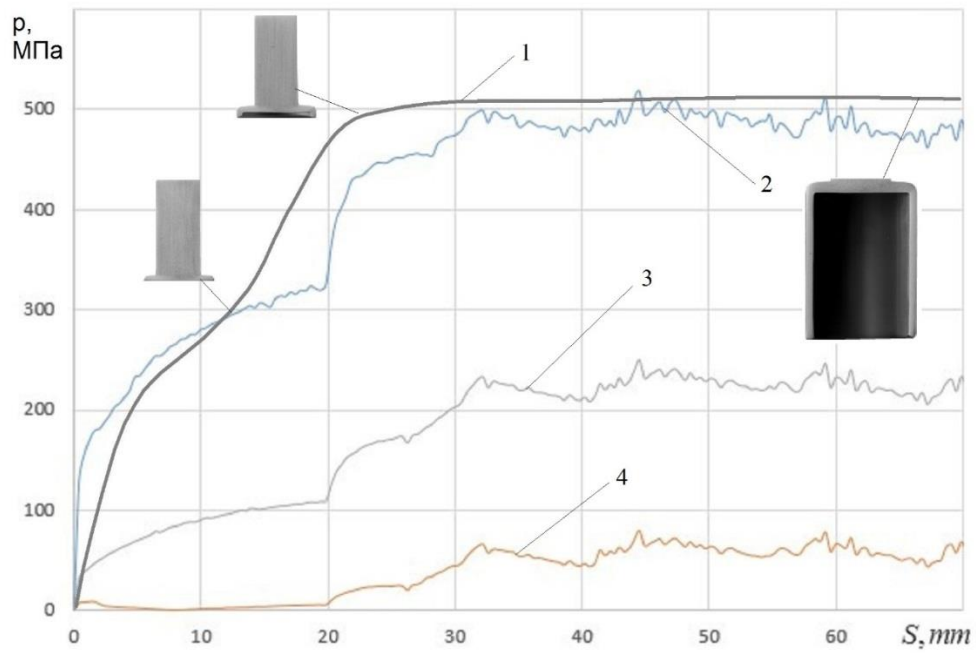


Рис. 6.5 – Співставлення розрахунків за різними моделями і експериментальних (3) значень тисків радіально-прямого видавлювання порожнистих деталей (сплав АД31)



1 – експеримент (пуансон), 2 – пуансон, 3 – контрпуансон, 4 – матриця

Рис. 6.6 – Співставлення розрахункових (МСЕ) і експериментальних значень тисків радіально-прямого видавлювання (сплав АД1)

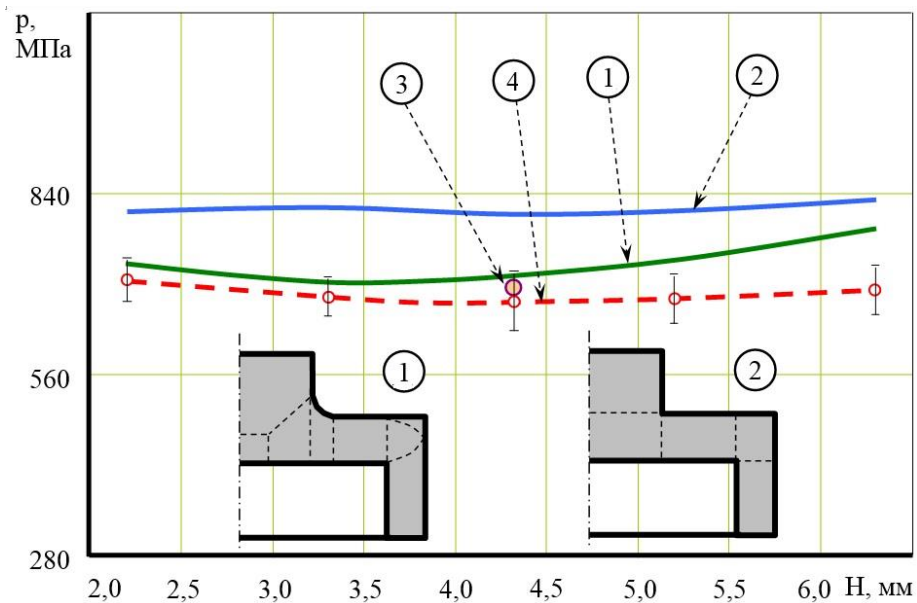


Рис. 6.7 – Співставлення розрахунків за різними моделями (1-3) і експериментальних (4) значень тисків радіально-прямого видавлювання (сплав АД1)

Характер змінення сил и тисків деформування по ходу процесу радіально-прямого видавлювання порожнистої деталі який прогнозовано за МСЕ-моделлю якісно і кількісно наближений до експериментальних даних (див. рис. 6.6). Отримані результати якісно підтверджуються і при співставленні з результатами інших дослідників (див. рис. 1.19) [254].

Як видно з рисунків 6.4–6.7, найбільше перевищення теоретичних значень (енергетичний метод) тисків деформування p над експериментальними даними склало для матеріалу АД31 16%. В цілому, співпадання теоретичних та експериментальних значень силових параметрів хороше, результати теоретичного аналізу енергетичним методом і МСЕ якісно і кількісно добре відповідають результатам експериментальних досліджень.

6.2. Комбіноване видавлювання матеріалу, який зміцнюється

Математична модель, побудована на основі спрощеної розрахункової схеми паралельної течії з використанням простих кінематичних координатних модулів, дозволила встановити вплив обраного КМПШ на характер траєкторій переміщення матеріальних частинок уздовж лінії току, величину накопичених деформацій і напруження текучості в будь-якій точці лінії току, розподіл накопичених деформацій і напружень текучості за перерізом стінки пустотілого виробу, який видавлюється, а також величину тиску деформування з урахуванням зміцнення [2, 126, 437]. Цікаво розглянути й інші розрахункові схеми процесу радіально-прямого видавлювання виробу з матеріалу, який зміцнюється, що складаються з модулів більш складних конфігурацій [402, 438].

Для теоретичного аналізу процесу радіально-прямого видавлювання пустотілого виробу з матеріалу, який зміцнюється, були обрані три розрахункові схеми, до складу яких входять модулі з криволінійними і прямокутними твірними. КМПШ координатних блоків «В1», «В2», «Д1», «К1», «К2», «Л1» (рис. 6.8) наведені в табл. 3.1. Рівняння параболічних границь (нижньої і верхньої) між кінематичними елементами встановлені з умов нерозривності [126, 438].

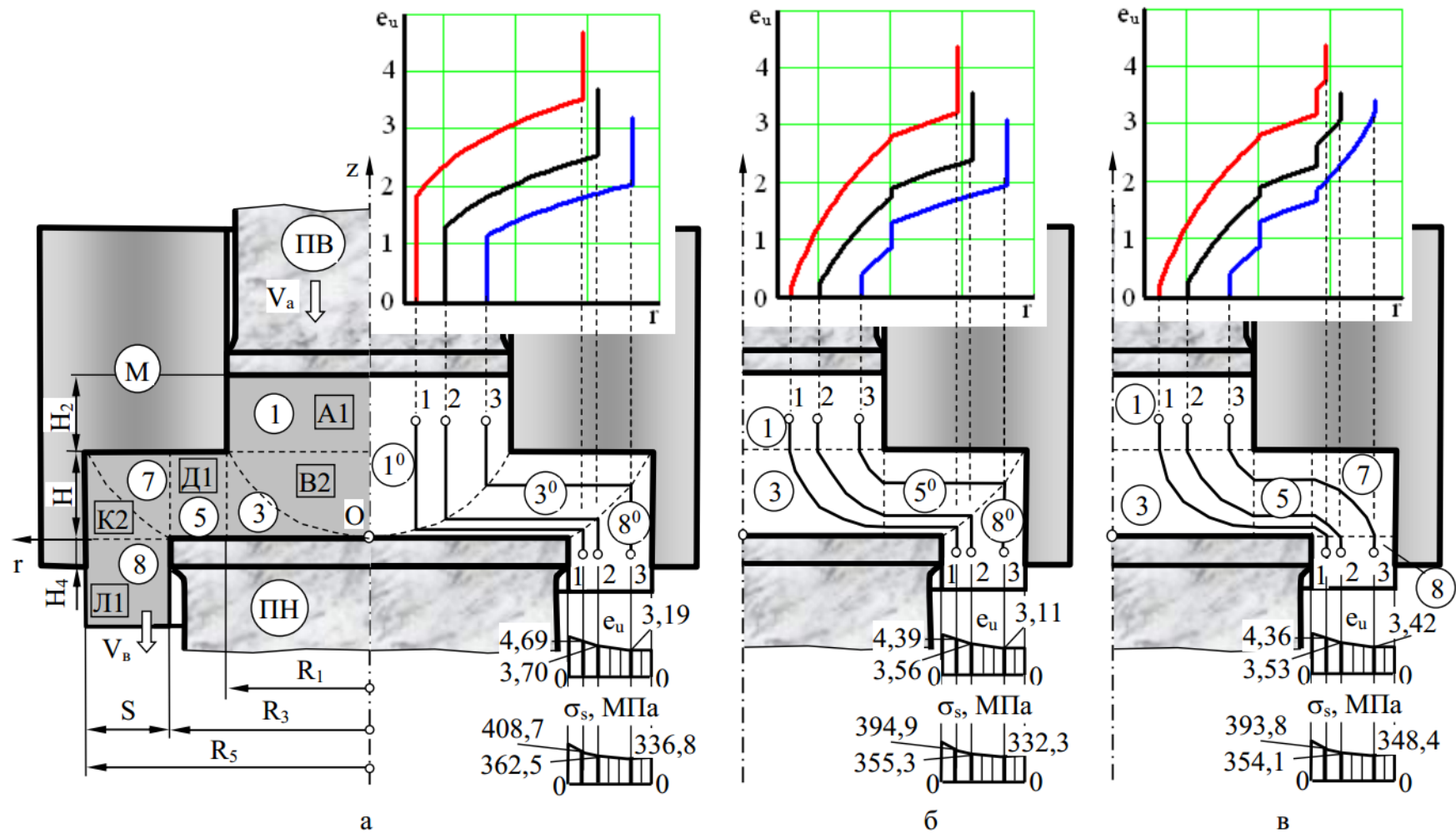


Рис. 6.8 – Розрахункові схеми процесу радіально-прямого видавлювання та графіки накопичених деформацій

- в блоці «В2»

$$t_{\text{ниж}} = \alpha \frac{1-r^2}{1-\bar{R}_0^2} \bar{H}, \quad t_{\text{вер}} = \bar{H} - (1-\alpha) \frac{1-r^2}{1-\bar{R}_0^2} \bar{H};$$

- в блоці «К2»

$$t_{\text{ниж}} = \bar{H} \frac{r^2 - \bar{R}_3^2}{\bar{R}_5^2 - \bar{R}_3^2} - d \bar{H} \frac{r^2 - \bar{R}_3^2}{\bar{R}_5^2 - \bar{R}_3^2}, \quad t_{\text{вер}} = \bar{H} - d \bar{H} \frac{r^2 - \bar{R}_3^2}{\bar{R}_5^2 - \bar{R}_3^2}.$$

Розглядається встановлена стадія процесу радіально-прямого видавлювання. Про його стаціонарність можна судити по тому, що вже сформувався незмінний в об'ємі заготовки осередок пластичної деформації (модулі 3, 5, 7, 5⁰, 3⁰) і за наявністю жорстких блоків на вході у осередок пластичної деформації (блоки 1, 1⁰) і на виході з нього (блоки 8, 8⁰).

Спочатку встановлюються траєкторії переміщення матеріальних частинок уздовж лінії току. Рівняння траєкторії переміщення матеріальної частинки в об'ємі, який деформується, блоку i матеріалу заготовки в загальному вигляді можна записати наступним чином [438]

$$z = f(r, R_{\text{тни}}, Z_{\text{тни}}, t) \text{ або } r = f(z, R_{\text{тни}}, Z_{\text{тни}}, t),$$

де r, z і $R_{\text{тни}}, Z_{\text{тни}}$ – відповідно, поточні кінцеві та початкові координати переміщення частинки металу в блоці i ;

t - час, за який матеріальна частинка переміщується з точки $(R_{\text{тни}}, Z_{\text{тни}})$ в точку (r, z) .

Як приклад були обрані наступні натуральні значення геометричних параметрів процесу радіально-прямого видавлювання (див. позначення параметрів на рис. 6.8, а): $R_1=25$ мм; $R_2=35$ мм; $R_3=50$ мм; $H=15$ мм. Тоді їх відносні значення:

$$\bar{R}_1 = \frac{R_1}{R_1} = 1; \quad \bar{R}_2 = \frac{R_2}{R_1} = 1,4; \quad \bar{R}_3 = \frac{R_3}{R_1} = 2; \quad \bar{H} = \frac{H}{R_1} = 0,6.$$

Для трьох матеріальних частинок (1, 2 і 3), виділених в блоках 1 трьох схем (див. рис. 6.9, а), що мають, відповідно, початкові координати в натуральних значеннях (7,5; 20),

(12, 5; 20), (20; 20) або відносні координати (0,3; 0,8), (0,5; 0,8), (0,8; 0,8), побудовані їх траєкторії переміщення уздовж відповідних ліній току [438].

Накопичену деформацію (і потім напруження текучості) матеріальної частинки уздовж лінії току визначають за формулою

$$e_{ukj} = e_{utj} \begin{cases} r = R_{kj} = R_{ni} \\ z = Z_{kj} = Z_{ni} \end{cases}, \quad (6.5)$$

де e_{utj} – інтенсивність накопиченої деформації матеріальної частинки в її поточному стані в блоці j ;

r, z – поточні координати переміщення частинки металу;

R_{kj}, Z_{kj} и R_{ni}, Z_{ni} - відповідно, кінцеві координати переміщення матеріальної точки в блоці j та її початкові координати руху в блоці i .

Тоді інтенсивність накопиченої деформації в блоці i , наступного в розрахунковій схемі за блоком j , в загальному вигляді можна визначити за формулою

$$e_{uti} = e_{ukj} + [e_{uij}] + e_{ui}, \quad (6.6)$$

де e_{ukj} – визначається за формулою (6.5);

$[e_{uij}]$ – приріст інтенсивності деформації на границі між блоками i та j (елементами всередині блоків);

e_{ui} – величина накопиченої деформації в поточному положенні матеріальної частинки блоку (елемента всередині блоку).

На виході з осередку деформації інтенсивність деформації e_u , накопичена окремою матеріальною часткою при проходженні всього осередку деформації, набуває значення $e_u = e_{uti}|_{i=I}$ (де I – кількість блоків в розрахунковій схемі).

Величину $[e_{uij}]$, яка враховує додаткові прирости деформації в матеріальній частинці при перетині границі між блоками i і j (елементами всередині блоків), розраховують за формулою [14]

$$[e_{uij}] = \frac{|V_{tij}|}{\sqrt{3}|V_{nij}|} \left| \begin{array}{l} r = R_{\kappa j} = R_{ni} \\ z = Z_{\kappa j} = Z_{ni} \end{array} \right., \quad (6.7)$$

де V_{tij}, V_{nij} – відповідно, величина розриву дотичної компоненти швидкості переміщення і нормальна компонента швидкості переміщення на границі між блоками i і j (елементами всередині блоків).

Величину e_{ui} в межах пластичного блоку i визначають за одним з виразів [437]

$$e_{ui} = \left| \int_{R_{ni}}^r \dot{\epsilon}_{ui} \frac{dr}{V_{ri}} \right| \text{ або } e_{ui} = \left| \int_{Z_{ni}}^z \dot{\epsilon}_{ui} \frac{dz}{V_{zi}} \right|, \quad (6.8)$$

де $\dot{\epsilon}_{ui}$ – інтенсивність швидкостей деформацій для блоку i або елементи всередині блоку.

При розкритті інтегралів в формулах (6.8) можна отримати аналітичні вирази. Якщо в розглянутому осесиметричному блоці i величину зсувної деформації $\dot{\gamma}_{rzi} = 0$ і можна визначити найбільшу з компонент швидкості відносної деформації, то можна зробити лінеаризацію виразу інтенсивності швидкостей деформації $\dot{\epsilon}_{ui}$ за формулою [14]

$$\dot{\epsilon}_{ui} = 1,08 |\dot{\epsilon}_{\max i}|.$$

В результаті були отримані вирази для розрахунку інтенсивності накопиченої деформації e_{uvi} в блоці i [438].

Для трьох точок, виділених в трьох розрахункових схемах, траєкторії переміщення яких розглянуті раніше, розраховані накопичені деформації e_u вздовж лінії току в залежності від координати r матеріальних частинок і представлені на графіках залежності $e_u = f(r)$. Вертикальні відрізки на цих кривих свідчать про величину приросту інтенсивності деформації на границях між сусідніми блоками. Крім цього, для кожної з розрахункових схем побудовані епюри розподілу накопиченої деформації e_u і істинного напруження σ_s за поперечним перерізом стінки видавленого стакану із відображенням

чисельних значень для трьох розглянутих точок (див. рис. 6.9). В якості деформованого матеріалу був прийнятий алюмінієвий сплав АД31 з кривою зміцнення

$$\sigma_s = 79,3 + 122,5 e_u^{0,64}, \quad (6.9)$$

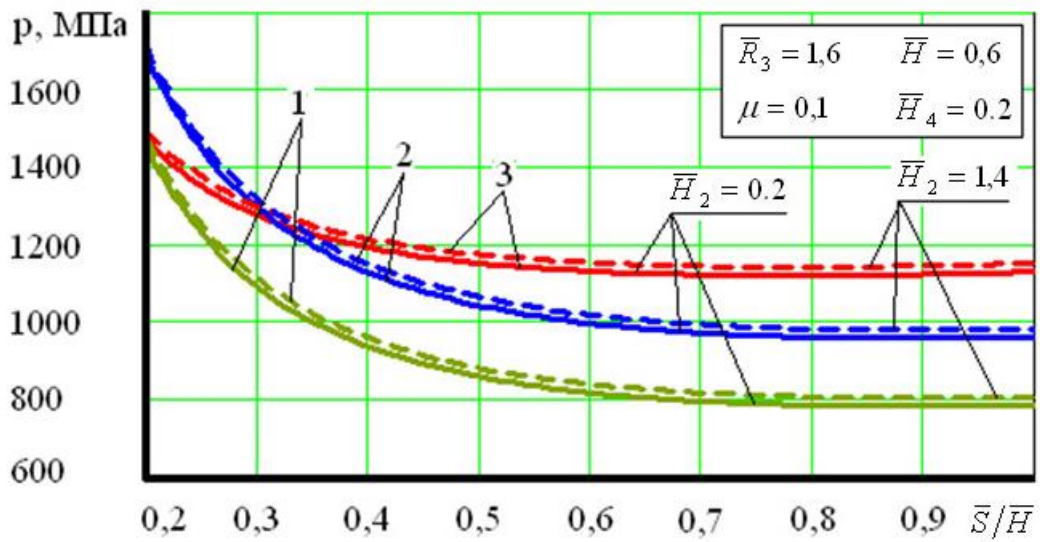
Після підстановки розрахованих значень параметра e_u для кожної з розглянутих матеріальних частинок в даний вираз були визначені значення опору деформуванню σ_s . Як видно з побудованих епюр, найбільші значення параметрів e_u і σ_s отримані для шарів матеріалу заготовки поблизу внутрішнього радіуса R_2 стакану, а найменші – для шарів поблизу зовнішнього радіуса R_3 .

Вирази для приведенного тиску \bar{p} процесу радіально-прямого видавлювання були отримані енергетичним методом після складання рівняння енергетичного балансу і наступних нескладних перетворень [126, 438].

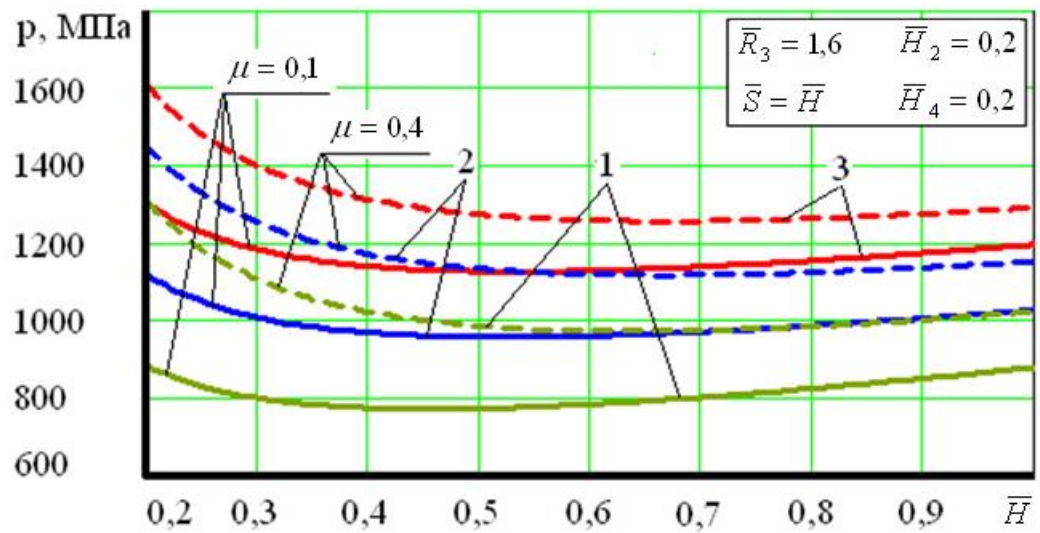
З урахуванням залежностей для приведенного тиску і наведених вище значень коефіцієнтів σ_s , C , n (6.9) отримана формула для розрахунку тиску радіально-прямого видавлювання [438]:

$$p = 79,3 \bar{p} + \frac{149,39}{R_3^2 - R_2^2} \int_{R_2}^{R_3} r e_u^{1,64} dr. \quad (6.10)$$

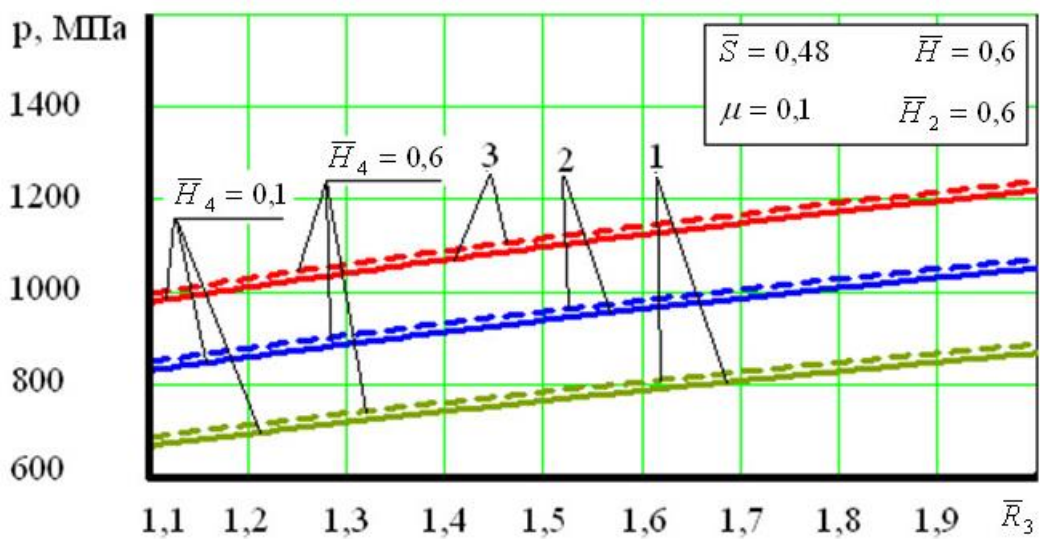
Теоретичні дослідження математичної моделі (6.10) для трьох розрахункових схем (див. рис. 6.8), що описують процес радіально-прямого видавлювання порожнистих деталей з зміцнюваного матеріалу АД31, дозволили встановити вплив геометричних параметрів \bar{R}_3 , \bar{R}_5 , \bar{S} , \bar{S}/\bar{H} , \bar{H} , \bar{H}_2 , \bar{H}_4 і умов тертя за допомогою коефіцієнта тертя μ на тиск деформування p . Результати цих досліджень у вигляді графіків на рис.6.9 були отримані після складання відповідних програм в MathCAD.



а



б



в

Рис. 6.9 – Графіки залежності тиску радіально-прямого видавлювання від геометричних параметрів і умов контактного тертя

У розрахунках було прийнято: $\bar{R}_0 = 0$; $\bar{R}_5 = \bar{R}_3 + \bar{S}$; $\mu_1 = \mu_2 = \mu$. Цифрами 1, 2 і 3 на графіках позначені криві, що мають відношення до відповідних розрахункових схем 1, 2 і 3 на рис. 6.8, а, б, в.

Графічне відображення результатів розрахунків показує, що найменший тиск деформування p характерно для розрахункової схеми 1, а найбільше – для розрахункової схеми 3, що можна пояснити зменшенням третьому кількості блоків, на які розбитий деформуючий об'єм, від розрахункової схеми 3 з загальною кількістю блоків, що дорівнює 5, до розрахункової схеми 1 з загальною кількістю блоків, рівною 3. Різниця між тисками деформування, обумовленими розрахунковими схемами 1 – 3, досягає 180 МПа. Як видно з графіків, на величину тиску деформування p найбільший вплив надають безрозмірний параметр $n = \frac{\bar{S}}{\bar{H}}$, геометричні параметри \bar{H} і \bar{R}_3 , а також коефіцієнт тертя μ .

Збільшення відносного радіуса порожнини \bar{R}_3 від 1,1 до 2,0 приводить до зростання тиску деформування на 20%. Зі зменшенням значень параметра n від 0,7 до 0,2 для розрахункової схеми 3 і від 0,8 до 0,2 для розрахункових схем 1 і 2 відбувається збільшення тиску деформування p (див. рис. 6.9, а), що можна пояснити зростанням ступеня деформації в зоні розвороту течії металу з радіального напрямку на прямий. При значеннях параметра n більше 0,7 для розрахункової схеми 3 і 0,8 для розрахункових схем 1 і 2 значення тиску деформування практично не змінюється. З ростом коефіцієнта тертя μ від 0,1 до 0,4 оптимальне значення висоти \bar{H}_{opt} змінюється від 0,6 до 0,65 для розрахункової схеми 3, від 0,55 до 0,65 – для розрахункової схеми 2 та від 0,45 до 0,65 - для розрахункової схеми 1. Зменшення відносної товщини дна стакану від 0,6 до 0,2 призводить до збільшення тиску деформування на 26%, що можна пояснити збільшенням ступеня деформації в зоні дна порожнини. Збільшення значень висотних геометричних параметрів \bar{H}_2 від 0,2 до 1,4 і \bar{H}_4 від 0,1 до 0,6 при коефіцієнті тертя $\mu = 0,1$ не призводить до істотного зростання тиску деформування p .

6.3 Моделювання процесу холодного комбінованого видавлювання (прямого видавлювання з роздачею) порожнистих виробів

Традиційним способом формоутворення порожнистих виробів типу гільз і стаканів є поздовжнє зворотнє видавлювання. Альтернативним способом, спрямованим на зниження сил деформування і підвищення складності форми отримуваних порожнистих деталей, може бути комбіноване радіально-поздовжнє видавлювання з роздачею [39, 41]. Різновидом радіально-прямого видавлювання з розвиненою радіальною течією металу є спосіб прямого видавлювання з роздачею, використання якого може також привести до зниження сил деформування на пуансоні і підвищення його стійкості [353]. Представляє інтерес аналіз напружено-деформованого стану та силового режиму такого способу в порівнянні з традиційними схемами видавлювання.

На рис. 6.10 показано положення вихідної заготовки і деформуючого інструменту перед початком процесу видавлювання з роздачею. Вихідну заготовку 1 встановлюють в матриці 2 на пуансон 3. Матрицю 2 і пуансон 3 розміщують на плиті 4. Деформацію заготовки 1 виконують дією контрпуансона 5. Діаметр вихідної заготовки дорівнює діаметру пуансона. При формоутворенні виробу метал заповнює конусну порожнину між пуансоном і матрицею і витікає в радіально-прямому напрямку в зазор між калібрувальними пасками матриці і пуансона. На силу видавлювання, форму і розміри штампованих виробів суттєво впливають величина зазначеного зазору, геометрична форма торця пуансона і розміри параметра h , кута γ і радіусу r_m матриці. Очевидно, що зазначені параметри істотно залежать від відношення площі бічної поверхні деформованої частини заготовки $F_m = \pi D_p h$ до площі зазору $F_s = \pi(D_m^2 - D_p^2)/4$ між калібрувальними пасками матриці і пуансона (зазор z_3 , див. рис.6.10), яке можна позначити коефіцієнтом $n = F_m / F_s$.

Вплив конструктивних параметрів матриці, які узагальнені коефіцієнтом n , вивчено розрахунковим шляхом з використанням програми DEFORM.

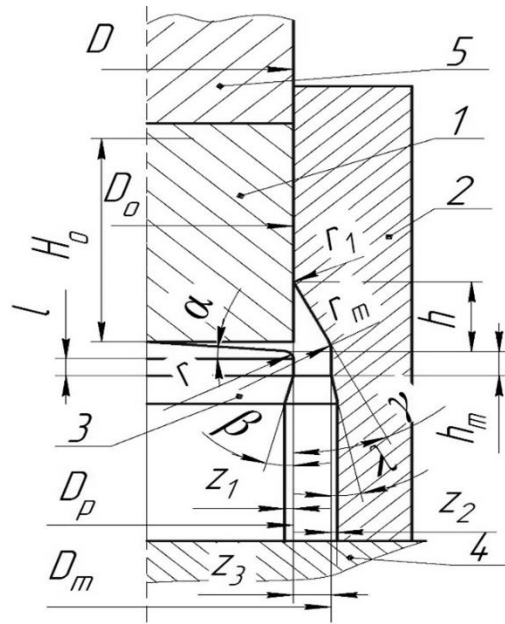
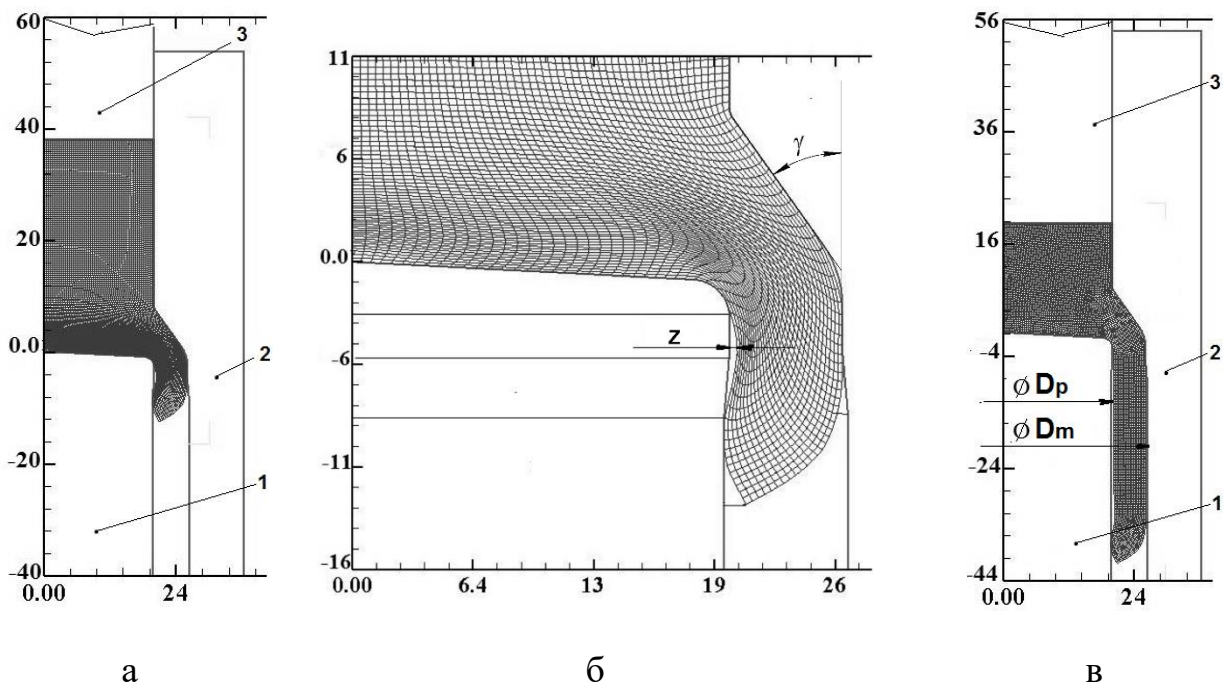


Рис. 6.10 – Схема початкової стадії процесу видавлювання з роздачею



1 – пуансон, 2 – матриця, 3 – контрпуансон

Рис. 6.11 – Форма та розміри в міліметрах здеформованої заготовки на різних стадіях видавлювання: при максимальній силі видавлювання (а) і (б), в кінці видавлювання (в)

Деформуванню підлягали заготовки з латуні BRASS-CDA-377 (межа текучості $\sigma_{0,2} = 140$ МПа). Для зворотного видавлювання використовували заготовку діаметром $D_o = 40$ мм і висотою $H_o = 50$ мм, а для прямого видавлювання – $D_o = 40$ мм і $H_o = 50$ мм. Формоутворення порожнистих виробів в обох випадках проводили пуансоном з наступними розмірами (див. рис. 6.10): $D_p = 40$ мм, $l = r = 2$ мм, $\alpha = 3^\circ$, $\beta = 5^\circ$, $z_1 = 0,15$ мм. Для розрахунків прямого видавлювання з роздачею використовували матриці з розмірами, які забезпечували різні величини коефіцієнта n . Прийнято наступні значення геометричних параметрів матриць в мм: $D_m = 52$; $z_2 = 0,15$; $r_m = 6$; $r_1 = 1$. При цьому значення кута $\lambda = 5^\circ$. Значення розміру матриці h і кута γ за варіантами математичного експерименту наведені в табл. 6.2. У таблиці дані також зовнішній діаметр D_m і діаметр порожнини D_p видавленого стакана (рис. 6.11), а також величина зазору між стінкою стакана і калібрувальним паском пуансона z .

Таблиця 6.2 – Параметри матриці і деталей при видавлюванні з роздачею

№	n	γ ,	h , мм	z , мм	D_p , мм	D_m , мм
1	1,0	60°	6,9	0,8	41,60	52,04
2	1,5	35°	10,35	0,37	40,54	52,04
3	2,0	26°	13,8	0,20	40,36	52,04
4	2,5	20°	17,25	0,14	40,28	52,04
5	3,0	17°	20,7	0,05	40,28	52,04

Наприклад, при видавлюванні в матриці з кутом $\gamma = 60^\circ$ величина зазору $z = 0,8$ мм і сама стінка стакана не заповнює повністю зазор між пуансоном і матрицею $z_3 = 6$ мм, хоча торець стінки і прилягає до поверхні пуансона на протязі всього процесу (див. рис. 6.11, б). Діаметр порожнини стакана при цьому становить 41,6 мм, а зовнішній діаметр – 52,04 мм.

Залежності сил видавлювання, які виникають на пуансоні і контрпуансоні, від величини ходу контрпуансона зображені на рис. 6.12, а.

Діаграми сил мають два максимуми. Перший максимум на контрпуансоні 1740 кН і пуансоні 1470 кН виникає при досягненні торцем заготовки калібрувального паска матриці. Другий максимум, відповідно 1870 кН і 1470 кН, отриманий на переході процесу видавлювання в стадію, яка установилася. На стадії, яка установилася, спостерігається істотне зменшення сил на контрпуансоні і незначне зниження на пуансоні.

Розподіли нормальних напружень σ_n при максимальних значеннях сил видавлювання (рис. 6.12, б) показують, що на пуансоні найбільші величини напружень $\sigma_n = 1640$ МПа спостерігаються на осі симетрії і в місці переходу конусної частини в радіус заокруглення. На контрпуансоні найменше значення $\sigma_n = 1110$ МПа отримано на осі симетрії з подальшим збільшенням по радіусу до значення $\sigma_n = 1580$ МПа. На поверхні матриці при максимальній величині сил видавлювання найбільша величина напружень $\sigma_n = 2000$ МПа має місце на калібрувальному паску матриці, на конусній поверхні - $\sigma_n = 1400$ МПа, а в місці контакту верхнього торця заготовки з матрицею - $\sigma_n = 1370$ МПа (рис. 6.12, б). Для завершальної стадії процесу отримані розподіли інтенсивності напружень σ_i , інтенсивності деформацій ε_i і температури T°, C в деформованій заготовці. Для першого випадку видавлювання в матриці з $\gamma = 60^\circ$ вони наведені на рис. 6.13. Тут і надалі тонкими лініями зображено деформувальний інструмент. Осередок деформації поширюється на всю висоту (20 мм) донної частини деформованої заготовки, що відповідає величині радіуса пуансона. У деформованій стінці виробу напруження текучості металу $\sigma_s = 550$ МПа. Інтенсивне опрацювання металу відбувається на одній третині висоти донної частини. По ширині стінки має місце нерівномірність розподілу інтенсивності деформації ε_i . У внутрішніх шарах металу стінки отримано $\varepsilon_i = 3,0$, а в зовнішніх шарах - $\varepsilon_i = 1,6$.

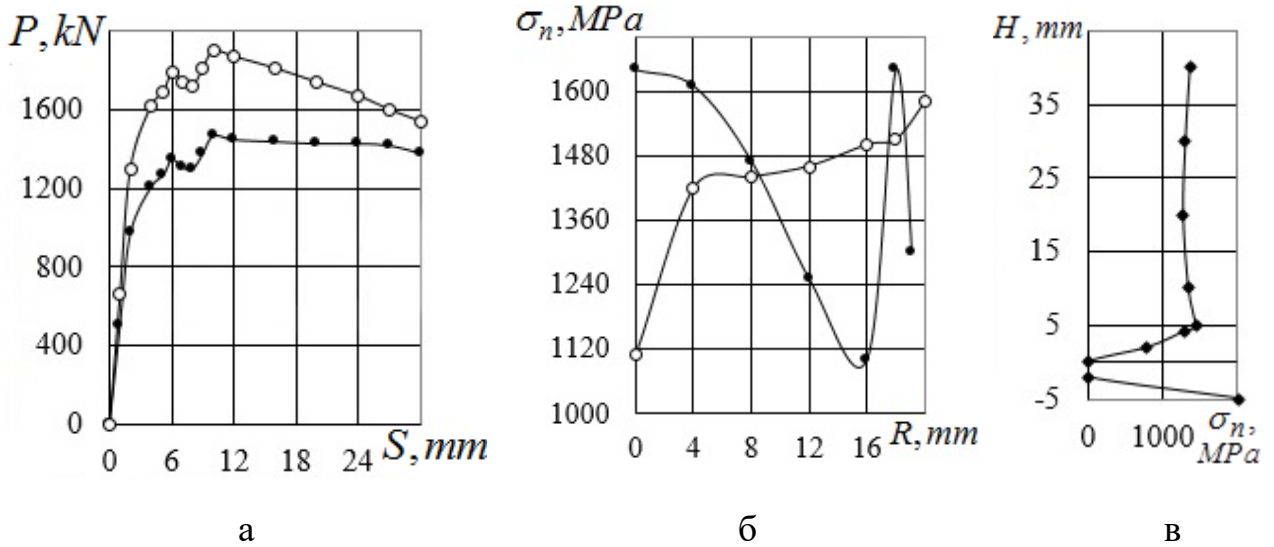


Рис. 6.12 – Сили (а) і питомі сили (б, в) на деформувальному інструменті при видавлюванні з роздачею у матриці із $\gamma = 60^\circ$: —●— на пуансоні, —○— на контрпуансоні

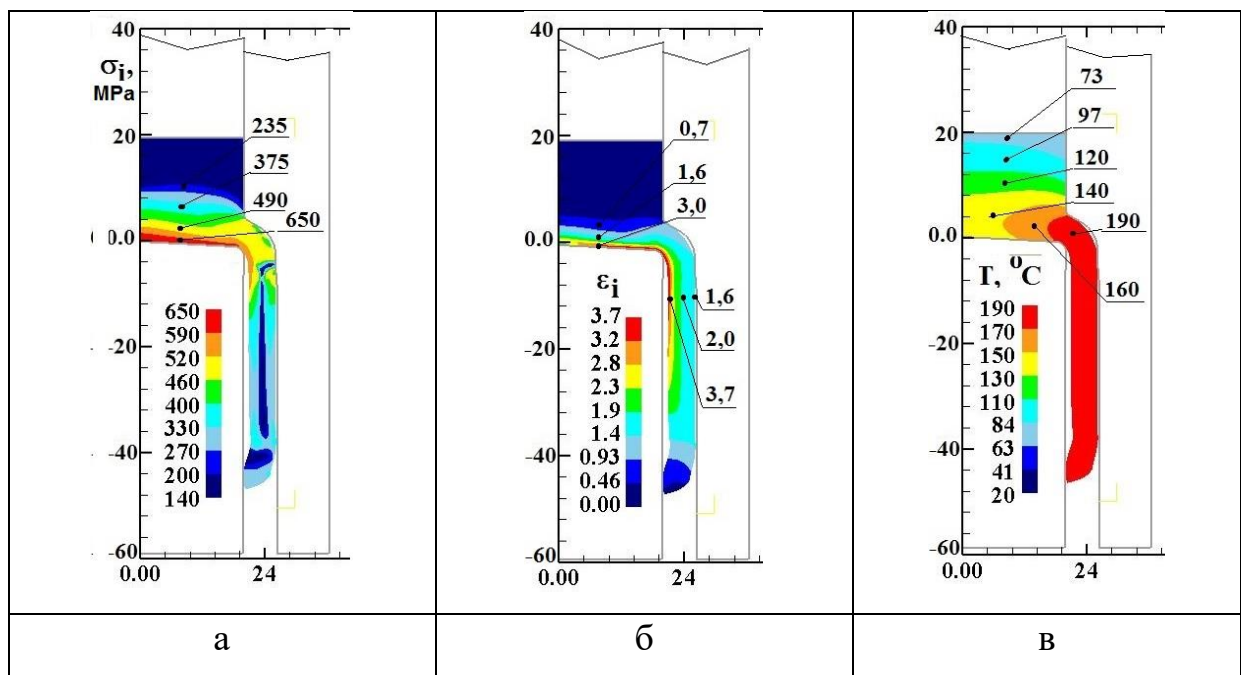


Рис. 6.13 – Розподіли інтенсивності напружень σ_i (а), інтенсивності деформацій ϵ_i (б) та температури $T, ^\circ C$ (в) у деформувальній заготовці після прямого видавлювання з роздачею у матриці із $\gamma = 60^\circ$

Температура в деформованому металі досягає 190° в місці переходу донної частини в стінку деформованої заготовки (рис. 4,в). По висоті донної частини температура змінюється від 160° С в зоні над пуансоном до 73° С в зоні, що примикає до контрпуансону.

Далі проводили дослідження описаних силових і температурних параметрів процесу при змінених значеннях параметра n і кута γ . Отримані при зменшенні кута γ від 35° до 17° значення діаметрів деталей і величини неприлягання стінки стакана z наведені в табл. 6.3.

Зі зменшенням кута конуса матриці до величини $\gamma = 35^{\circ}$ ($n = 1,5$) і далі до 26° , 20° і 17° зменшується, в порівнянні з попереднім випадком, зазор між стінкою і калібрувальним паском пуансона і досягає величини 0,37 і 0,2 мм. Також зменшується діаметр порожнини виробу до величини 40,36 мм, а зовнішній діаметр виробу не змінюється і становить 52,04 мм. Стінка стакана практично повністю заповнює передбачений для видавлювання зазор z_3 і перехідну ділянку матриці радіусом r_m .

Для наочного співставлення сили деформування і нормальних напружень на інструменті (при максимальному значенні величини сили по ходу контрпуансона) при видавлюванні з роздачею в матрицях з кутами $\gamma = 35^{\circ}$ ($n = 1,5$) і $\gamma = 26^{\circ}$ ($n = 2,0$) наведені на одному рисунку (рис. 6.14).

Навантаження на контрпуансоні і пуансоні ростуть в порівнянні з попереднім випадком видавлювання. На переході в стадію, яка встановилася, на контрпуансоні отримана сила 1890 кН, на пуансоні – 1730 кН. При цих значеннях сил на осі пуансона нормальне напруження становить $\sigma_n = 1600$ МПа і збільшується до $\sigma_n = 1700$ МПа на радіусі 18 мм (рис. 5,б). На осі контрпуансона і до радіусу 8 мм отримано $\sigma_n = 1400$ МПа з ростом до величини $\sigma_n = 1600$ МПа на радіусі 19,5 мм. На калібрувальному паску і конусній поверхні матриці нормальні напруження мають величину $\sigma_n = 1500$ МПа (рис. 6.15, в).

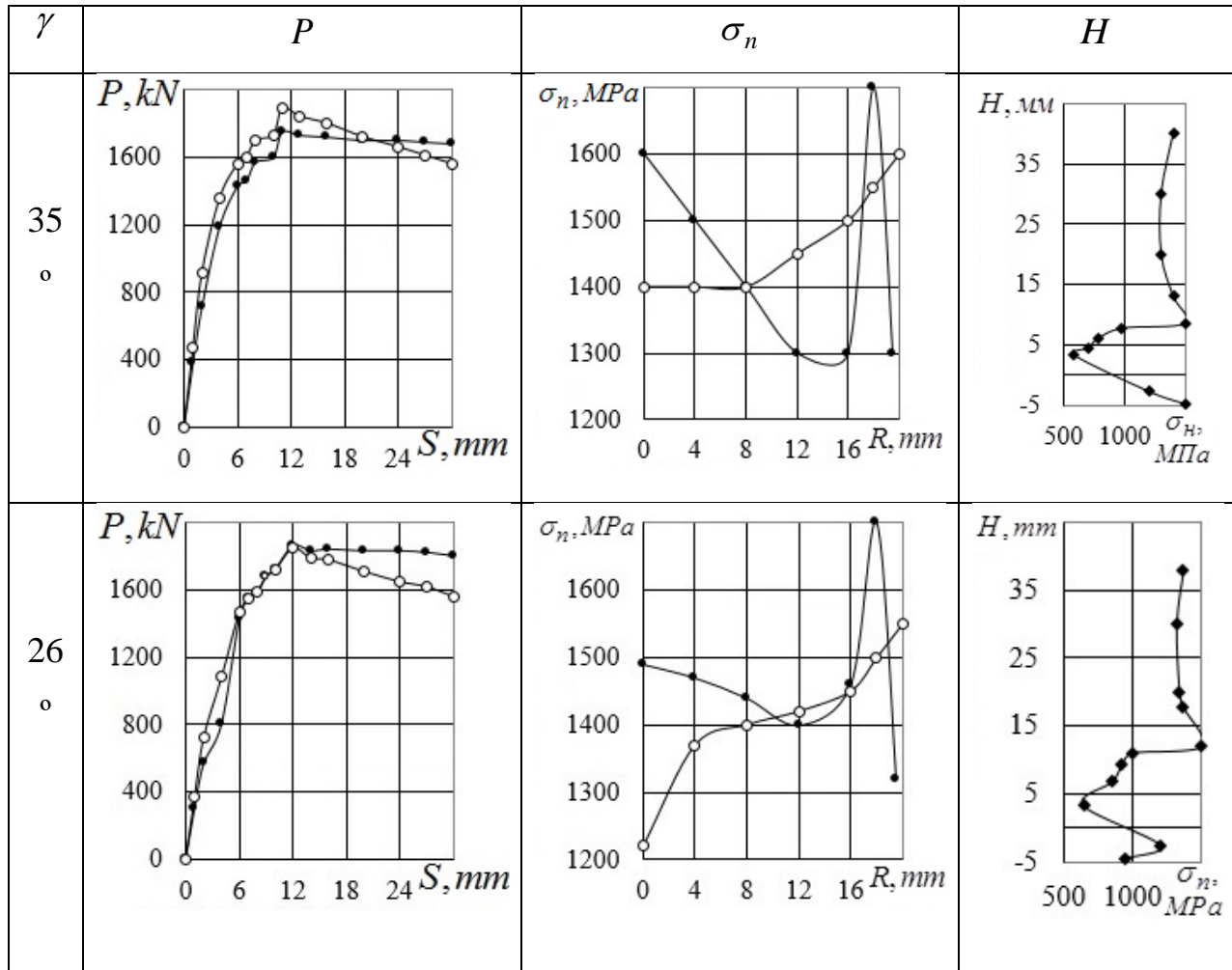


Рис. 6.14 – Сили і питомі сили на деформувальному інструменті при видавлюванні з роздачею у матриці: —●— на пуансоні, —○— на контрпуансоні

У місці контакту верхнього торця деформованої заготовки з матрицею отримано $\sigma_n = 1400$ МПа.

При видавлюванні в матриці з кутом $\gamma = 26^\circ$ ($n = 2,0$) (див. рис. 6.14) зміна сил деформування і питомих сил незначна. У момент переходу видавлювання в стадію, яка установилася, сили на контрпуансоні і пуансоні збігаються і досягають максимального значення 1850 кН.

На стадії, яка установилася, сили на контрпуансоні зменшуються, а на пуансоні вони залишаються постійними до кінця видавлювання. На осі контрпуа-

нсона отримано $\sigma_n = 1220$ МПа, на радіусі 19,6 мм – $\sigma_n = 1550$ МПа, що дещо менше, ніж у попередньому випадку.

Результати аналізу силового режиму процесу видавлювання з роздачею, проведені з подальшим зменшенням значень кута γ і зміною параметра n (рис. 6.15), показують в цілому такий же характер впливу цих параметрів.

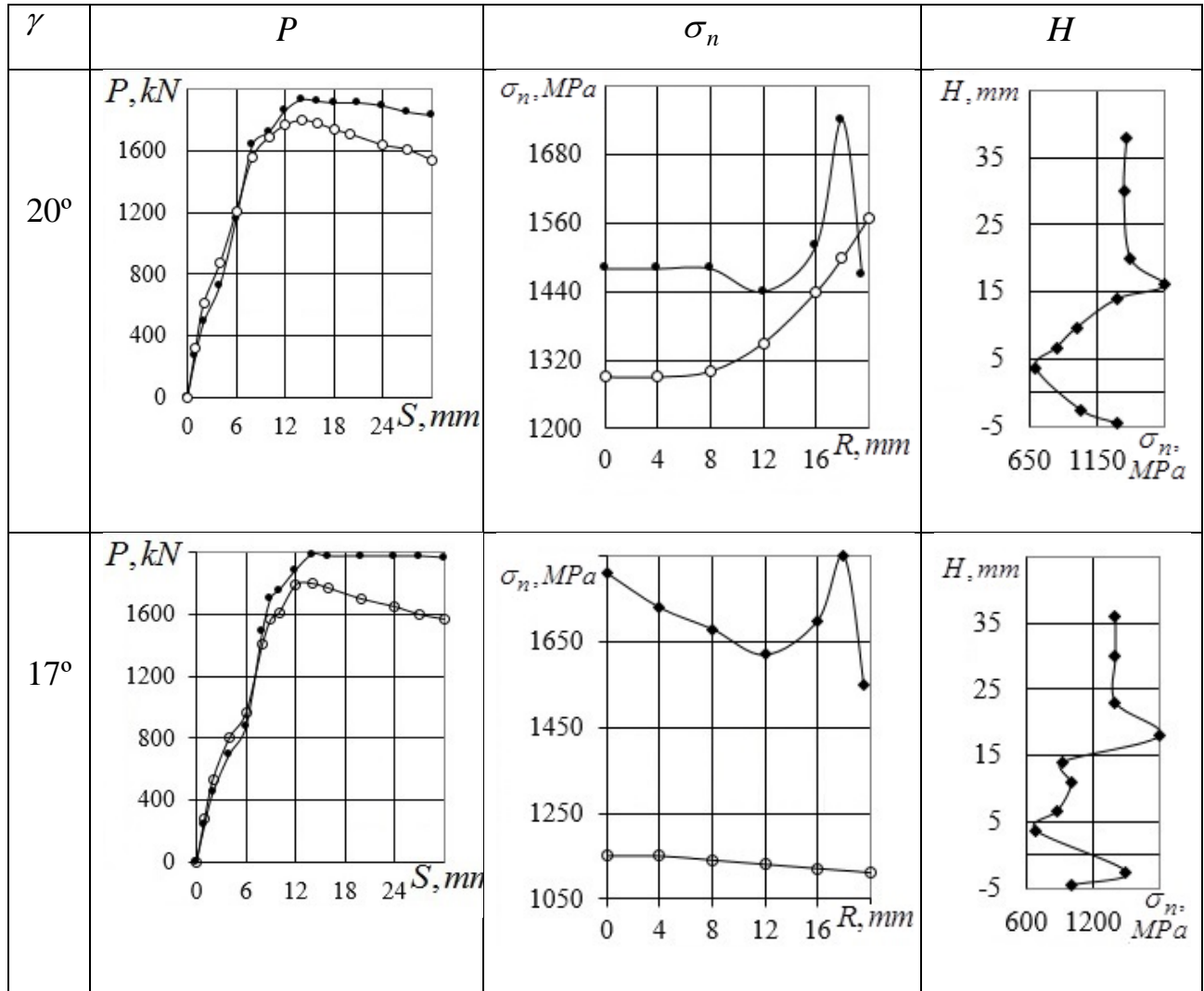


Рис. 6.15 – Сили і питомі сили на деформувальному інструменті при видавлюванні з роздачею у матриці із $\gamma = 20^\circ$, и $\gamma = 17^\circ$: —●— на пуансоні, —○— на контрпуансоні

За цими варіантами видавлювання має місце подальше зменшення зазору z (0,14 мм і 0,05 мм) між стінкою стакана і калібрувальним паском пуансона.

Діаметр порожнини стакану становить 40,28 мм, а зовнішній діаметр – 52,04 мм. При цьому торець стінки, як і в вищерозглянутих варіантах видавлювання, загортається і торкається циліндричної частини пуансона.

До початку переходу з стадії, яка не установлена, у стадію видавлювання, яка установлена, сили на контрпуансоні і пуансоні практично співпадають. Надалі величини сил відрізняються. На пуансоні отримано 1930 кН, на контрпуансоні – 1800 кН. З розвитком процесу сили на пуансоні і контрпуансоні зменшуються. На осі контрпуансона отримані практично однакові з попереднім випадком ($\gamma = 26^\circ$) значення нормальних напружень: $\sigma_n = 1290$ МПа, на радіусі 19,6 мм – $\sigma_n = 1570$ МПа. Слід зазначити, що зміна напружень по торцю пуансона відбувається з меншим перепадом.

Подальше зменшення кута матриці до $\gamma = 17^\circ$ і збільшення величини коефіцієнта співвідношення площ до $n = 3,0$ приводить до наступних результатів. Величини сил на контрпуансоні і пуансоні на переміщенні контрпуансона до 8 мм збігаються (див.рис. 6.15, г). На переході в стадію процесу видавлювання сили, яка установилася, на контрпуансоні досягають величини 1800 кН, на пуансоні – 1980 кН. Наведені величини практично не відрізняються від варіанту формоутворення в матриці з $\gamma = 20^\circ$.

Для розподілу нормальних напружень на контрпуансоні і пуансоні також характерна більш плавна зміна. На циліндричній частині матриці напруження зменшуються зі значення $\sigma_n = 1800$ МПа в місці переходу конусної частини в циліндричну частину до величини $\sigma_n = 1400$ МПа, отриманої в місці контакту верхнього торця заготовки з матрицею.

Розподіли інтенсивності напружень σ_i та інтенсивності деформацій ε_i по перерізу видавленої деталі в матрицях з кутами $\gamma = 35^\circ$, $\gamma = 26^\circ$, $\gamma = 20^\circ$, $\gamma = 17^\circ$ для наочності згруповані на одному рисунку (рис. 6.16). Розміри в напрямках осей дані в міліметрах.

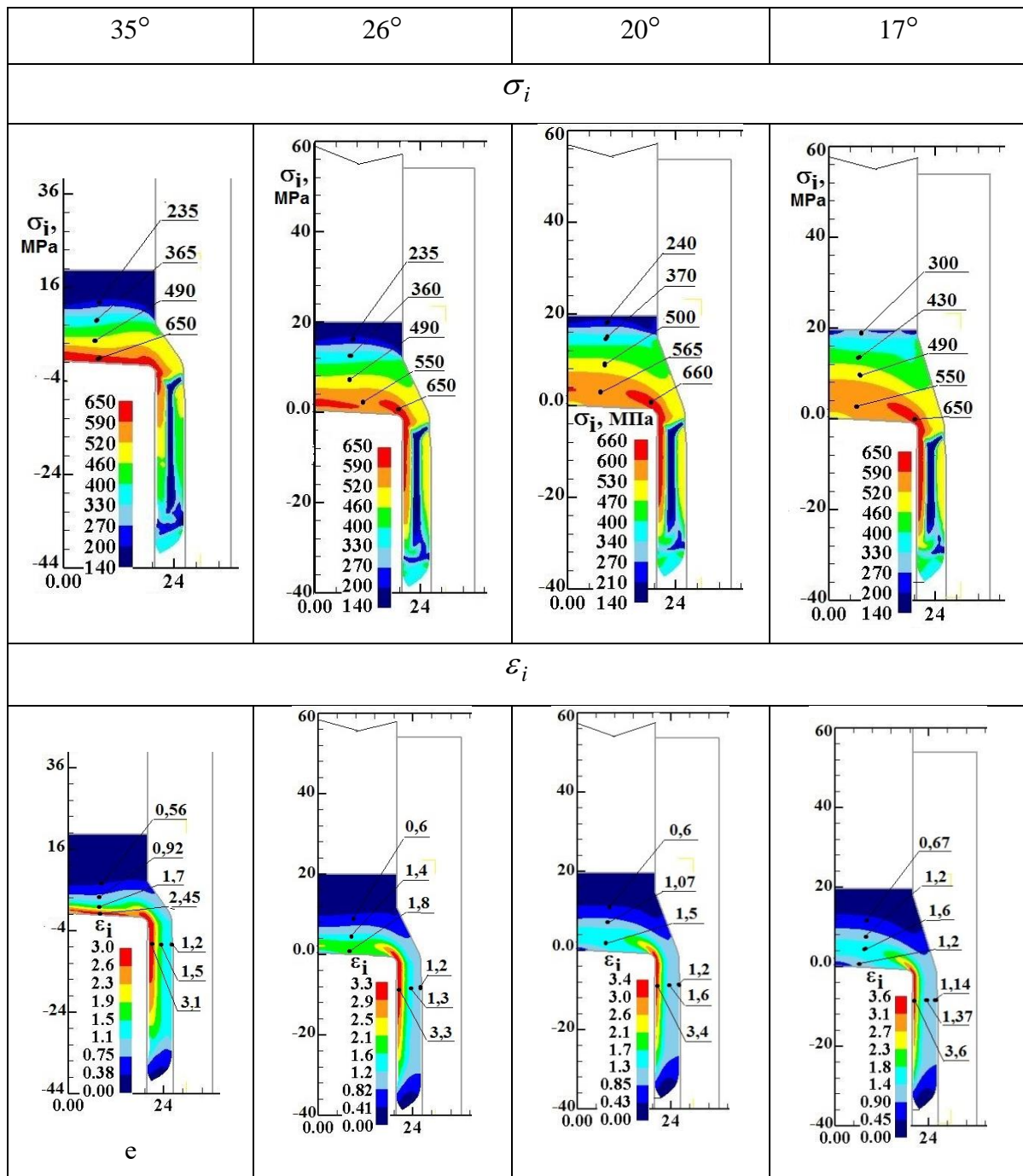


Рис. 6.16 – Розподіли інтенсивності напружень σ_i , інтенсивності деформацій ε_i та температури T°, C у деформованій заготовці після прямого видавлювання з роздачею

Поле інтенсивності напружень при зменшенні кута γ до 35° практично однаково з попереднім випадком видавлювання при $\gamma = 60^\circ$. Деяко зменшують-

ся величини інтенсивності деформацій в деформованому металі. У внутрішніх шарах металу стінки отримано $\varepsilon_i = 3,1$, а в зовнішніх – $\varepsilon_i = 1,2$.

Після видавлювання в матриці з кутом $\gamma = 26^\circ$ осередок деформації в донній частині розповсюджується на більшу висоту в порівнянні з попереднім випадком. Збільшується величина інтенсивності деформацій у внутрішніх шарах металу стінки деформованої заготовки, де $\varepsilon_i = 3,3$ (при видавлюванні в матриці з $\gamma = 35^\circ$ $\varepsilon_i = 3,1$).

У порівнянні з видавлюванням в матриці з $\gamma = 26^\circ$ інтенсивність напружень в матриці з $\gamma = 20^\circ$ зростає в області донної частини деформованої заготовки, яка розташована під контрпуансоном. Також зростає інтенсивне опрацювання структури металу холодною пластичною деформацією на значну висоту донної частини і на внутрішніх шарах металу стінки. У цій зоні стінки стакану отримано $\varepsilon_i = 3,4$.

Розподіл інтенсивності напружень в деформованій заготовці після прямого видавлювання з роздачею в матриці з $\gamma = 17^\circ$ показує, що в кінцевій стадії видавлювання відбувається подальше зростання величини напружень σ_i в донній частині деталі, розташованій під контрпуансоном. Це означає, що інтенсивна деформація в цьому випадку поширюється на всю донну частину. Підтвердженням такого явища є розширення висоти області з інтенсивною обробкою металу пластичною деформацією в донній частині, що видно з розподілу інтенсивності деформацій (рис. 7з). Зона з величиною інтенсивності деформацій в межах $\varepsilon_i = 0,6 \div 1,2$ займає по висоті 15 мм донної частини, що має загальну висоту 20 мм.

Порівняння температурних полів (рис. 6.17) в перерізі видавленої деталі показує, що максимальне значення температури деформованого металу, що спостерігається в області переходу донної частини в стінку стакану, знижується з 190° до 160°C при зменшенні кута γ з 60° до 35° .

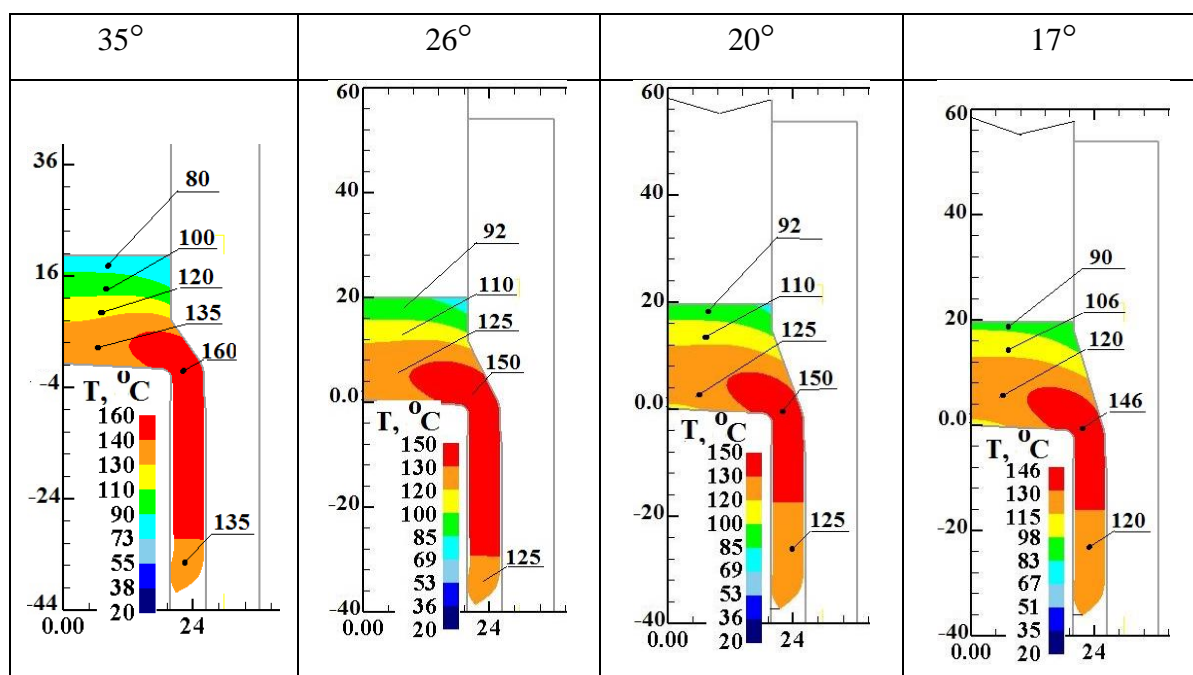
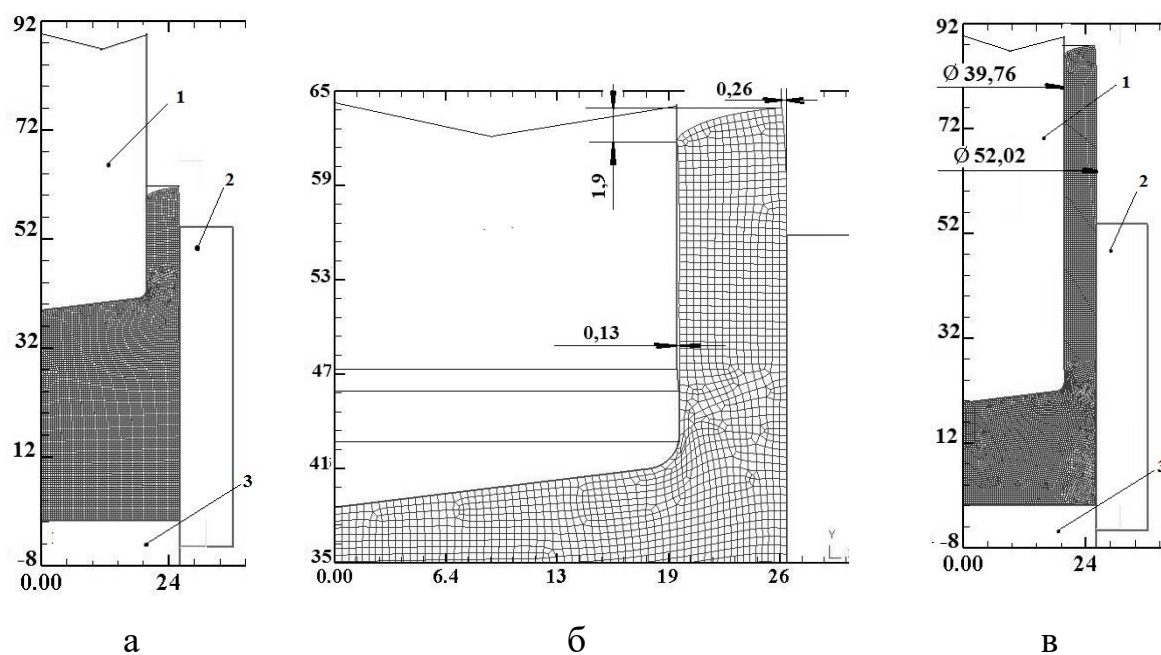


Рис. 6.17 – Розподіл температури $T, ^\circ\text{C}$ у деформованій заготовці після прямого видавлювання з роздачею



1 – пуансон, 2 – матриця, 3 – контрпуансон

Рис. 6.18 – Форма та розміри в міліметрах деформованої заготовки на різних стадіях зворотного видавлювання

Подальше зниження величини кута γ також супроводжується зменшенням (хоча і менш інтенсивним) максимального значення температури деформованого металу.

З метою співставлення силового режиму проведено також моделювання процесу зворотного видавлювання деталі типу стакана відповідної форми і розмірів досліджуваної деталі (рис. 6.18). При зворотному видавлюванні діаметр матриці дорівнює $D_m = 52$ мм. Після видавлювання в варіантах, які зіставляються, деталі мали зовнішній діаметр 52 мм і товщину стінки 6 мм.

На рис. 6.18 наведені результати моделювання процесу зворотного видавлювання за формою і розмірами деформованої заготовки на різних стадіях формоутворення пустотілого виробу. На рис. 6.18,а показана деформована заготовка на переході зі стадії, яка неустановилася, в стадію, яка установилася, при якому сила видавлювання досягає максимальної величини. При цьому стінки пуансона мають утягнення висотою 1,9 мм і викривлення розмірів 0,26 мм (рис. 2, б). Зазор між циліндричною частиною пуансона і внутрішньою поверхнею стінки деформованої заготовки становить 0,13 мм при величині зазору 0,15 мм. На рис. 6.18, в приведені кінцеві форма і розміри виробу.

Відомості по силах деформування і питомих силах при зворотному видавлюванні зображені на рис. 6.19. Максимальне значення сили становить 2220 кН. Питомі сили на пуансоні, контрпуансоні і матриці можна оцінити за розподілом нормальних напружень σ_n , що виникають при максимальному значенні сили видавлювання.

Розподіл напружень σ_n по радіусах пуансона і виштовхувача (контрпуансона) зображені на рис. 6.19, б. На осі пуансона отримано $\sigma_n = 1710$ МПа зі зменшенням до $\sigma_n = 1650$ МПа на радіусі 12 мм. Далі нормальні напруження зростають і досягають максимуму $\sigma_n = 1940$ МПа на радіусі 18 мм.

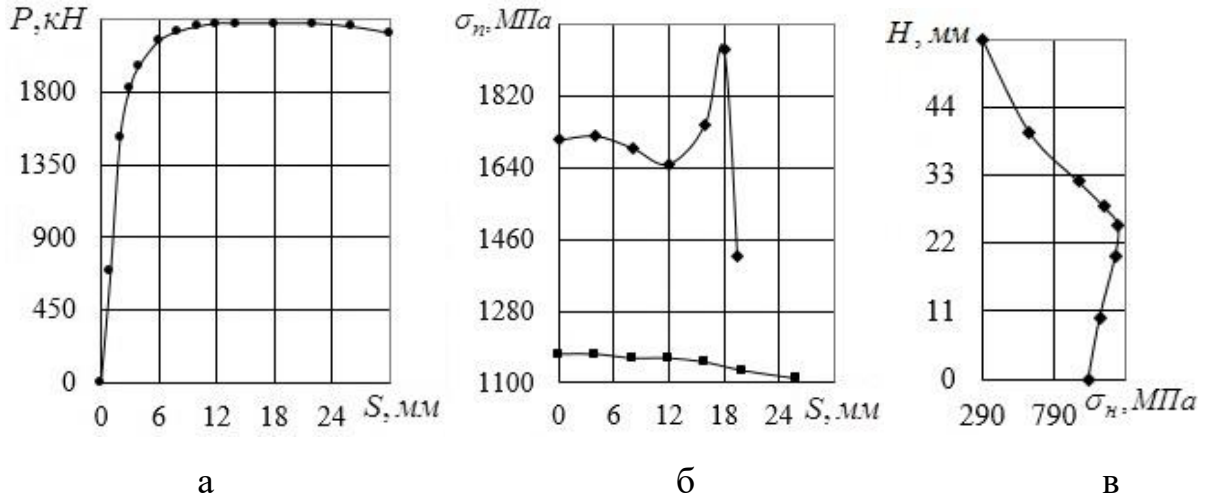


Рис. 6.19 – Сили (а) і розподіл нормальних напружень на пуансоні \blacklozenge і контрпуансоні \blacksquare (б) і по висоті матриці (в)

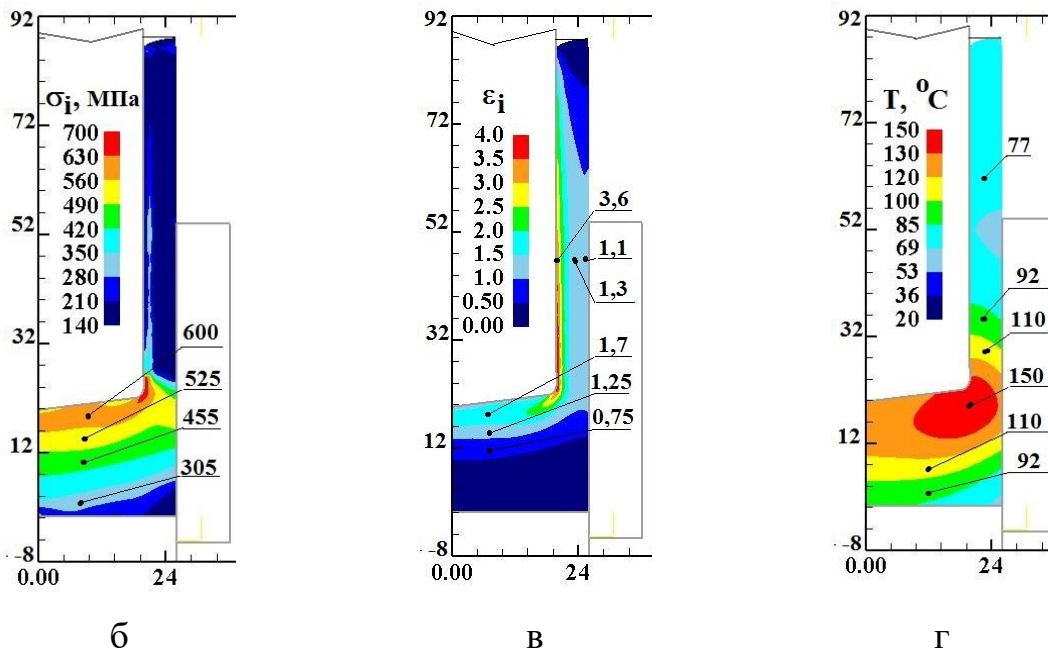


Рис. 6.20 – Інтенсивність напружень σ_i (а), інтенсивність деформацій ε_i (б) та температура T°, C (в) у здеформованому металі при зворотньому видавлюванні

На осі виштовхувача отримано $\sigma_n, \text{МПа} = 1170$ зі зменшенням до $\sigma_n = 1110$ МПа на радіусі 19,6 мм. У місці контакту нижнього торця заготовки з матрицею отримано $\sigma_n = 1030$ МПа, напроти осередку деформації – $\sigma_n = 1240$ МПа, верхнього торця заготовки – 290 МПа (рис. 6.19, в).

Аналіз розподілу інтенсивності напружень, інтенсивності деформацій і температури в деформованому металі при зворотному видавлюванні (рис. 6.20) показує, що осередок деформації розповсюджується практично на всю висоту донної частини деформованої заготовки. Можна прогнозувати, що в деформованому металі стінки виробу межа текучості σ_s буде величиною в межах $\sigma_s = 500 \div 550$ МПа. Рівень опрацювання структури металу пластичною деформацією оцінюється за розподілом інтенсивності деформацій ε_i (див. рис. 6.20, б). Інтенсивне опрацювання проходить на половині висоти донної частини. По ширині стінки має місце суттєва нерівномірність розподілу ε_i .

Таким чином, радіально-пряме видавлювання з роздачею в матрицях з різним кутом γ конусної поверхні забезпечує зниження сил деформування на пуансоні в порівнянні зі зворотним видавлюванням. Чим більше кут конусної поверхні матриці, тим більше величина зниження зазначеної сили. Пряме видавлювання з роздачею в матрицях з кутами конусної поверхні від $\gamma = 17^\circ$ до $\gamma = 60^\circ$ забезпечує зниження сили видавлювання на пуансоні відповідно від 11% до 33% в порівнянні зі зворотним видавлюванням.

Для інтенсивного опрацювання холодною пластичною деформацією структури металу донної частини виробу необхідно використовувати матриці з малими кутами γ .

Зниження сил в порівнянні зі зворотним видавлюванням досягається завдяки комбінованій течії металу і зменшенню величини гідростатичного тиску в осередку деформації, а оптимальні значення куту γ дорівнює $25-30^\circ$.

З використанням МСЕ був виконаний також порівняльний аналіз зворотного і прямого видавлювання з роздачею виробу з низьковуглецевої сталі.

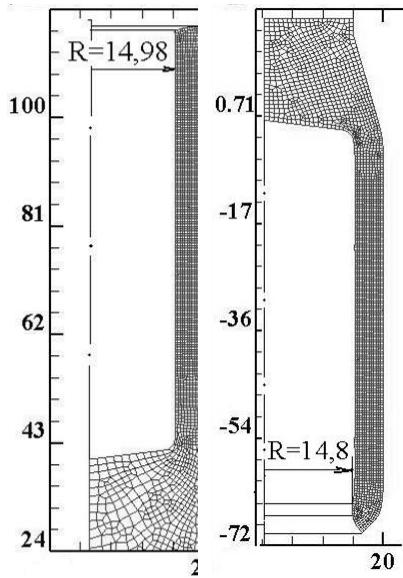
Кінцеві форма і розміри половини виробів, які отримані прямим і зворотним видавлюванням, та загальні види виробів в розрізі відповідно показані на рис. 6.21. Розміри порожнистого виробу в обох випадках однакові: діаметр порожнини 30 мм, зовнішній діаметр виробу $D_1=40$ мм, товщина стінки 5 мм. Матеріал – сталь 10 ($\sigma_{0,2}=220$ МПа).

При прямому видавлюванні розміри вихідної заготовки були наступні: діаметр $D=30$ мм і висота $H=75$ мм. При зворотному відповідно – $D_1=40$ мм і $H=75$ мм. В обох випадках використовували пуансони діаметром $d_1=30$ мм з конічним торцем (кут конусу при вершині 166°), радіус заокруглення конічної поверхні в циліндричну 2 мм, довжина калібрувального паска 2 мм.

Вироби відрізняються формою торця стінки. Після зворотного видавлювання утворюється утягнення висотою 1 мм. Радіус отриманої порожнини склав 14,98 мм. Після прямого видавлювання утворюється конусоподібний торець стінки висотою 4 мм. Тому в останньому випадку необхідно закладати більший припуск на підрізку торця стінки. Крім того, тут має місце викривлення торця. В цьому місці радіус порожнини з 15 мм зменшується до 14,8 мм.

Розподіли інтенсивності деформацій ε_i у вказаних місцях зображені на рис. 6.22. В стінці виробу, який отриманий прямим видавлюванням, інтенсивне пропрацювання структури металу пластичною деформацією проходить на більшій частині стінки. Тому можна прогнозувати підвищені механічні властивості деформованого металу у стінці виробу, який отриманий зворотним видавлюванням. При прямому видавлюванні осередок деформації в донній частині виробу розповсюджується на більшу глибину. При зворотному видавлюванні глибина осередку з інтенсивністю деформацій $\varepsilon_i=0,13$ складає 0,25 від діаметру пуансону d_p , а при прямому - 0,35 від d_p .

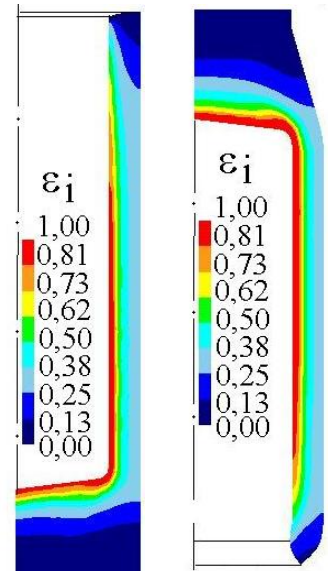
Було досліджено вплив кута конусу пуансону β (див. рис. 6.21) на силові режими і пропрацювання структури металу пластичною деформацією. На рис. 6.23 приведені залежності сил видавлювання, які виникають на пуансонах з різним кутом конусу β від переміщення штоку.



а)

б)

Рис. 6.21 – Форма та розміри виробів (а) та загальні вигляди в розрізі (б)



а)

б)

Рис. 6.22 – Розподіли деформацій ϵ_i по висоті виробу

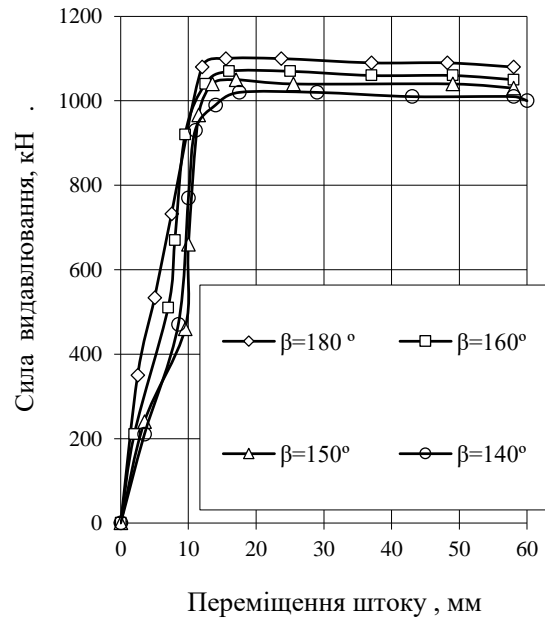


Рис. 6.23 – Залежність сили деформування від переміщення інструменту

Зменшення кута β приводить до зниження сили видавлювання. Кут торця пуансону також впливає на розподіл інтенсивності деформацій в стінці і донній частині виробу. При видавлюванні пуансоном з $\beta=180^\circ$ висота осередку деформації h в донній частині складає: $h=0,5d_{\text{п}}$, однак на осі виробу біля пуансону метал деформується слабкіше, що пов'язано з впливом тертя. Зміна кута пуансону з $\beta=180^\circ$ до $\beta=140^\circ$ приводить до зменшення висоти осередку деформації в донній частині виробу, але збільшує пропрацювання металу пластичною деформацією по ширині стінки (рис. 6.24).

Так, при видавлюванні пуансоном з $\beta=180^\circ$ інтенсивність деформацій $\varepsilon_i=0,31$ розповсюджується на половину ширини стінки зі сторони зовнішньої поверхні виробу, формоутворення пуансоном з $\beta=140^\circ$ забезпечує вказану величину ε_i на четверту частину

Проведено розрахунковий аналіз прямого видавлювання з роздачею при різних значеннях кута нахилу матриці α (рис. 6.25). Також кут матриці α суттєво впливає на пропрацювання структури металу пластичною деформацією в донній частині і по ширині стінки виробу. Зростання величини кута приводить до збільшення величини інтенсивності деформацій в зовнішніх шарах металу стінки виробу. При $\alpha=10^\circ$ зовнішні шари мають $\varepsilon_i=0,31$, а при $\alpha=30^\circ$ – $\varepsilon_i=0,41$. В останньому випадку механічні властивості продеформованого металу стінки будуть більші.

6.4. Формозміна в процесі комбінованого видавлювання порожнистих деталей типу «стакан»

Для дослідження закономірностей формозміни і оцінки деформованого стану заготовки в процесі радіально-прямого видавлювання з роздачею застосований метод скінченних елементів, а також метод ділільних координатних сіток. Експериментальні дослідження мали також на меті підтвердження результатів комп'ютерного моделювання і теоретичних досліджень, проведених раніше за допомогою енергетичного методу верхньої

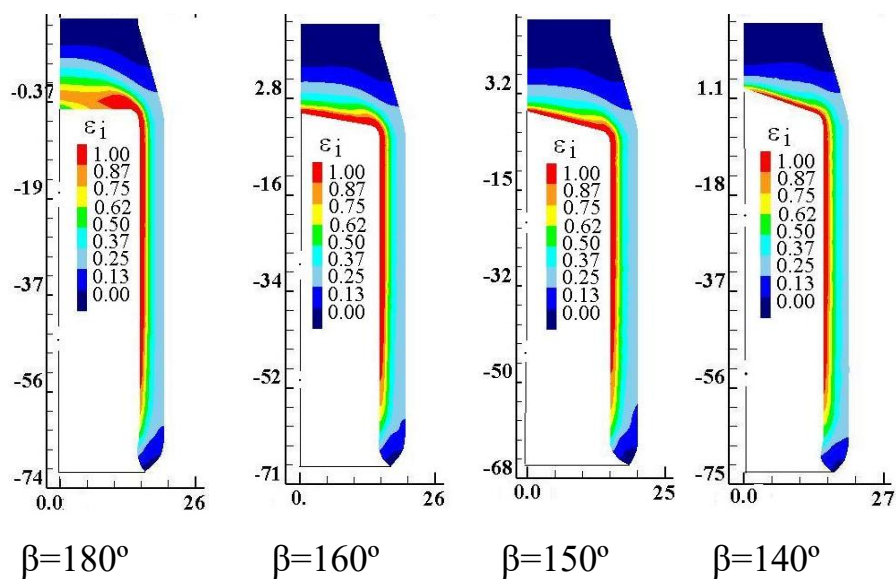


Рис. 6.24 – Розподіли інтенсивності деформацій ε_i в залежності від кута торця пуансону

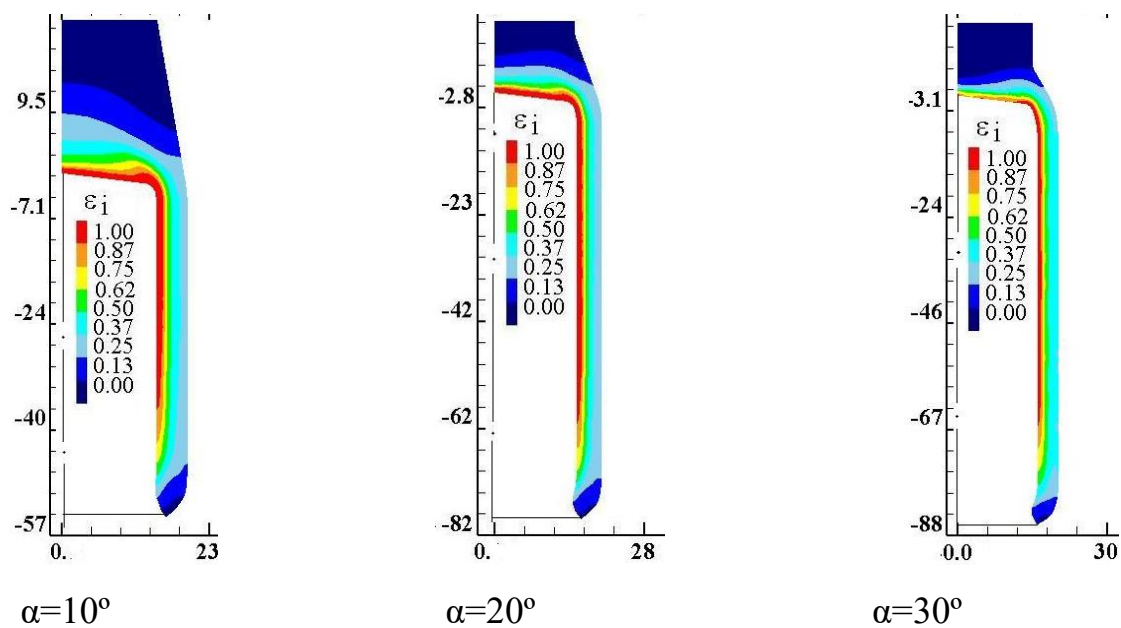


Рис. 6.25 – Розподіли інтенсивності деформацій ε_i в залежності від кута матриці

оцінки. Ділильна квадратна сітка з базою 2 мм була нанесена на меридіональний переріз напівфабрикату, попередньо деформованого до завершення нестационарної стадії процесу і переходу до етапу прямого видавлювання. Це допомогло уникнути депланації складеної заготовки і отримати при подальшому деформуванні на стадії комбінованого послідовного видавлювання виріб з деформованої сіткою.

Досліджувалася стаціонарна стадія процесу радіально-прямого видавлювання. Вертикальні лінії сітки до деформації і після мали номери від $j = 1$ до $j = 7$ (на осі симетрії $j = 0$), горизонтальні - від $i = 1$ до $i = 33$, осередки - від $m = 1$ до $m = 32$ (рис. 6.26, а) [440].

Для зіставлення результатів експериментальних і теоретичних досліджень були виділені дві частинки металу, розташовані в точках 1 і 2 (відповідно чарункам 1 і 26). Після здійсненого повзуном випробувальної машини робочого ходу 34 мм перша частина металу перемістилася з точки 1 в точку 2, перебуваючи постійно в жорсткій області, а друга частина металу пройшла весь осередок деформування, що займає пластичну область, почавши рух з точки 2 і закінчивши рух в точці 3 (див.рис.6.27). Були розраховані траєкторії переміщення матеріальних часток, координати R і Z положення досліджуваної точки, а також побудований графік залежності збільшення деформацій другою часткою при переміщенні її з точки 2 в точку 3 в залежності від координати R .

Проводилася оцінка деформованого стану в процесі деформацій за допомогою програми DEFORM 3D. МСЕ дозволив отримати картини розподілу інтенсивностей деформації в заготовці, що деформується, з алюмінієвого сплаву АД31 в процесі радіально-прямого видавлювання. Був побудований графік залежності приросту деформацій другою часткою при переміщенні її з точки 2 в точку 3 в залежності від координати R (рис. 6.27, б). Деформований стан заготовки в процесі деформації має ідентичний вигляд в програмних розрахунках.

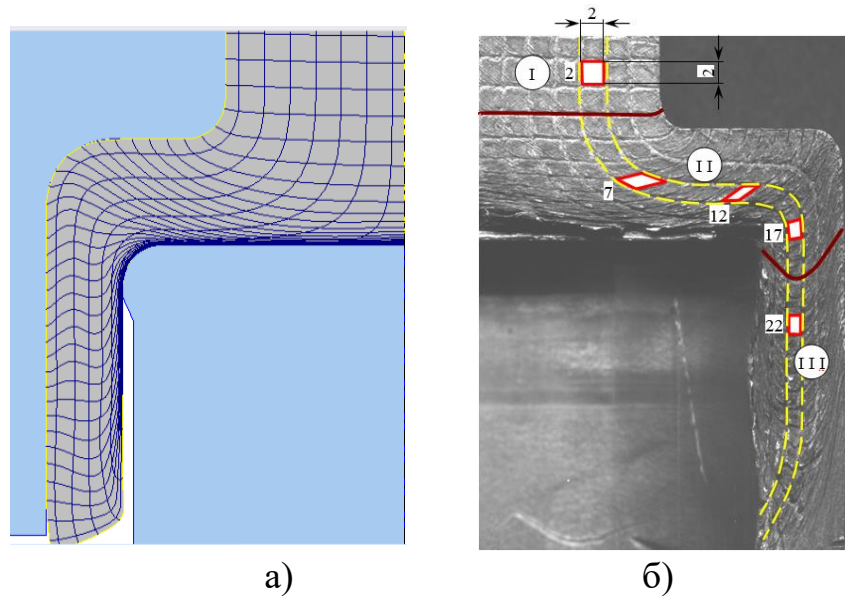


Рис. 6.26 – Викривлення ділильної сітки на СЕ-моделі (а) та експериментальному зразку (б)

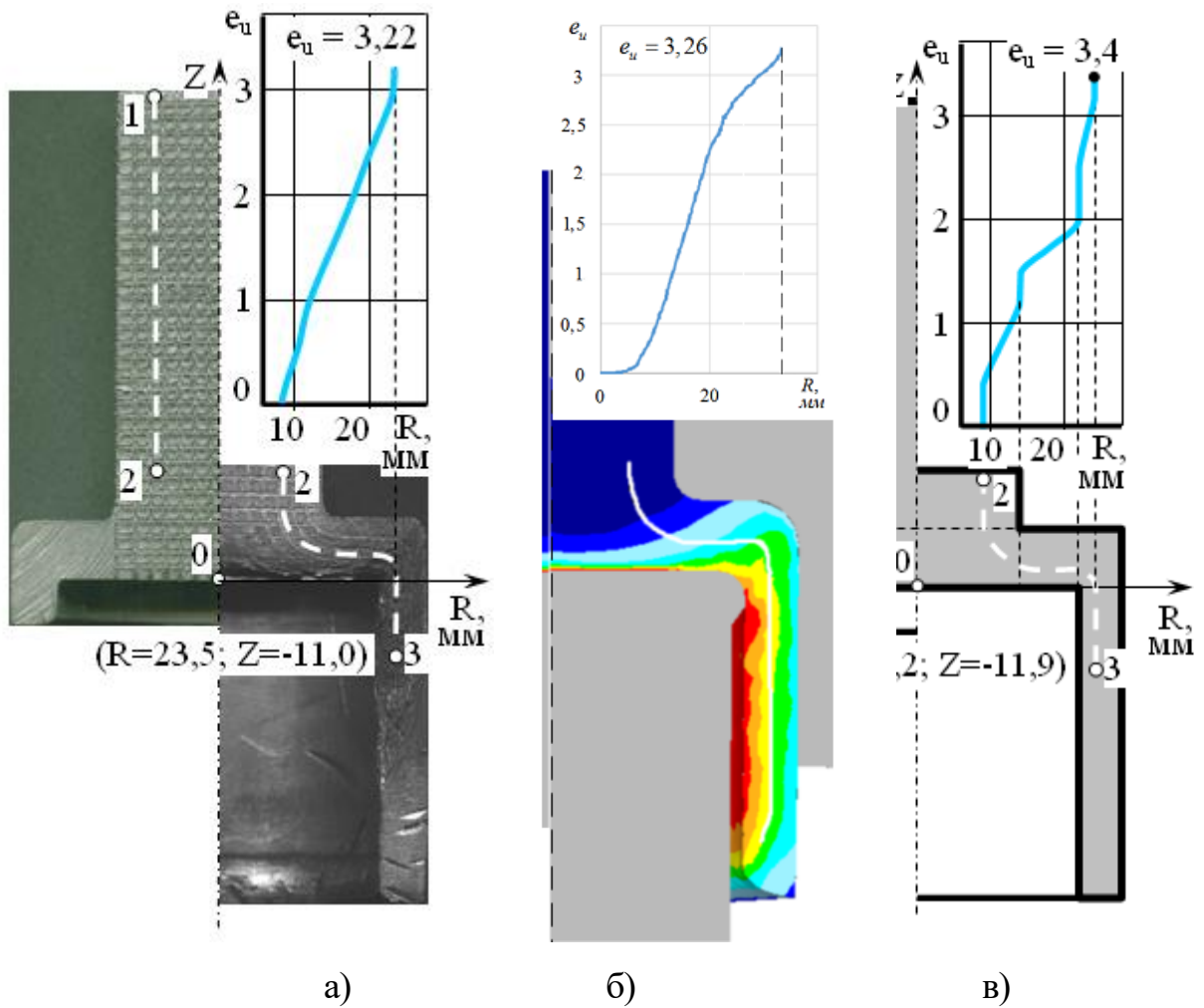


Рис. 6.27 – Траєкторія руху часток та накопичення деформацій в деталі: експеримент (а), МСЕ-модель (б), енергетична модель (в)

Горизонтальні і вертикальні лінії деформованої ділильної сітки досить точно описали реальне переміщення металу в процесі деформації. У центральній області заготовки осередок деформації має верхню конічну граничну поверхню. До найбільшої деформації схильні шари металу, що розташовані біля дна порожнистої деталі. Великі значення інтенсивності деформації зосереджені в шарі матеріалу заготовки поблизу внутрішнього радіуса стакану, а менші – в шарі поблизу зовнішнього радіуса.

Проведено оцінку і зіставлення даних, отриманих в ході експерименту і математичним моделюванням, заснованим на енергетичному методі балансу потужностей (верхньої оцінки) і методі скінченних елементів.

Розрахунки за енергетичною математичною моделлю (див. рис. 6.27, в), що враховує деформаційне зміцнення матеріалу заготовки (див. рис. 6.28), дозволили встановити значення наступних параметрів: приріст компонент деформації для осередків, розташованих між двома виділеними лініями плину, накопиченої деформації чарункою при її переміщенні з попереднього положення, а також підсумкового ступеня деформації, накопиченого чарункою на виході з осередку деформації. Енергетична модель добре якісно і кількісно описує результати експериментальних досліджень. Картина деформацій, отримані графіки збільшення ступеня деформацій, а також подібність картин спотворення ділильної сітки свідчать про відповідність проведених досліджень з використанням різних методів моделювання.

Для оцінки показників напружено-деформованого стану заготовки в осередку деформації на послідовних стадіях процесу радіально-прямого видавлювання були обрані 5 характерних точок (P1-P5) в різних досліджуваних зонах заготовки (див. рис. 6.28).

Високі значення інтенсивності напружень характерні для точок, що знаходяться в зоні розвороту течії матеріалу, тобто в осередку інтенсивної деформації (точка P1, див. рис. 6.29, б). Для точок, які тільки що залишили осередок деформації (P2 і P3), інтенсивність напружень помітно менше, а для точок P4 і P5, що повністю залишили осередок деформації і розташованих в зоні прямої

течії металу, інтенсивність напружень істотно менше максимальних величин в осередку деформації. Графіки зміни інтенсивності напружень в міру проходження частинками пластичної зони показують відмінність у розвитку напруженого стану зон, які розташовані на бічній поверхні і в центральних областях вихідної заготовки (рис. 6.29).

Розподіл інтенсивності деформації, як вже було зазначено, відрізняється помітною нерівномірністю. У центральній області деталі найбільш деформовані шари, що розташовані біля дна порожнини. У стінці стакану найбільшу деформацію набувають внутрішні шари (рис. 6.30). Графіки наростання деформацій по ходу процесу видавлювання відображають відмінність у характері накопичення деформацій точками, розташованими в центральних зонах і на бічній поверхні вихідної заготовки.

Видно також, що після проходження матеріальними частинками осередку деформації інтенсивність деформації точок P4-P5 залишається незмінною. До входження в осередок інтенсивної деформації точок P1-P3 (до ходу пуансона 34 мм) деформація, що відповідає цим зонам, практично непомітна, далі приріст деформації відбувається відносно рівномірно і без стрибків. При цьому більш інтенсивне наростання властиве часткам, які розташовані ближче до внутрішньої поверхні порожнини стакану (P1).

На діаграмі «Шлях-Сила» можна виділити три характерні етапи зростання сил видавлювання на пуансоні, матриці і контрпуансоні, що відповідають наступним стадіям: стадія вільної радіальної течії металу, стадія розвороту течії металу з радіального на прямий напрямок і стадії стаціонарної течії з утворенням осередка деформації незмінною форми і стійкого об'єму (рис. 6.31).

Для кількісної оцінки характеру зміни напруженого стану було встановлено значення показника жорсткості напруженого стану в характерних зонах пластичної деформації і побудовані «шляху деформування» в координатах: інтенсивність деформацій e_{ii} - показник напруженого стану η (рис. 6.32). Значення η встановлювали за залежністю (2.20):

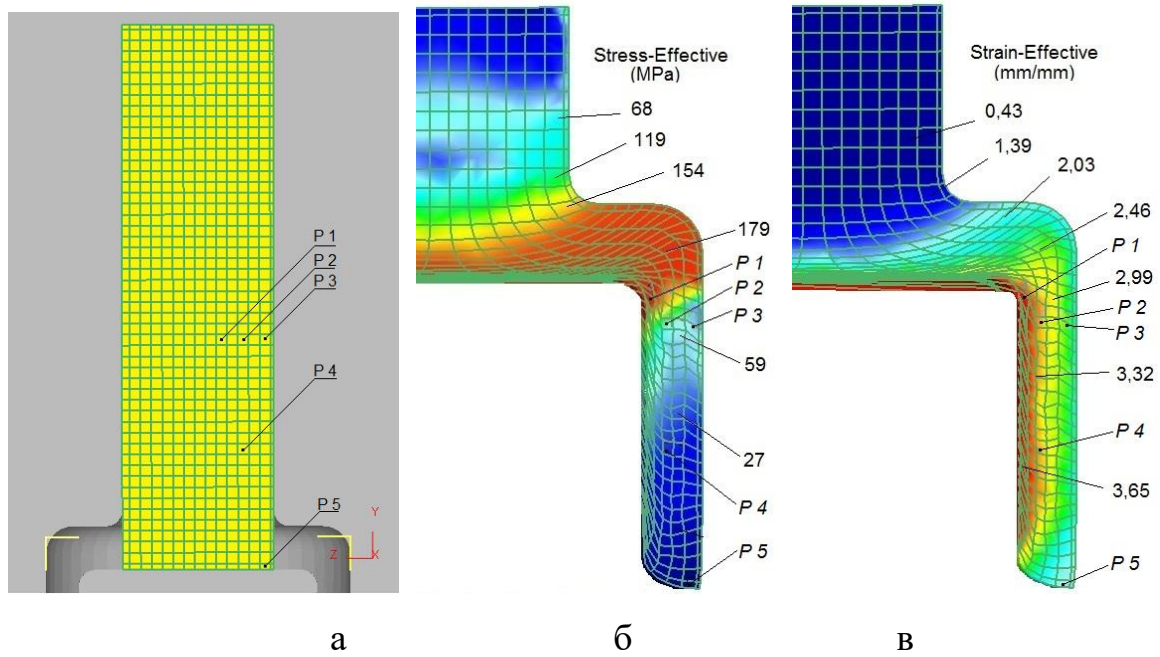


Рис. 6.28 – Характерні точки (а) та розподіл інтенсивності напружень σ_i (б) та інтенсивність деформацій ε_i (в) в осередку деформацій

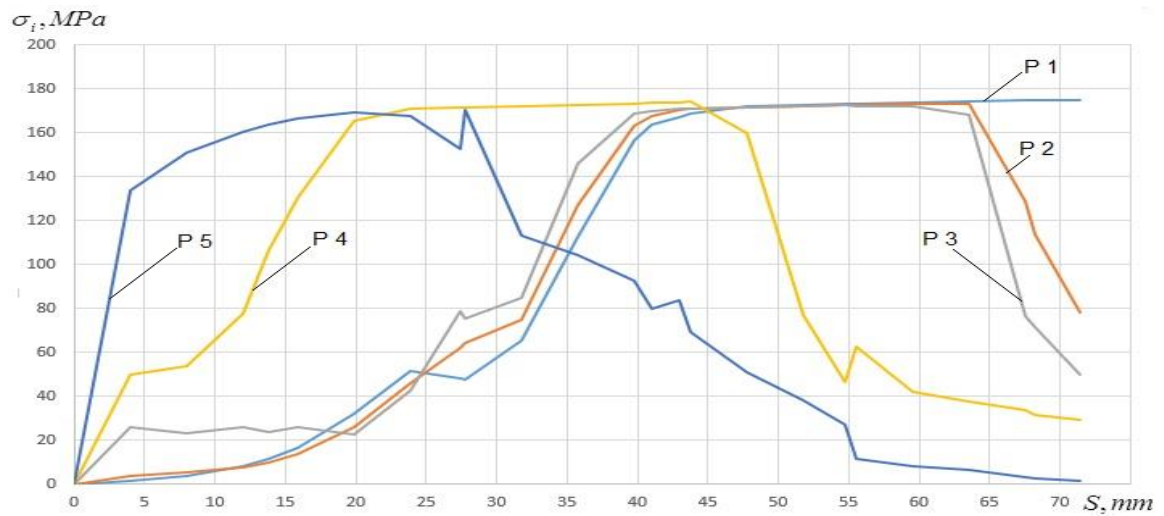


Рис. 6.29 – Інтенсивність напружень в характерних точках осередку деформацій

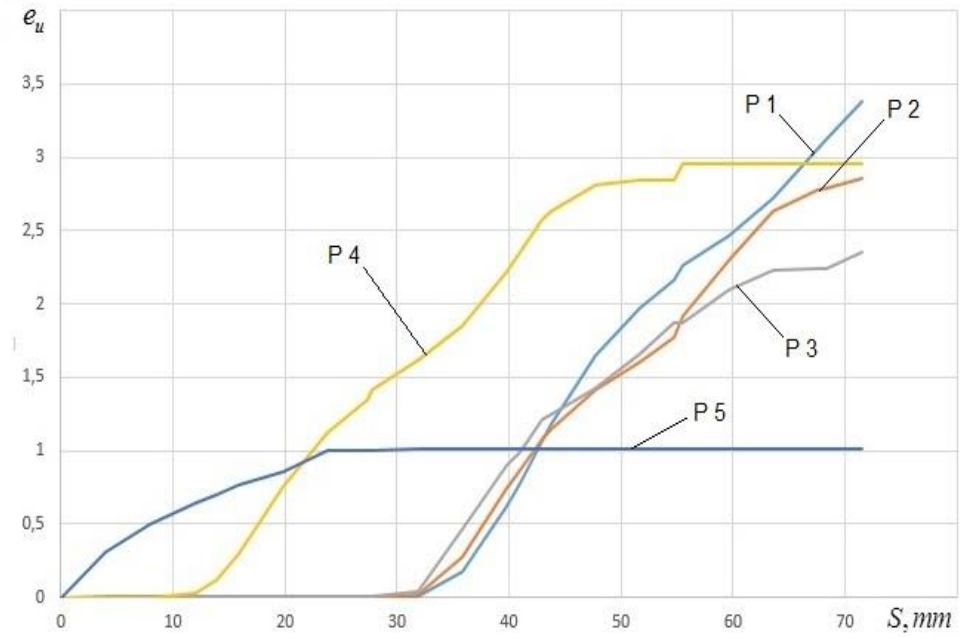


Рис. 6.30 – Приріст інтенсивності деформації характерних часток по ходу процесу видавлювання

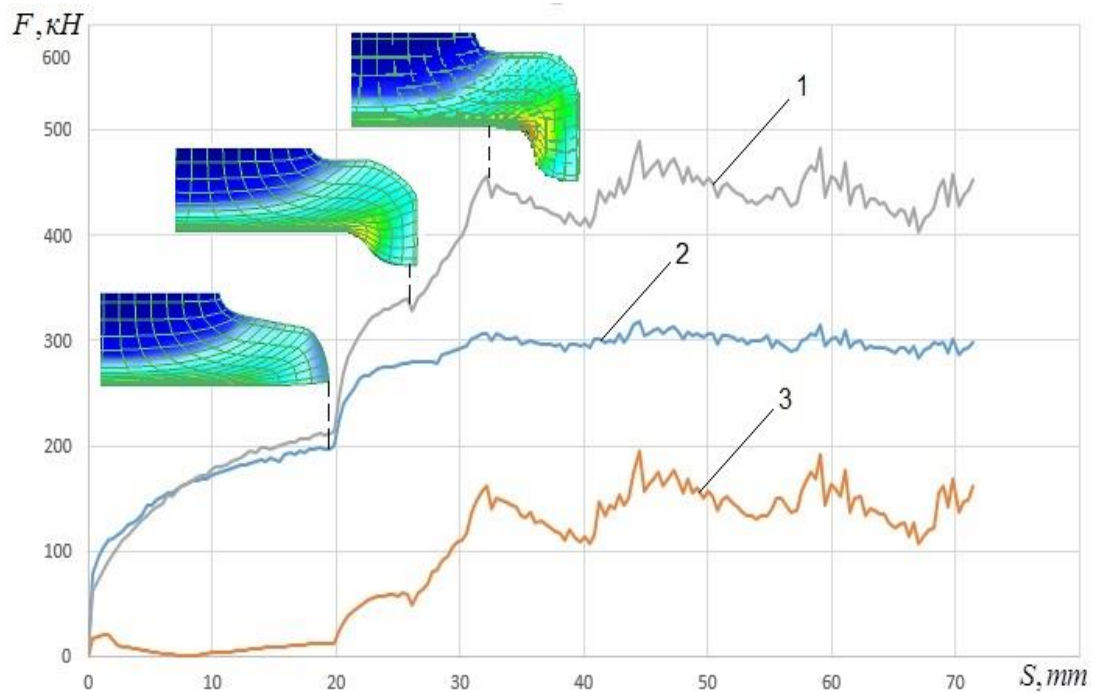


Рис. 6.31 – Графіки зміни сили видавлювання на контрпуансоні (1), матриці (2) і пуансоні (3)

$$\eta = \frac{3 \cdot \sigma_{mean}}{\sigma_i}, \sigma_{mean} = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3},$$

В основному, в координатах діаграми пластичності « $\epsilon_{\text{и}}-\eta$ » значення показника напруженого стану розташовані в сприятливій зоні негативних величин. Для частинок, які розташовані на периферії фланця, що формується на першій стадії радіального видавлювання (в точці P5), шлях деформування проходить і через зону з позитивними значеннями показника η , що свідчить про ймовірність руйнування металу через дії окружних напружень, що розтягують.

Цікаво, що після досягнення кромкою фланця, що видавлюється, зони розвороту металу з радіального напрямку на прямий внаслідок зміни схеми напруженого стану шлях деформування « $\epsilon_{\text{и}}-\eta$ » розгортається і переходить в більш сприятливу область.

В подальшому, «відстаючі» частинки (P1-P2) деформуються більш монотонно і не піддаються такій небезпеці руйнування, оскільки забезпечені підпором з боку вже сформованого ділянки стакану. Для цих точок також характерні великі за абсолютною величиною значення середнього напруження (рис. 6.33).

6.5 Експериментальне дослідження процесів послідовного радіально-прямого видавлювання

6.5.1 Силевий режим деформування при холодному видавлюванні з роздачею

Комп'ютерне моделювання та зіставлення силових характеристик двох процесів: комбінованого послідовного радіально-прямого і зворотного видавлювання показало цікаві можливості в напрямку зниження сили деформування за рахунок вибору схеми.

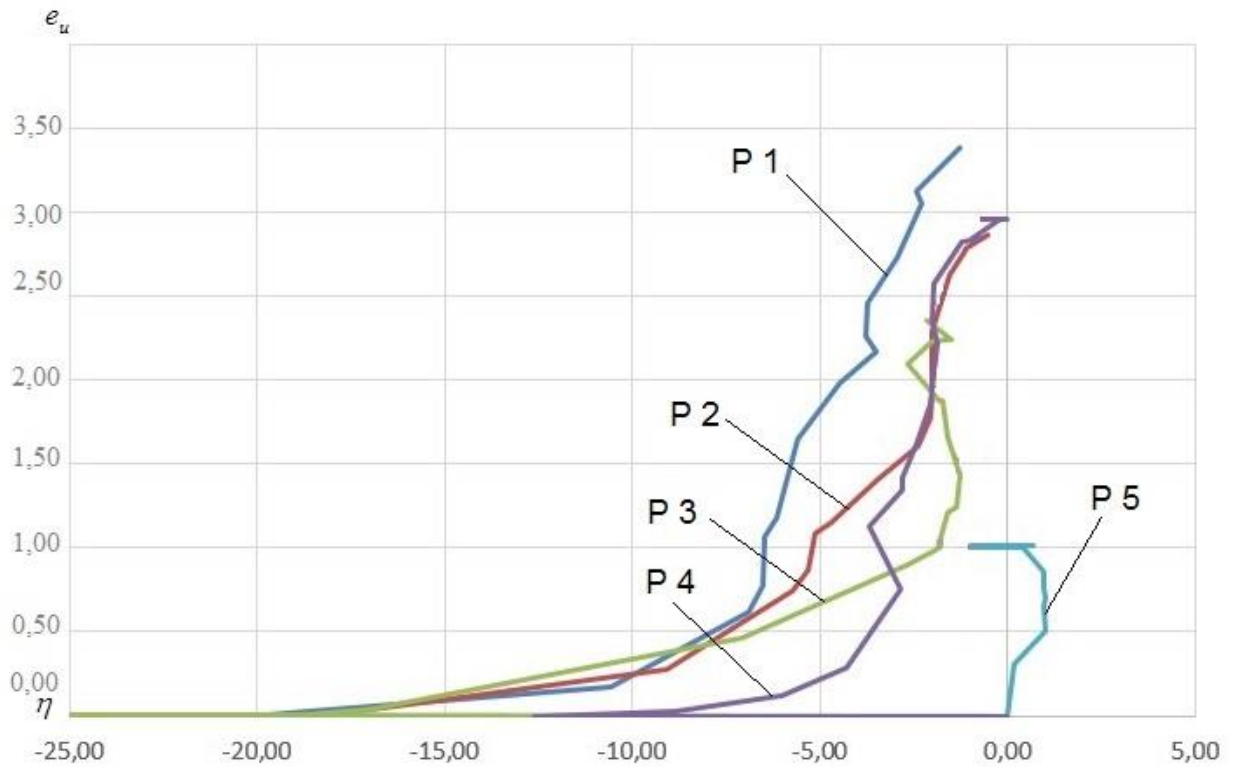


Рис. 6.32 – Графіки залежності інтенсивності деформації від показника напруженого стану для часток P1- P5

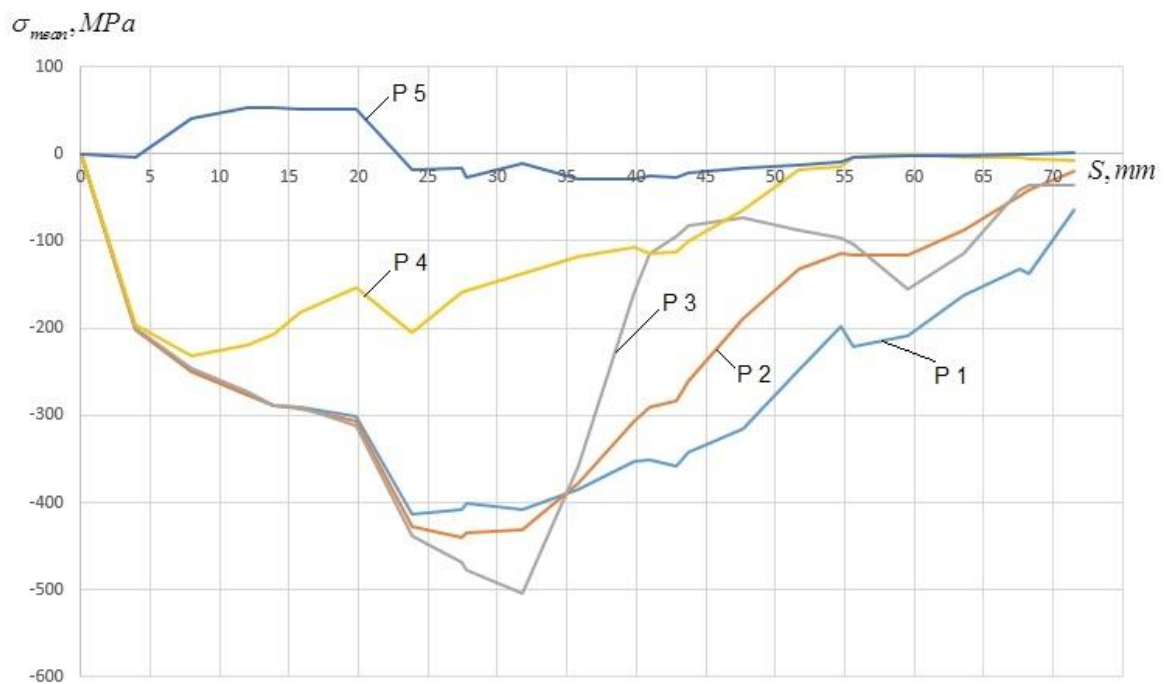


Рис. 6.33 – Зміна середніх напружень в характерних точках по ходу процесу видавлювання

Для експериментального дослідження силових режимів технологічних способів отримання порожнистих деталей (рис. 6.34) застосовувалися циліндричні мірні заготовки висотою від 12 до 45 мм з діаметрами 15,0 мм, 21,0 мм і 28,0 мм, отримані з сортового прокату алюмінієвого сплаву АД31. Висота заготовок підбиралася з розрахунку рівності їх об'ємів. Перед видавлюванням всі зразки піддавалися відпалу протягом 30-40 хвилин в печі, нагрітій до температури 400°C. Як мастило був використаний тваринний жир.

Для дослідження макроструктури отримані в процесі видавлювання порожні деталі розрізали уздовж осі і після попередньої підготовки меридіональні поверхні половинок деталей були протруєні в 5% розчині NaOH при температурі 70°C (див. рис. 6.34) [439].

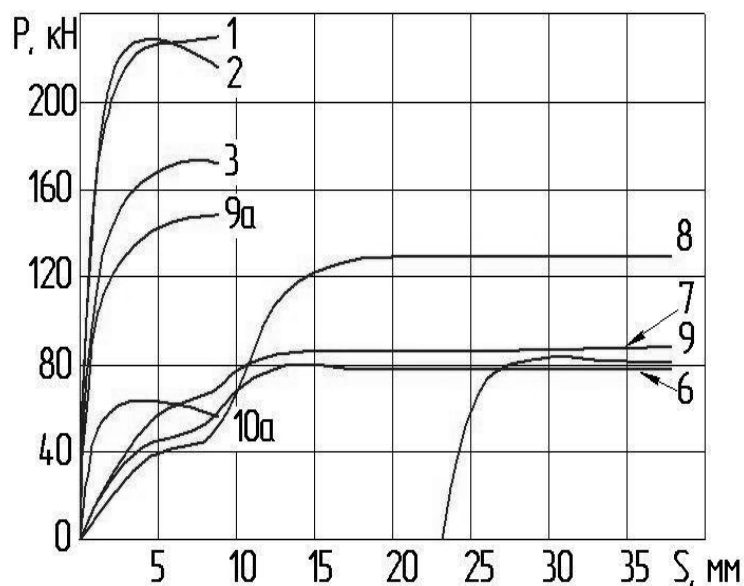
Експериментальні дослідження проводилися на випробувальній машині МС-2000. Було видавлено 10 заготовок. Номер кривої на графіку залежності сили деформування від ходу повзуна (рис. 6.35) для різних способів холодного видавлювання (див. рис. 6.34) відповідає номеру деталі та номеру схеми, по якій ця деталь отримана.

Так, деталь 1 була отримана зворотним видавлюванням, 2 – прямим видавлюванням, 3 – прямим (без матриці) видавлюванням [4], 4 і 5 – радіально-прямим видавлюванням, 6 – радіально-прямим видавлюванням з витіканням в розширений зазор, 7 – вільним радіально-прямим видавлюванням (аналогічно отриманню деталі 3, але витікання металу тільки через бічну поверхню заготовки), 8 – радіально-прямим видавлюванням з можливістю для металу в зоні розвороту додаткової течії в радіальному напрямку. Деталі 9 і 10 виготовлялися за два переходи.

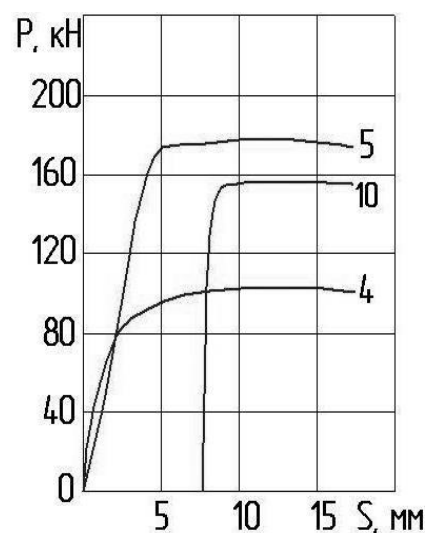
На першому переході отримували напівфабрикати 9а і 10а комбінованим зворотно-прямим видавлюванням з вільним витіканням металу в зворотному напрямку (формувався порожнина) і прямому напрямку (формувався відросток Ø 15 мм для напівфабрикату 9а і Ø 21 мм – для напівфабрикату 10а).

№	Схема	Деталь	№	Схема	Деталь
1			2		
3			4		
5			6		
7			8		
9a			9		
10a			10		

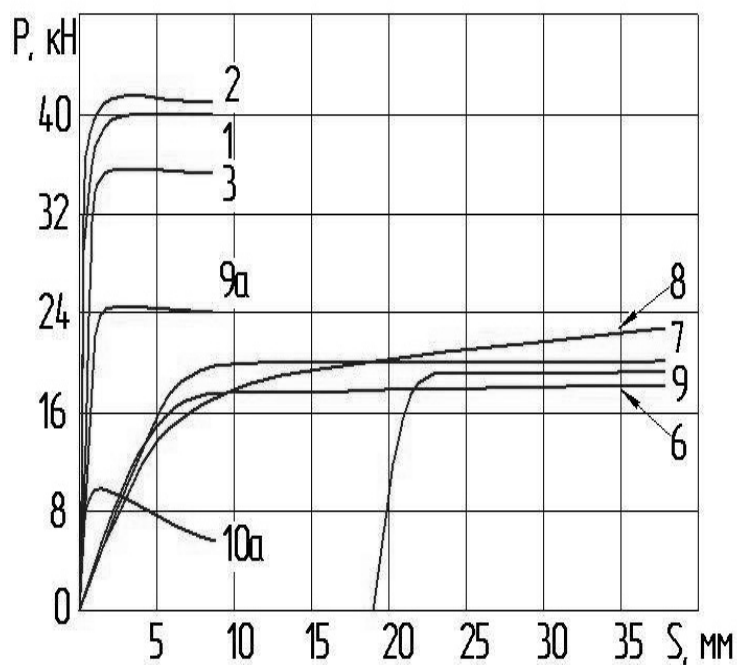
Рис. 6.34 – Схеми видавлювання і меридіональний переріз отриманих порожнистих деталей



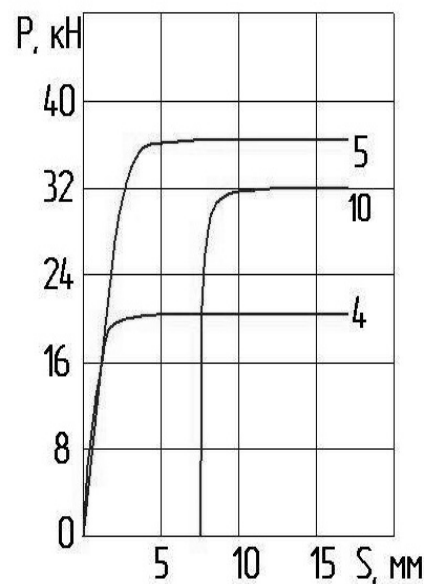
а)



б)



в)



г)

Рис. 6.35 – Графіки залежності сил деформування від робочого ходу при видавлюванні порожнистої деталі зі сплаву АД1 (а, б) і технічного свинцю С1 (в, г) різними способами

На другому переході той об'єм металу, який раніше перемістився у відрізок, радіально-прямим видавлюванням був повернений в стінку порожнистого виробу.

Повний робочий хід пуансона при видавлюванні заготовки $\varnothing 28$ мм склав 9 мм, $\varnothing 21$ мм – 17 мм, $\varnothing 15$ мм – 38 мм. Так, деталь 1 була отримана зворотним видавлюванням з заготовки $\varnothing 28$ мм і висотою 12 мм з повним робочим ходом повзуна випробувальної машини 9 мм, а зміна сили деформування по ходу процесу відображається кривою 1 на графіку (див. рис. 6.35). Криві 9 і 10 починаються не з 0 на горизонтальній осі з тієї причини, що висота відростків напівфабрикатів 9а і 10а менше, відповідно, висоти 42 мм і 21,4 мм заготовок, і тому для отримання порожнистого виробу з кінцевими розмірами пуансону необхідно було зробити менший хід.

Як видно з графіків, найбільша сила деформування фіксувалася для схем зворотного і прямого видавлювання (криві 1 і 2). Сила деформування по ходу процесів для цих схем відрізняється незначно. Пряме (без матриці) видавлювання (крива 3) при деформуванні пуансоном рівного діаметру дозволяє знизити силу деформування на 22% в порівнянні зі зворотним видавлюванням.

Радіально-пряме видавлювання порожнистої деталі з заготовки $\varnothing 15$ мм дозволяє знизити силу в 2,4 рази в порівнянні зі зворотним видавлюванням (крива 4), а з заготовки $\varnothing 21$ мм – на 21% (крива 5). Тобто, збільшення площі поперечного перерізу заготовки приблизно в 2 рази з $176,6 \text{ мм}^2$ (діаметр заготовки 15 мм) до $346,3 \text{ мм}^2$ (діаметр заготовки 21 мм) призводить до збільшення сили деформування для схеми радіально-прямого видавлювання також приблизно в 2 рази .

Виготовлення порожнистих деталей по схемі РПВ з розширеним зазором для прямого витікання (як і «безматрична» схема) дозволяє знизити силу до 22% (крива 6) в порівнянні з радіально-прямим видавлюванням (крива 4).

Вільне радіально-пряме видавлювання (крива 7) заготовок з алюмінієвого сплаву в порівнянні з радіально-прямим видавлюванням заготовки $\varnothing 21$ мм (крива 5) дозволяє зменшити силу формозміни на 41%, а в порівнянні з радіально-прямим видавлюванням заготовки $\varnothing 15$ мм (крива 4) призводить до зростання сили деформування на 11%.

Вільна формозміна заготовок при виготовленні напівфабрикатів 3, 6, 7 є першим етапом виготовлення порожнистої деталі, який дозволив, з одного боку, знизити силу деформування в порівнянні, відповідно, зі зворотним видавлюванням (крива 1), радіально-прямим видавлюванням з заготовки \varnothing 15 мм (крива 4) і радіально-прямим видавлюванням з заготовки \varnothing 21 мм (крива 5), а з іншого боку, не дозволив отримати необхідні форму і розміри деталі. Тому далі, на другому етапі, ці напівфабрикати для отримання кінцевих розмірів піддаються калібруванню, витяжці зі стоншенням, протяжці на оправці. Через те, що перераховані вище операції другого етапу формозміни напівфабрикатів є однозначно менш енергоємними, ніж операції першого етапу, дані експерименти не проводились.

У порівнянні з радіально-прямим видавлюванням заготовки \varnothing 15 мм (крива 4) сила формозміни зменшилася на 15% (крива 9), в порівнянні з радіально-прямим видавлюванням заготовки \varnothing 21 мм (крива 5) – на 14% (крива 10). Тобто, збільшення діаметра відростка, що формується комбінованим зворотно-прямим видавлюванням, на першому етапі призводить до зниження сили деформування на цьому етапі і збільшення цього параметра на другому етапі. Тому діаметр відростка є параметром оптимізації, що дозволяє регулювати навантаження на інструмент на етапах. Крім істотного зниження сили деформування в порівнянні зі зворотним видавлюванням, завдяки додатковому ступеню свободи течії в прямому напрямку і, можливо, знакозмінної деформації на етапах, даний технологічний ланцюжок виготовлення порожнистої деталі може мати ще одну перевагу. В цьому випадку можна виготовляти порожнисті деталі з малопластичних матеріалів. Пояснюється це тим, що осередок деформації формується на першому етапі комбінованого зворотно-прямого видавлювання, тому на другому етапі радіально-прямого видавлювання відсутня початкова стадія радіального видавлювання, для якої характерна наявність значних окружних напружень, що розтягують і які сприяють зниженню пластичності матеріалу заготовки і появі тріщин на кромці фланця [163].

Цікавим є виготовлення порожнистої деталі за два переходи: спочатку отримання напівфабрикатів 9а і 10а, а потім остаточне видавлювання деталей 9 і 10. Причому кожен з етапів забезпечив зниження сили деформування. Так, в порівнянні зі зворотним видавлюванням (крива 1) комбіноване зворотно-пряме видавлювання дозволило знизити силу деформування при виготовленні напівфабрикату 9а на 35% (крива 9а), при виготовленні напівфабрикату 10а – в 3,5 рази (крива 10а).

6.5.2 Формоутворення деталей при холодному видавлюванні з роздачею

Результати теоретичних і експериментальних досліджень виготовлення порожнистих деталей зі сталей і деяких кольорових металів в процесі радіально-прямого видавлювання підтвердили зниження сил деформування в 1,5–2 рази в порівнянні зі зворотним видавлюванням.

Наявність спочатку процесу радіально-прямого видавлювання радіально-го плину матеріалу заготовки, для якого характерне переважання окружних напружень, що розтягують, призводить до зниження пластичності матеріалу заготовки, появи тріщин на бічній поверхні одержуваного фланця і руйнування виробу в цілому. Але, якщо тріщини на фланці не з'явилися до безпосереднього контакту фланця з бічною поверхнею матриці, що формозмінюється, в зоні розвороту, то руйнування матеріалу не відбудеться, тому що ця поверхня матриці буде виступати в якості, свого роду, підпору, що «заліковує» тріщини.

Можливості радіально-прямого видавлювання не обмежені отриманням тільки осесиметричних виробів у вигляді стакану з постійною товщиною стінки по висоті порожнини, з симетрично розташованим зовнішнім, внутрішнім осьовим відростком або без нього [146, 436]. Застосування матриць з ексцентрично розташованими формозмінними порожнинами дозволяє видавлювати порожнисті вироби з асиметрично розташованим зовнішнім осьовим відростком (рис. 6.36).

Використання рухомого інструменту у вигляді втулки всередині робочої порожнини матриці дозволяє зменшити діаметри внутрішньої і зовнішньої поверхонь стакану у його верхній частині без зміни товщини стінки. Спосіб радіально-прямого видавлювання дозволяє виготовляти також складнопрофільовані стакани зі змінною і постійною товщиною стінки по висоті [364]. Складний профіль на зовнішній поверхні стакану при незмінному діаметрі внутрішньої поверхні можна отримати за рахунок осьового переміщення верхньої зовнішньої ступінчастої і верхньої внутрішньої півматрицями. Ступінчастий профіль на внутрішній поверхні стакану при незмінному діаметрі зовнішньої поверхні можна отримати за рахунок осьового переміщення нижньої зовнішньої напівматриці і зміни висоти радіальної порожнини.

Отримані порожнисті вироби незалежно мали циліндричну зовнішню і внутрішню бокові поверхні з однією або двома сходинками на внутрішній боковій поверхні; конічну внутрішню і зовнішню бічні поверхні; конічну внутрішню і зовнішню бічні поверхні в поєднанні з циліндричними поверхнями; конічну внутрішню і зовнішню бічні поверхні зі сходинкою на внутрішній поверхні (рис. 6.36). Ці деталі з зовнішніми діаметрами порожнини 28 і 56 мм виготовлені в процесі радіально-прямого видавлювання з алюмінієвих сплавів АД31, АД1 і свинцю С1

Також слід зазначити, що застосування матриць з ексцентрично розташованими формозмінними порожнинами може дозволити видавити порожнисті вироби зі змінною висотою порожнини, а зміщення осі нижнього пуансона щодо осі отвору в матриці – порожні деталі зі змінною товщиною стінки в поперечному напрямку [432, 436].





Рис. 6.36 – Деталі типу гільз і чашок, виготовлені радіально-прямим видавлюванням з роздачею



Рис. 6.37 – Деталі, зруйновані при радіально-прямому видавлюванні

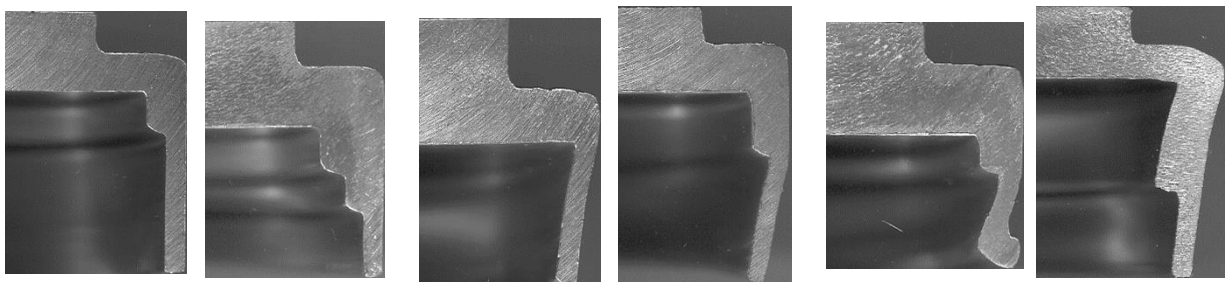


Рис. 6.38 – Контури деталей з ускладненим профілем

На рис. 6.37 представлені приклади руйнування пустотілих виробів з алюмінієвого сплаву АД31 при радіально-прямому видавлюванні, що викликані вичерпанням ресурсу пластичності.

Контури деталей з ускладненим профілем наведені на рис. 6.38. Також слід зазначити, що номенклатура виробів, одержуваних в процесі поперечно-прямого видавлювання, не обмежена виготовленням тільки порожнистих осе-

симетричних деталей. Застосування бічного видавлювання на окремих стадіях дозволяє виготовляти вироби, що складаються з осесиметричних ділянок, наприклад, фланців, порожнин і відростків з однаковими і різними геометричними розмірами.

6.6 Дослідження і розробка процесу послідовного комбінованого радіально – прямого видавлювання з обтисненням

6.6.1 Моделювання процесу осесиметричного радіально-прямого видавлювання з обтисненням

Для способу радіально-прямого видавлювання з обтисненням характерне здійснення радіального видавлювання з течією металу до осі (до центру) трубчастої заготовки (див. рис. 6.1). З огляду на «жорсткості» схеми НДС для даного процесу важливо правильно розрахувати силовий режим деформування. Для отримання аналітичних залежностей силових параметрів від технологічних факторів використовуємо енергетичний метод верхньої оцінки (балансу потужностей). Застосування методу кінематичних модулів для енергетичних розрахунків дозволяє описати складні схеми течії за допомогою елементарних модулів [371]. Сумарну оцінку величини приведенного тиску при цьому також знаходимо як суму наведених тисків модулів, що входять в дану технологічну схему. Значення приведенного тиску визначаються з умови балансу потужностей зовнішніх і внутрішніх сил на кінематично можливих полях швидкостей (КМПШ) [14] (див. формулу (2.33)). Схема процесу представлена на рис. 6.39.

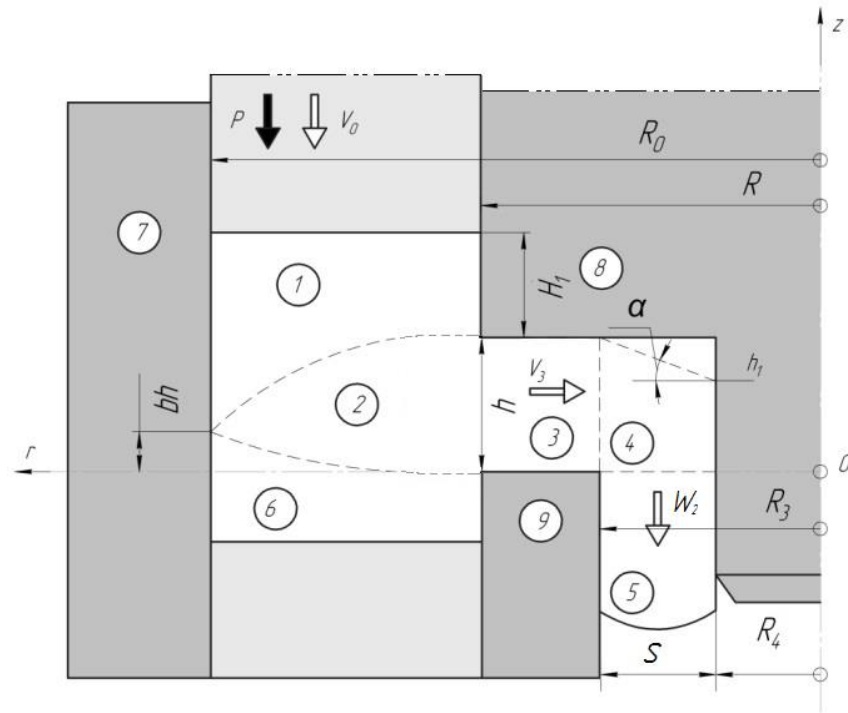


Рис. 6.39 – Розрахункова схема процесу послідовного радіально-прямого видавлювання з обтисненням

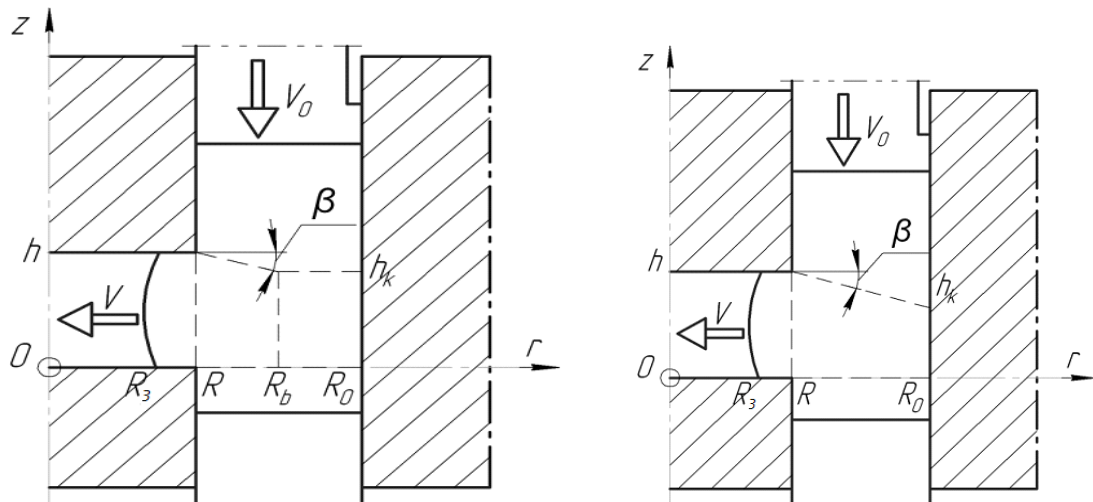


Рис. 6.40 – Варіанти розрахункових схем процесу центричного радіального видавлювання фланців

При деформації трубчастих заготовок послідовним комбінованим радіальним видавлюванням (з одночасним закінченням течії металу в напрямку до осі симетрії і після розвороту в прямому напрямку) досягається формоутворення стінки трубчастої деталі. Осередок деформації умовно можна розбити на

два блоки. У блоці А що складається з модулів 1, 2 і 3, відбувається радіальне видавлювання металу, а в блоці Б (модулі 4 і 5) - пряме видавлювання. Зони 2, 3 і 4 пластичні, зони 1, 5 і 6 - жорсткі, а зони 7, 8 і 9 представляють собою інструменти. Кінематично можливі поля швидкостей (КМПШ) для кожного з типів полів представлені в табл 3.2, №6.

Для блоку Б обираємо кінематичний модуль у вигляді трапецеїдального модуля - зони 4. Цей вибір був зумовлений формою інструменту і експериментально спостережуваним полем деформацій.

Потужність зовнішніх активних сил в блоці А (радіального видавлювання) дорівнює:

$$N_{a1} = \pi \cdot \sigma_s \cdot V_0 \cdot (R_0^2 - R^2) \cdot \bar{p}_1, \quad (6.11)$$

де \bar{p}_1 – приведений тиск деформування.

де V_0 - швидкість переміщення пуансона;

Для блоку А вибір кінематичного модуля трикутної форми з параболічними межами, наближеними до експериментально спостережуваного поля деформацій [443-445], був обґрунтований також після аналізу можливостей варіантів кінематичних зон в центральній області (рис. 6.40). Розрахункова схема процесу радіального видавлювання, побудована з простих модулів плоскої течії дає, розбіжність з експериментальними даними, що досягає 60% [371]. Це пояснюється невідповідністю спрощеної схеми осередку деформації реальній картині деформації, обсягу і формі пластичної зони, які спостерігаються при видавлюванні. У розглянутих розрахункових схемах центральна область заготовки була розділена на кінематичні модулі, прямокутної, трапецеїподібної і прямокутної, трапецеїподібної, а також трикутної форми [445].

Для трапецеїдального модуля і комбінації прямокутного і трапецеїдального модулів приведений тиск вдається визначити тільки чисельно за допомогою ЕОМ. Для трапецеїдального модуля проводиться оптимізація висоти основи трапеції, а для комбінації прямокутного і трапецеїдального модулів проводиться ще й оптимізація положення межі стику модулів. Для криволінійного

трикутника проводиться оптимізація положення вершини трикутника.

Було встановлено, що найменше значення приведенного тиску дає кінематичне поле у формі криволінійного трикутника. А найбільше значення приведенного тиску радіального центрострімного видавлювання характерне для комбінованого поля, складеного з трапецеїдального і прямокутного модулів. Зниження приведенного тиску для цієї розрахункової схеми в порівнянні з іншими розрахунковими схемами знаходиться в межах 20 - 70%.

Таким чином, вигнутий (параболічний) трикутний модуль був обраний як той, що найбільше підходить для вирішення завдання радіально-прямого видавлювання з обтисненням.

Одна з уточнених моделей течії металу (див. рис. 6.39) в процесі РПВ описується залежностями для осьових і радіальних компонент векторів швидкостей відповідних пластичних зон 2, 3 і 4 (див. табл. 3.2).

З урахуванням кінематично можливого поля швидкостей (КМПШ), представленого даними формулами, і умови нерозривності нормальної компоненти швидкості отримані рівняння параболічної і похилої межі між зонами. Рівняння

$$\text{криволінійних границь зони 2: } Z_{AB} = \left(\frac{(1-\alpha)(r^2 - R^2)}{R^2 - R_0^2} + 1 \right) \cdot h, ,$$

$$Z_{BC} = \frac{\alpha \cdot h}{R_0^2 - R^2} \cdot (r^2 - R^2), .$$

$$\text{Для границь між зонами 4 і 8 - } z(r) = h_1 + (r - R_4) \cdot \operatorname{tg} \alpha ,$$

$$\text{де } \operatorname{tg} \alpha = \frac{h - h_1}{R_3 - R_4} .$$

КМПШ для трикутного криволінійного модулю 2 (див. табл. 3.2, п. 19) запишемо так:

$$\text{Зона 2: } \begin{cases} V_{z_2} = -\alpha V_0; \\ V_{r_2} = -\frac{c}{r}; \end{cases} \quad c = \frac{R_0^2 - R^2}{2h} V_0 . \quad (6.12)$$

Для розрахунку потужностей сил деформування і зрізу можна використати формули (3.48) – (3.51).

Для спрощення розрахункових залежностей в блоці А (з похибкою не більше 15%) за результатами розрахунку швидкостей відносних лінійних деформацій в зонах була визначена найбільша за абсолютною величиною швидкість $|\dot{\varepsilon}_{\max}|$. В результаті було встановлено лінеаризовані залежності [8, 12] для розрахунку інтенсивності швидкості деформації по зонах:

$$\begin{aligned} 2 - \dot{\varepsilon}_i &= 1.08 \frac{V_0}{2h_1} \frac{R_k^2 - R^2}{r^2}; \\ 3 - \dot{\varepsilon}_i &= 1.08 \frac{V_0}{2h} \frac{R_0^2 - R_k^2}{r^2}; \end{aligned} \quad (6.13)$$

Після визначення інтенсивності швидкості деформації в зонах 2 і 3, розриву швидкості на межі 1-2, 2-6 і обчислення потужностей сил деформування, зрізу і сил тертя, підставивши в рівняння енергетичного балансу потужностей всі знайдені значення потужностей, і скоротивши на множник $\pi \cdot \sigma_s \cdot V_0 \cdot (R_0^2 - R^2)$, отримана залежність для визначення приведенного тиску \bar{p}_1 (відносної питомої сили на пуансоні) при радіальному видавлюванні внутрішнього фланця з безрозмірними (віднесеними до зовнішнього радіусу R_0) геометричними параметрами:

$$\begin{aligned} \bar{p}_1 &= \left| 0,54 - 1,08 \frac{1}{D} \ln \frac{1}{n} \right| + 1,08 \ln \frac{n}{R_3} + \\ &+ \frac{2}{\sqrt{3}} \left[\frac{1-n}{\bar{h}} + \frac{bn\bar{h}}{D} + \frac{2(1+2b^2-2b)\bar{h}(1-n^3)}{D^2} \right] + \\ &+ \frac{4}{\sqrt{3}} \mu \left[\frac{[(1-b)\bar{h} + \bar{H}_1]}{D} + \frac{n\bar{H}_1}{D} + \frac{1}{2} \frac{n - \bar{R}_3}{\bar{h}} \right], \end{aligned} \quad (6.14)$$

де $n = R/R_0 = \bar{R}$ – параметр, що характеризує товщину стінки трубчастої заготовки; $D = 1 - n^2$

Формула (6.14) містить коефіцієнт оптимізації, оптимальні значення якого знайдені з рівняння $\partial \bar{p}_1 / \partial b = 0$ і розраховуються по залежності для $b = a$

(3.51)

За результатами розрахунків побудовані графіки залежності приведенного тиску \bar{p}_1 від геометричних параметрів та умов тертя процесу радіального видавлювання внутрішніх фланців (рис. 6.41).

Встановлено, що на величину приведенного тиску \bar{p}_1 найбільш впливають надають відносні товщина фланця \bar{h} , радіус фланця \bar{R}_3 , параметр n , а також умови тертя, виражені через коефіцієнт тертя μ . Зі зменшенням товщини стінки трубчастої заготовки найменші значення приведенного тиску характерні для менших значень відносного геометричного параметра n .

Зменшення відносного радіуса фланця \bar{R}_3 і збільшення коефіцієнта тертя μ призводить до однозначного збільшення приведенного тиску видавлювання фланця \bar{p}_1 . Зі збільшенням безрозмірного геометричного параметра \bar{H}_1 приведений тиск інтенсивне зростає тільки при значеннях коефіцієнта тертя, близьких до найбільших.

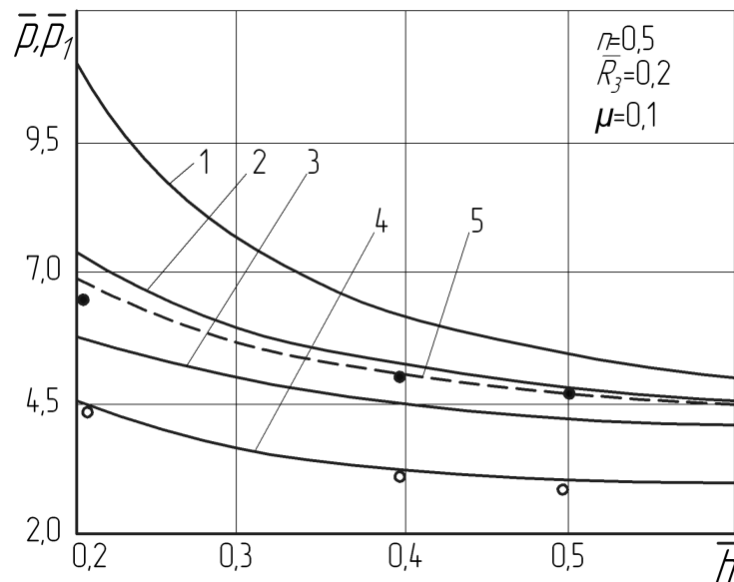


Рис. 6.41 – Залежності приведенного тиску від геометричних параметрів при радіальному видавлюванні (1 - комбінований модуль, 2 - трапецеїдальний модуль, 3 - прямокутний модуль, 4 - криволінійний модуль) і при радіально-прямому видавлюванні (5)

Для другого блоку Б (зони 4, 5, 8) і трапецеїдального модуля (див. табл. 3.2, п. 9), де відбувається розворот течії з радіального на прямий, виходячи з прийнятого КМПШ розраховані потужності сил деформування, тертя і зрізу.

При вхідній швидкості v_3 з рівняння енергетичного балансу при відомій потужності зовнішніх активних сил

$$N_{\partial 2} = (2\pi \cdot R_3 \cdot h \cdot \sigma_s \cdot V_3) \cdot \bar{p}_2 ,$$

визначено приведений тиск деформування \bar{p}_2 у вигляді суми складових, що враховують пластичне деформування модуля 4, а також витрати на зрізи і тертя на його межах:

$$\bar{p}_2 = \Delta\bar{p}_{d4} + \Delta\bar{p}_{c3-4} + \Delta\bar{p}_{ca} + \Delta\bar{p}_{c4-5} + \Delta\bar{p}_{t4-8} . \quad (6.15)$$

Зважаючи на значну похибку, що виникає при спробі спрощення підінтегрального вираження методом лінеаризації інтенсивності швидкостей деформації в даній зоні, доцільно було використовувати верхню оцінку інтеграла по Коші-Буняковському, яку було розраховано в розділі 3 по залежностях (3.33) - (3.40). Остаточо, верхня оцінка потужності сил деформування і відповідна частка тиску деформування встановлені по залежностях (3.36).

Контактним тертям в зоні 5 нехтуємо, зважаючи на малі протяжності пасків інструменту. Інтеграл потужності сил деформування в трапецеїдальному модулі 4 має вигляд:

$$N_d = \sigma_s 2\pi \int_{R_4}^{R_3} r dr \dot{\epsilon}_i \int_0^{z(r)} \dot{\epsilon}_i dz$$

де $\dot{\epsilon}_i$ - інтенсивність швидкостей деформації:

$$\dot{\epsilon}_i^2 = \frac{2}{9} \left[6 \cdot \left(\frac{V_0 M}{z(r)} \right)^2 \cdot \left(\left(1 - \frac{r^2 - R_4^2}{2rz(r)} \operatorname{tg} \alpha \right)^2 + \left(\frac{r^2 - R_4^2}{2r^2} \right)^2 - \frac{r^2 - R_4^2}{2r^2} \times \right. \right. \\ \left. \left. \times \left(1 - \frac{r^2 - R_4^2}{2rz(r)} \operatorname{tg} \alpha \right) \right) + 1.5 \left(\frac{V_0 M \operatorname{tg} \alpha z}{z_2(r)} \right)^2 \cdot \left(2 - \frac{(r^2 - R_4^2) \cdot (z(r) + 2r \operatorname{tg} \alpha)}{2r^2 z(r)} \right)^2 \right] \quad (6.16)$$

$$\text{тут } M = \frac{2R_3 \cdot h}{R_3^2 - R_4^2}.$$

Складові приведенного тиску видавлювання, що враховують витрати на зрізи і тертя, розраховуються за виразами:

$$\Delta \bar{p}_{c3-4} = \frac{1}{\sqrt{3}} \left(\frac{R_3 h}{(R_3^2 - R_4^2)} + \operatorname{tg} \alpha \right);$$

$$\Delta \bar{p}_{t4-8} = \frac{2R_4 h_1}{\sqrt{3}(R_3^2 - R_4^2)};$$

$$\Delta \bar{p}_{c4-5} = \frac{1}{\sqrt{3}(R_3^2 - R_4^2) \operatorname{tg} \alpha} \left| \frac{R_3^2 - R_4^2}{2} + B_1(R_3 - R_4) + [B_1^2 - R_4^2] \times B_2 \right|;$$

$$B_1 = R_4 - \frac{h_1}{\operatorname{tg} \alpha}, \quad B_2 = \ln \left(1 + \frac{R_3 - R_4}{h_1} \operatorname{tg} \alpha \right);$$

$$\Delta \bar{p}_{c\alpha} = 2\mu(1 + \operatorname{tg}^2 \alpha) \Delta \bar{p}_{c4-5}. \quad (6.17)$$

При теоретичному аналізі силового режиму і виведення розрахункових залежностей для приведенного тиску було прийнято допущення про ідеальну пластичність деформованого матеріалу ($\sigma_s = \text{const}$). Для середньоінтегральної оцінки ступеня деформації використовують різні показники, засновані на співвідношенні вихідних розмірів (площ) з розмірами, отриманими після видавлювання. Для уточнення величини ступеня деформації аналізують переважний вид деформації в характерних областях заготовки шляхом врахування особливостей геометрії, схеми течії або нерівномірності деформування.

Для урахування зміцнення матеріалу по Р. Хіллу [2, 29] допускаємо, що тертя по поверхні контакту досить мало впливає на розподіл деформацій в осередку деформації і інтенсивність деформації визначаємо, прийнявши її рівною наведеному тиску всього процесу $\bar{p} = \bar{p}_1 + \bar{p}_2$.

Із графіків залежності тисків деформування в блоці прямого видавлювання (рис. 6.41-6.43) видно, що отримання деталей типу гільз з відносно тонкими

стінками вимагає значних енергетичних витрат. Тиск деформування при комбінованому видавлюванні вище тисків радіального (доцентрового) видавлювання в 1,5-2,1 рази залежно від величини зазору для прямої течії металу.

Разом з тим, є оптимальні значення кутів нахилу боку трапецеїдального модуля, за якими можна підготувати геометрію інструменту і замість витрат на зрізи отримати значно менші витрати сил на контактне тертя.

6.6.2 Моделювання процесу осесиметричного радіально-прямого видавлювання з обтисненням на оправці

Для вирішення завдання радіально-прямого видавлювання на оправці схема процесу умовно розбивається на визначені раніше зони (рис. 6.44): зони 2,3 - пластичні і зона 4 - жорстка. При цьому пластична зона 3 відокремлена від жорсткої зони 4 площиною $z = 0$.

КМПШ для трикутного криволінійного модулю 2 (див. табл. 3.2, п. 19) було встановлене в (6.11), а рішення встановлене в розділі 3 за виразами (3.48)-(3.51).

КМПШ для трикутного прямолінійного модулю 3 (див. табл. 3.2, п. 22) виглядає так:

$$\text{Зона 3: } \begin{cases} V_{z_3} = -\frac{2c}{(R+R_4) \cdot \operatorname{tg}\beta} \cdot \left(1 - \frac{z \cdot \operatorname{tg}\beta}{2r}\right); \\ V_{r_3} = -\frac{c}{R+R_4} \cdot \left(1 - \frac{R}{r}\right). \end{cases} \quad (6.18)$$

$$Z_{AD} = \frac{h}{R-R_4} \cdot (r-R_4); \quad \operatorname{tg}\beta = \frac{R-R_4}{h}; \quad Z'(r) = \frac{h}{R-R_4} = \frac{1}{\operatorname{tg}\beta}.$$



Рис. 6.42 – Деталі, отримані радіально-прямим видавлюванням з обтисненням

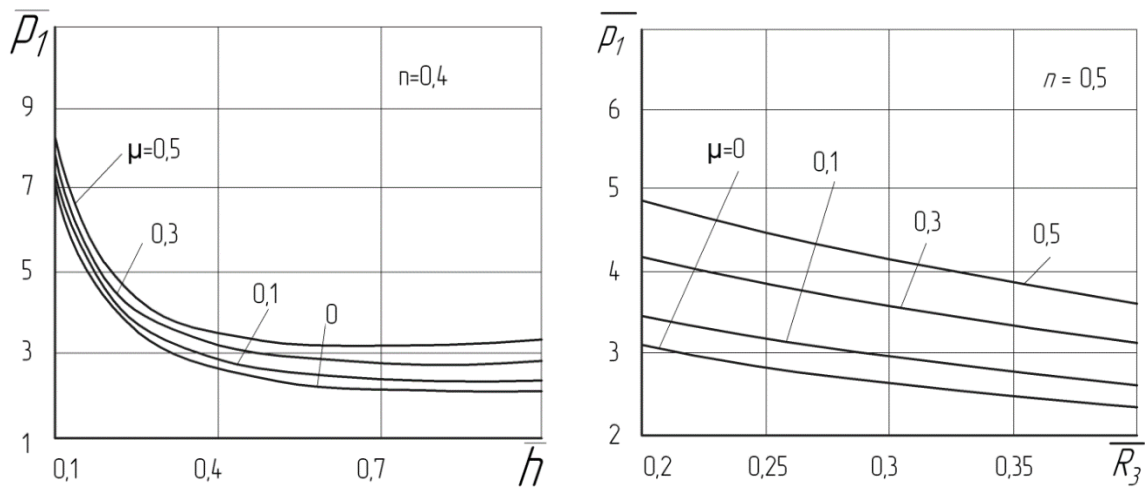


Рис. 6.43 – Графіки залежності приведенного тиску від параметрів радіального видавлювання ($\bar{H}_1 = 0.3 \bar{R}_3 = \bar{R}$)

Рішення для такого трикутного модуля (зони 3) було встановлено в розділі 3 за виразами (3.43)-(3.46).

Значення приведенного тиску визначаємо з умови балансу потужностей зовнішніх і внутрішніх сил на кінематично можливих швидкостях переміщень (див. п. 2.2):

Потужність зовнішніх активних сил дорівнює:

$$N_a = p \cdot A \cdot V_0 = \pi(R_0^2 - R_1^2) \cdot p \cdot V_0, \quad (6.19)$$

де p – питома сила пуансона.

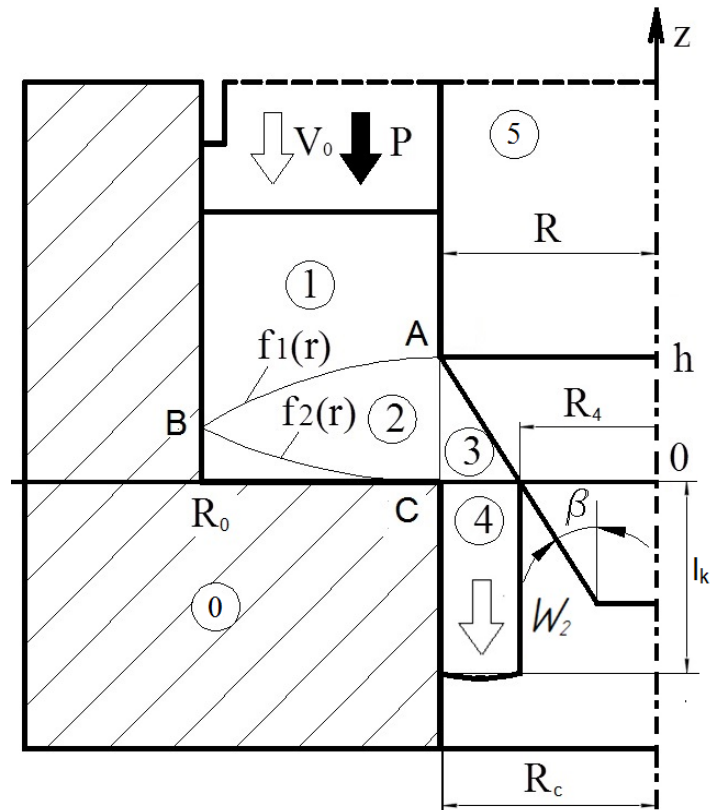


Рис. 6.44 – Розрахункова схема радіально-прямого видавлювання на оправці

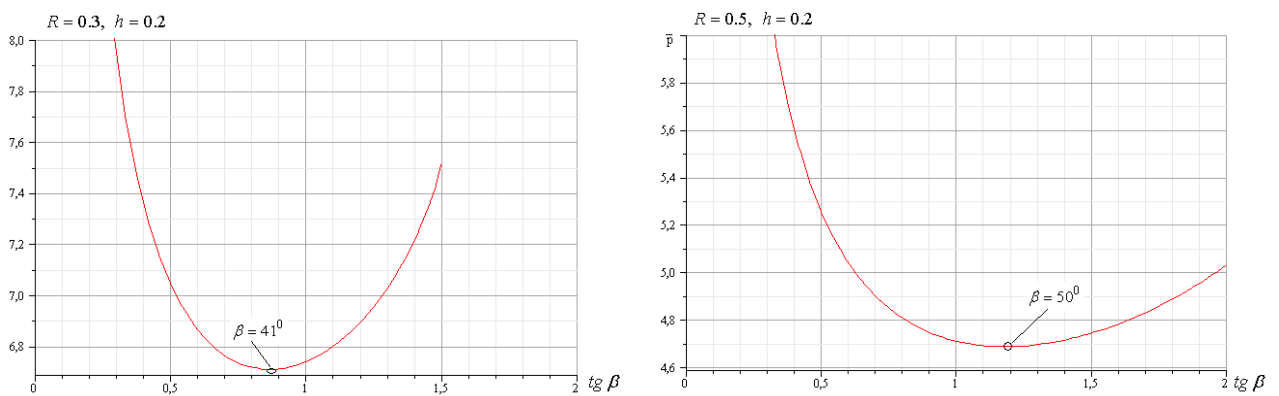


Рис. 6.45 – Залежності приведенного тиску видавлювання від параметра кута нахилу оправки

Потужності сил тертя і зрізу на межах модулів:

$$\begin{aligned}
 N_{c_{2-3}} &= \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 2\pi R \int_0^h \left| \frac{2c}{(R+R_4) \cdot \operatorname{tg}\beta} \cdot \left(1 - \frac{z \operatorname{tg}\beta}{2R}\right) + \alpha V_0 \right| dz = \\
 &= \frac{2\pi R \sigma_s h}{\sqrt{3}} \left| \alpha - \frac{2c}{(R+R_4) \cdot \operatorname{tg}\beta} \cdot \left(1 - \frac{h \operatorname{tg}\beta}{4R}\right) \right|; \\
 N_{c_{3-4}} &= \frac{2c \pi \sigma_s}{(R+R_4) \cdot \sqrt{3}} \cdot \left[\frac{R^2 - R_4^2}{2} + R \cdot (R - R_4) \right]; \\
 N_{t_{5-4}} &= 2\mu_s \cdot \left(1 + \frac{1}{\operatorname{tg}^2 \beta}\right) \cdot N_{c_{3-4}}; \\
 N_{t_{4-0}} &= \frac{2\mu_s \sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 2\pi R \cdot \int_{-h}^0 \left| \frac{2ch}{R^2 - R_4^2} \right| dz = \frac{4\pi \mu_s \sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot R \cdot \frac{2ch}{R^2 - R_4^2} \cdot l_k.
 \end{aligned} \tag{6.20}$$

Підставивши в баланс потужностей всі знайдені раніше значення потужностей і скоротивши на $\sigma_s \cdot V_0 \cdot \pi(R_0^2 - R^2)$, отримаємо приведенний тиск процесу радіально-прямого видавлювання на оправці.

$$\begin{aligned}
 \bar{p} &= \frac{2}{\sqrt{3} \cdot (R_0^2 - R^2)} \left[R_0^2 \cdot \ln \frac{R_0}{R} - \frac{R_0^2 - R^2}{2} \right] + \frac{1}{\sqrt{3}h} \cdot \left(2 \cdot (R_0 - R) + \frac{(1-\alpha)^2 + \alpha^2}{c^2} \cdot \frac{R_0^3 - R^3}{3} \right) + \\
 &+ \frac{2}{\sqrt{3} \cdot (R+R_4) \cdot h \cdot \operatorname{tg}\beta} \cdot \left[\left(\frac{3}{4}R - R_4 \right) \cdot \sqrt{3}R - \left(\frac{R}{4} - \frac{R_4}{2} \right) \cdot A + \left(\frac{3}{8}R^2 - \frac{1}{2}R \cdot R_4 \right) \cdot \right. \\
 &\quad \left. \cdot \ln \left| \frac{(3+2\sqrt{3})R}{R+2R_4+2A} \right| + R \cdot R_4 \cdot \ln \left| \frac{(3+2\sqrt{3}) \cdot R_4}{2R+R_4+2A} \right| \right] + \\
 &+ \frac{2Rh}{\sqrt{3} \cdot (R_0^2 - R^2)} \left| \alpha - \frac{2c}{(R+R_4) \cdot \operatorname{tg}\beta} \left(1 - \frac{h \operatorname{tg}\beta}{4R}\right) \right| + \frac{4\mu_s}{\sqrt{3}} \cdot \frac{l_k \cdot (R_4 + R)}{R^2 - R_4^2} + \\
 &+ \frac{1}{2h \cdot (R+R_4) \sqrt{3}} \cdot \left[\frac{R^2 - R_4^2}{2} + R \cdot (R - R_4) \right] \cdot \left(1 + 2\mu_s \cdot \left(1 + \frac{1}{\operatorname{tg}^2 \beta}\right) \right)
 \end{aligned} \tag{6.21}$$

У якості параметру оптимізації виступає $\alpha \in (0,1)$ (см. 3.51).

Оптимізація значення кута нахилу конічної оправки виявилася можливою тільки чисельно. Графіки залежності приведенного тиску від геометричних параметрів процесу (рис. 6.45) показують, що існує певне значення оптимального параметра a . Це значення коливається в інтервалі 45-57 градусів і зале-

жить від величини витяжки (співвідношення висоти порожнини товщини стінки вихідної трубчастої заготовки).

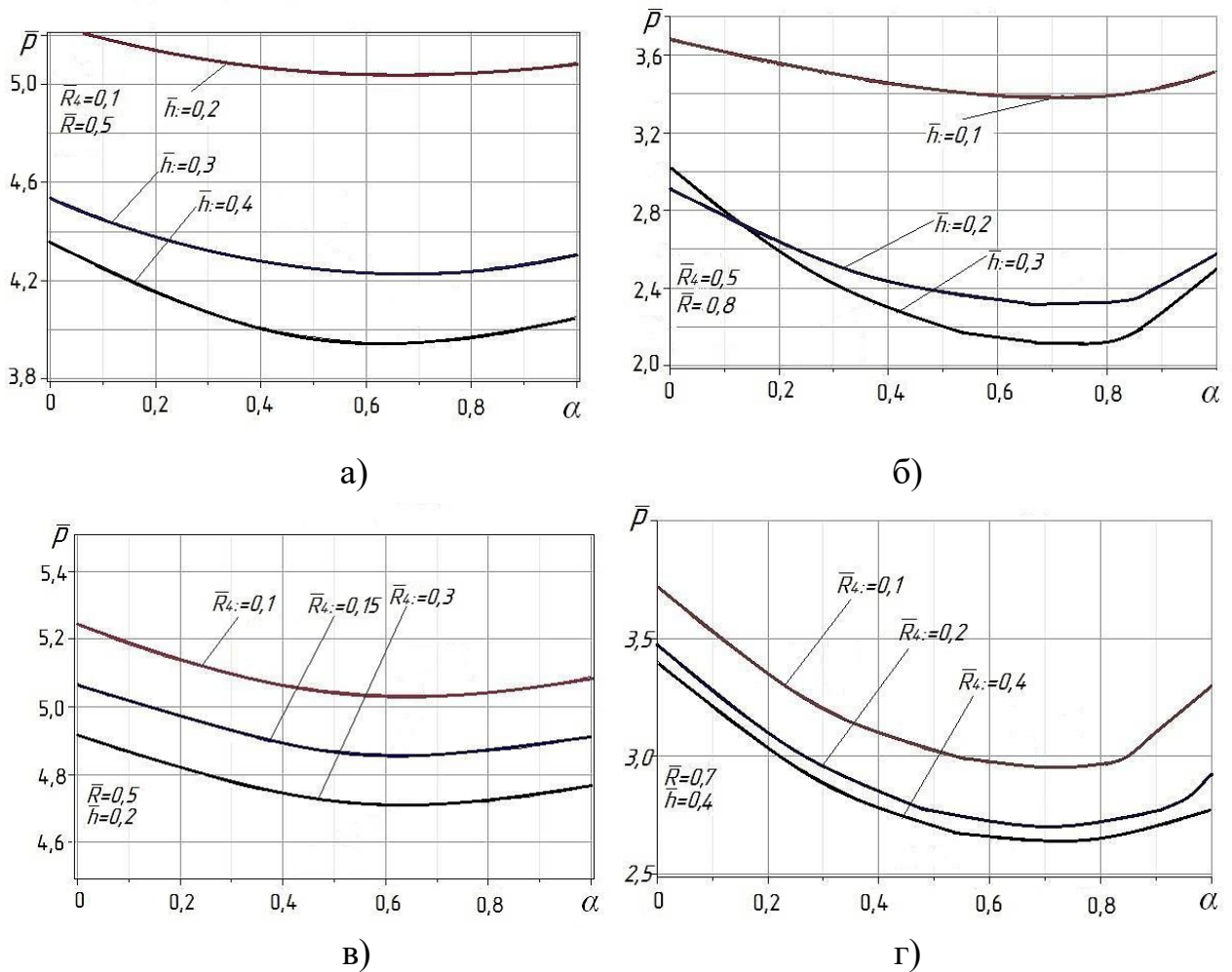


Рис. 6.46 – Залежності приведенного тиску видавлювання від параметру оптимізації α і геометричних параметрів процесу ($\mu_s = 0.08; \bar{h}^* = 0.1$)

Для поширення середньої товщини заготовки кут β змінюється в діапазоні $46-52^\circ$, при цьому з потовщенням трубчастої заготовки значення кута зростає.

Характер кривих приведення тиску при різних співвідношеннях геометричних параметрів напівфабрикату не змінюється, оптимальні значення параметру $\alpha \in (0, 1)$ відповідають точці мінімуму величини \bar{p} (рис. 6.46).

Зростання відносного параметру \bar{R}_4 при зберіганні інших параметрів процесу деформування призводить до зменшення приведенного тиску, оптимальне значення параметру α практично не змінюється і варіюється в межах 0,67 (в) та 0,71 (г).

Були проведені експериментальні дослідження процесу радіального центрострімного і радіально-прямого видавлювання деталей типу втулок з внутрішніми фланцями і деталей типу гільз (див. рис. 6.43) із заготовок (свинець С1 і алюмінієвий сплав АД1 і АМцМ) з діаметральними розмірами 45x28 мм і висотою 50 мм [444].

Для радіально-прямого видавлювання розрахункові значення тисків \bar{p} визначені для проміжного етапу при максимальному значенні сил деформування і представлені разом з результатами експериментальних досліджень на рис. 6.41 (крива 5 і досліджені точки ●; товщина \bar{s} дорівнює товщині фланця \bar{h}). Встановлено, що теоретичні рішення наближено збігаються з експериментальними даними, при цьому похибка обчислень становить 10...15%.

Результати експериментальних досліджень підтверджують адекватність розроблених математичних моделей і їх прийнятність для виконання технологічних розрахунків.

6.6.3 Формозміна заготовки при комбінованому радіально-прямому видавлюванні з обтисненням

Дослідження деформованого стану мала мету вивчення закономірностей формозміни і деформаційного режиму процесу радіально-прямого видавлювання з обтисненням, визначення форми і розмірів осередку деформації і розподілу компонент деформації по осередку деформації.

Процес комбінованого видавлювання на конічній оправці в залежності від відносного розташування оправки і перехідної кромки матриці можна розділити на схеми з нульовим, додатним і від'ємним зазорами (рис. 6.47).

Дослідження напружено-деформованого стану заготовок, проведені екс-

периментальним шляхом і за допомогою МСЕ з використанням програмного комплексу QForm-2D, дозволили визначити закономірності формоутворення при видавлюванні.

Вивчення викривленої координатної сітки на різних стадіях процесу видавлювання показало, що характер перебігу металу відрізняється помітною нерівномірністю (див. рис.6.47, а). Осередок деформації зосереджується в зоні розвороту металу і по своїй висоті трохи вище приймальної порожнини, що утворилася між оправкою і матрицею. Інша частина заготовки знаходиться вище осередка деформації і практично не деформується.

Встановлено, що при видавлюванні за схемою з нульовим зазором висота осередку деформації обмежується висотою приймальної порожниною утвореної між оправкою і матрицею, а максимальна ступінь деформації зосереджується в нижній частині заготовки, причому по ходу процесу відбувається зниження по висоті області великих деформацій, що свідчить про переміщення осередку деформації вниз (див. рис. 6.47, б).

При розгляді розподілу опору деформацій на меридіональній поверхні деталі видно, що максимальна її величина зосереджується в районі перехідної кромки матриці, де метал заготовки при закінченні розгортається. Також можна помітити, що менш зміцненою ділянкою по перерізу заготовки є ділянка в нижньому зовнішньому куті вихідної заготовки, де утворюється невелика застійна зона. Аналогічна картина розподілу деформацій при видавлюванні за схемою з додатним зазором між оправкою і матрицею; максимальний ступінь деформації зосереджується в нижній частині заготовки, причому по ходу процесу відбувається зменшення по висоті області великих деформацій, що також свідчить про рух осередку деформації вниз (див. рис. 6.47, в). Показники опору деформації розподілені ідентично самій деформації, і їх зміни в осередку деформації по ходу деформування також відповідно. Найбільше зміцнення отримують зовнішні шари видавленої трубчастої частини деталі.

При порівнянні розподілу деформацій по меридіональному перерізі заготовки в схемах радіально-прямого видавлювання на конусній оправці з додатним,

від'ємним і нульовим (див. рис. 6.44, $R = R_c$) зазорами можна зробити висновок про те, що найбільший градієнт нерівномірності розподілу деформацій по товщині видавлюваної стінки спостерігається при видавлюванні за схемою з додатним зазором між оправкою і матрицею (див. рис. 6.44, $R < R_c$).

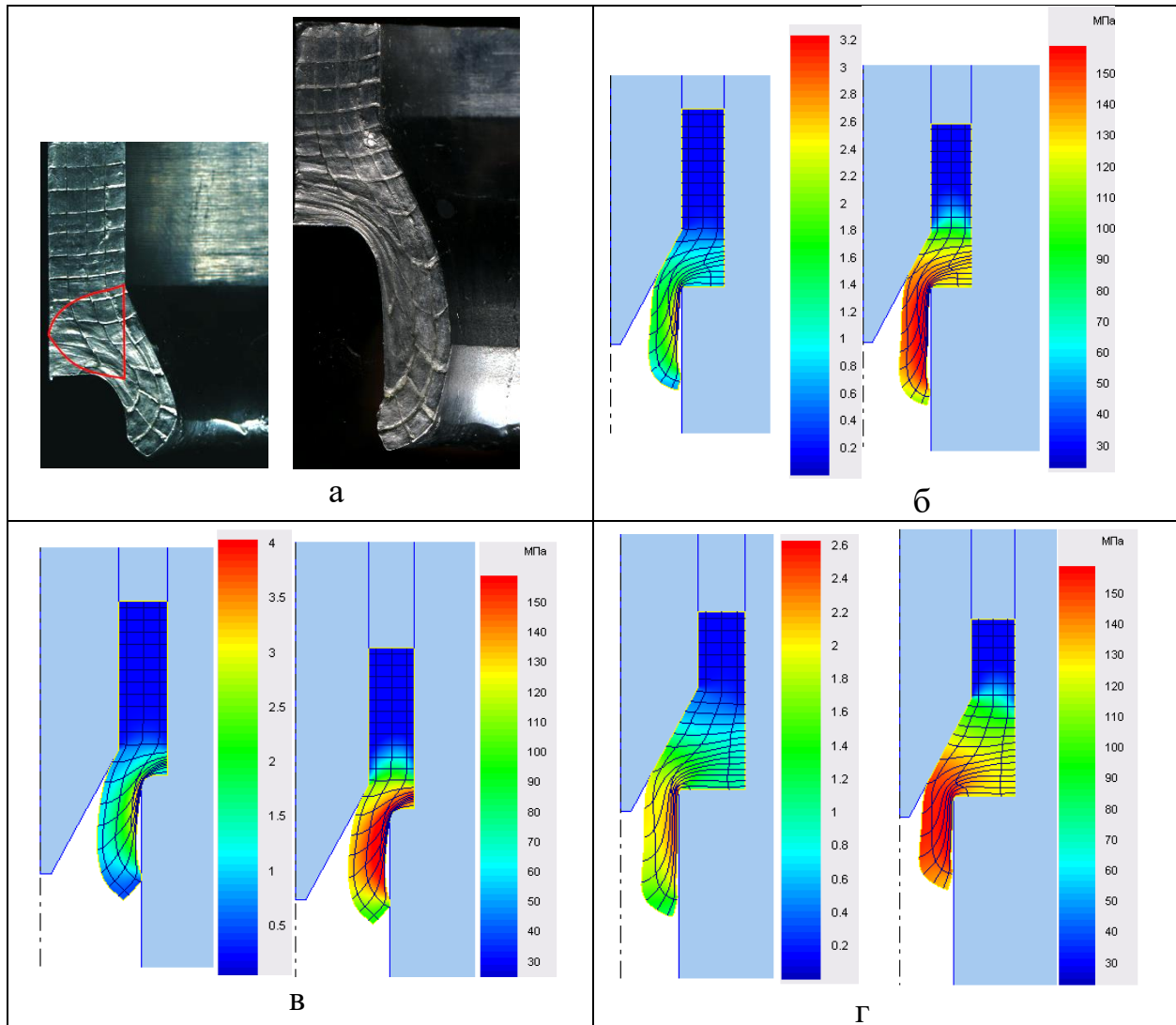


Рис. 6.47 – Викривлення координатної сітки (а) та розподіл інтенсивності деформацій і опору деформації для схем з нульовим (б), з додатним (в) і від'ємним зазором (г)

При видавлюванні за цією схемою різниця між найбільшим ступенем деформації, який зосереджений на зовнішній стороні видавлюваної стінки, і найменшим

на внутрішній стороні досягає 2,0. При видавлюванні за схемою з від'ємним зазором різниця між найбільшим і найменшим ступенем деформації по товщині стінки досягає 0,5-0,6 (див. рис. 6.47, г). Таким чином, при виготовленні трубчастої деталі з однією і тією ж товщиною стінки за різними схемами процесу нерівномірність розподілу механічних властивостей буде меншою при комбінованому видавлюванні за схемою з від'ємним зазором між оправкою і матрицею.

Для визначення деформованого стану використаний метод координатних ділильних сіток, який дозволяє якісно і кількісно оцінити розподіл деформацій в об'ємі заготовки. За викривленням сітки розраховували значення компонент і інтенсивності деформації для декількох послідовних стадій видавлювання.

Деформування проводилося поетапно. Через кожні 2-4 мм ходу деформувального пуансона сканувалась поверхня заготовки, на яку нанесена сітка. Результати наведені на рис. 6.48. Заготовка мала розміри $\varnothing 45,0$ і $\varnothing 28,0$ мм і висоту 30 мм.

Сітка була нанесена струганням на меридіональну площину заготовки, попередньо розпилену і шліфовану, і мала базу 2 мм. Обчислені значення головних компонент деформацій в площині меридіонального перерізу e_z і e_r , тангенціальної компоненти деформації e_θ , зсувної деформації γ_{rz} , інтенсивності підсумкової деформації e_i за формулами, наведеними в роботі [379].

На рис. 6.49 і 6.50 показані побудовані за результатами розрахунку поля розподілів і лінії рівних значень компонент деформацій. За розподілом логарифмічних деформацій в об'ємі деформованої заготовки деталі видно, що осередок деформації знаходиться в зоні течії металу, яка змінює свій напрямок з радіального на прямий. Найбільші значення деформації знаходяться на кромці матриці, там інтенсивність деформацій досягає 2-х одиниць.

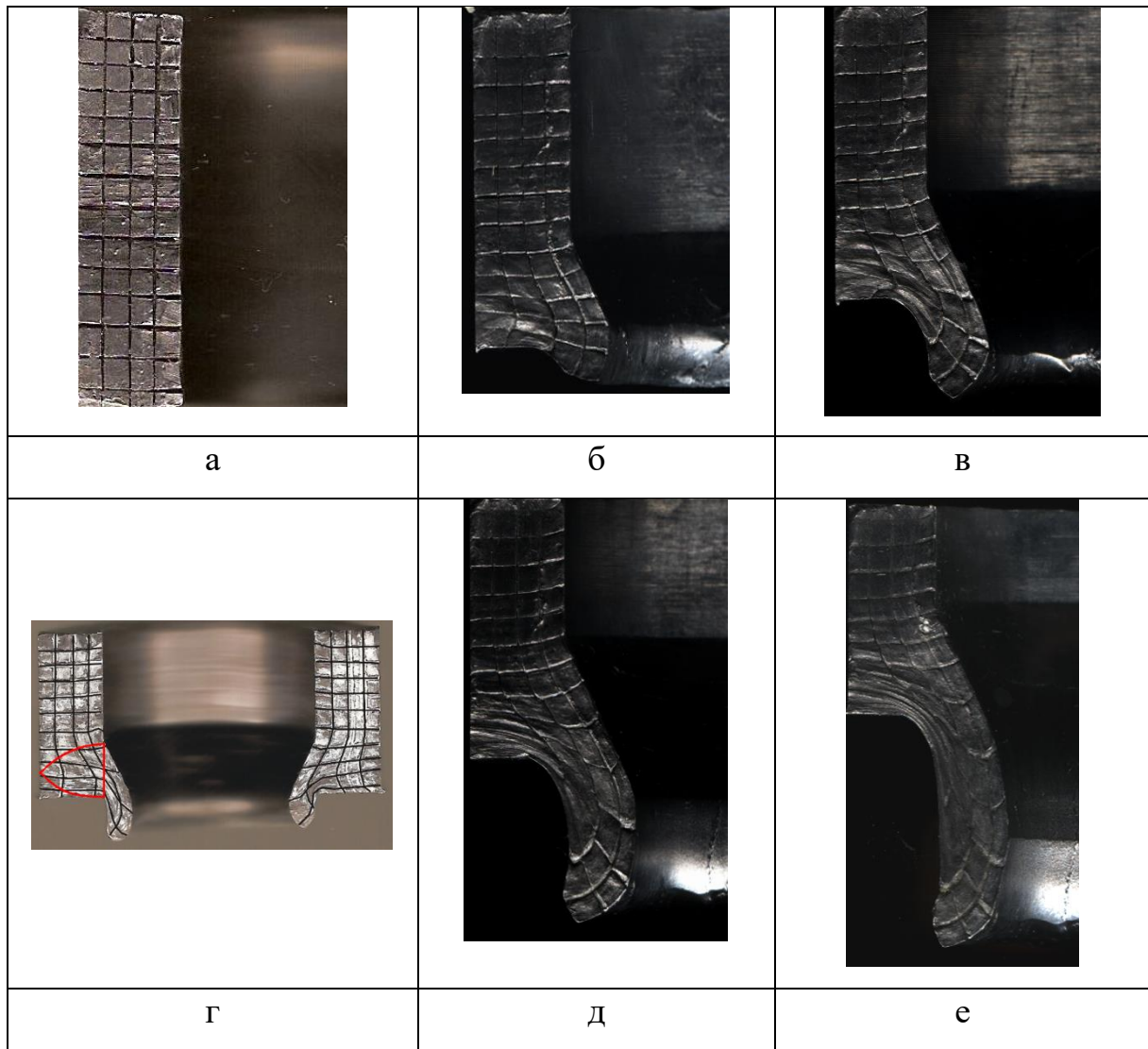


Рис. 6.48 – Картини поетапного викривлення ділильної сітки при радіально-прямому видавлюванні з обтисненням на конусній оправці

При вивченні розподілу логарифмічних деформацій на зовнішній поверхні деталі видно, що максимальний ступінь деформації зосереджується в нижній частині заготовки (як і у моделях МСЕ, див. рис. 6.47), причому по ходу процесу відбувається зниження по висоті області великих деформацій, що свідчить про рух осередку деформації вниз (див. рис. 6.50). Також можна помітити, що існує невелика застійна зона з висотною деформації, яка зосереджена в безпосередній близькості від матриці. Ця зона утворюється в більшій мірі через тертя між заготовкою і інструментом.

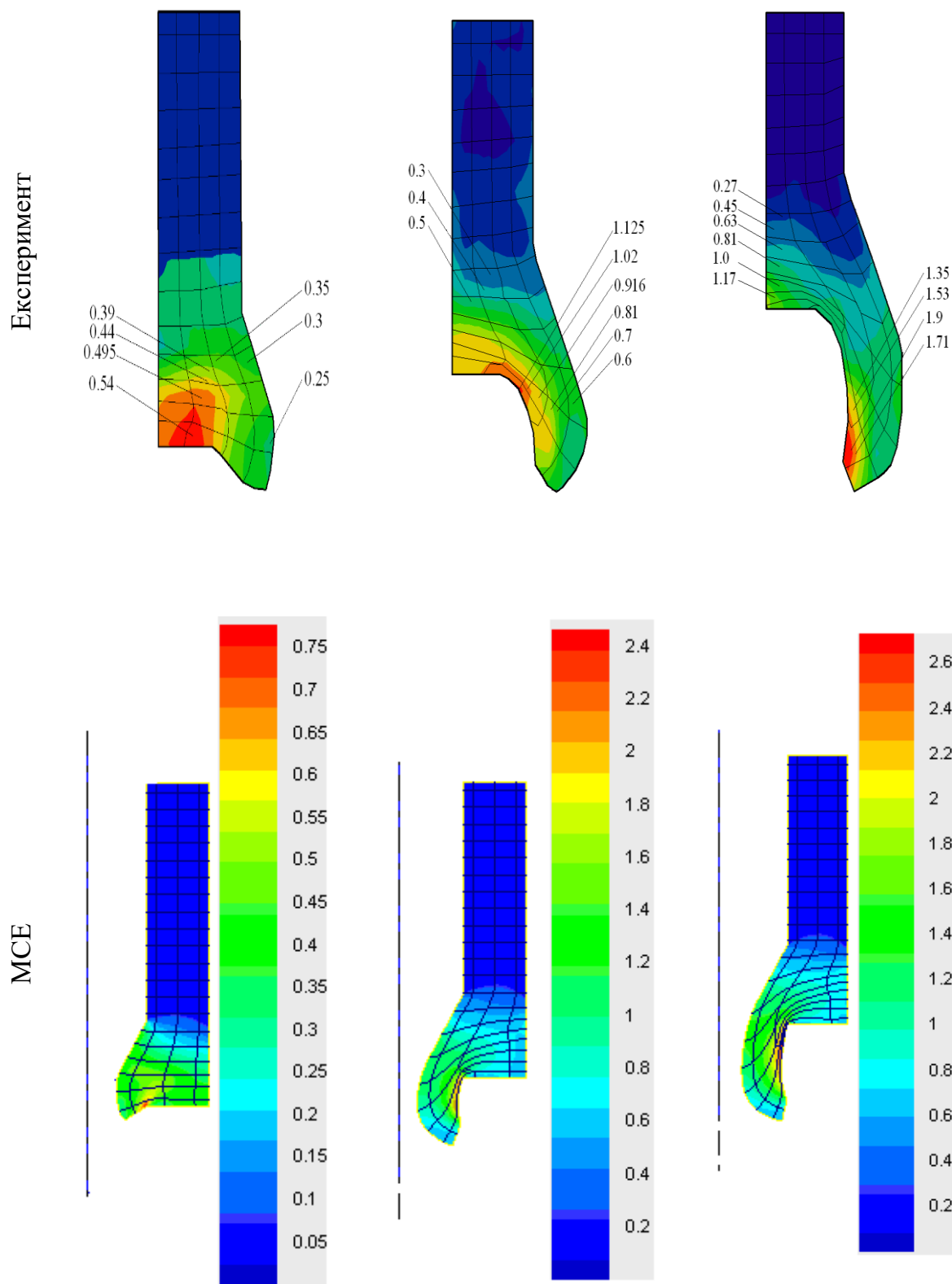


Рис. 6.49 – Розподіл інтенсивності логарифмічних деформацій при радіально-прямому видавлюванні на конічній оправці

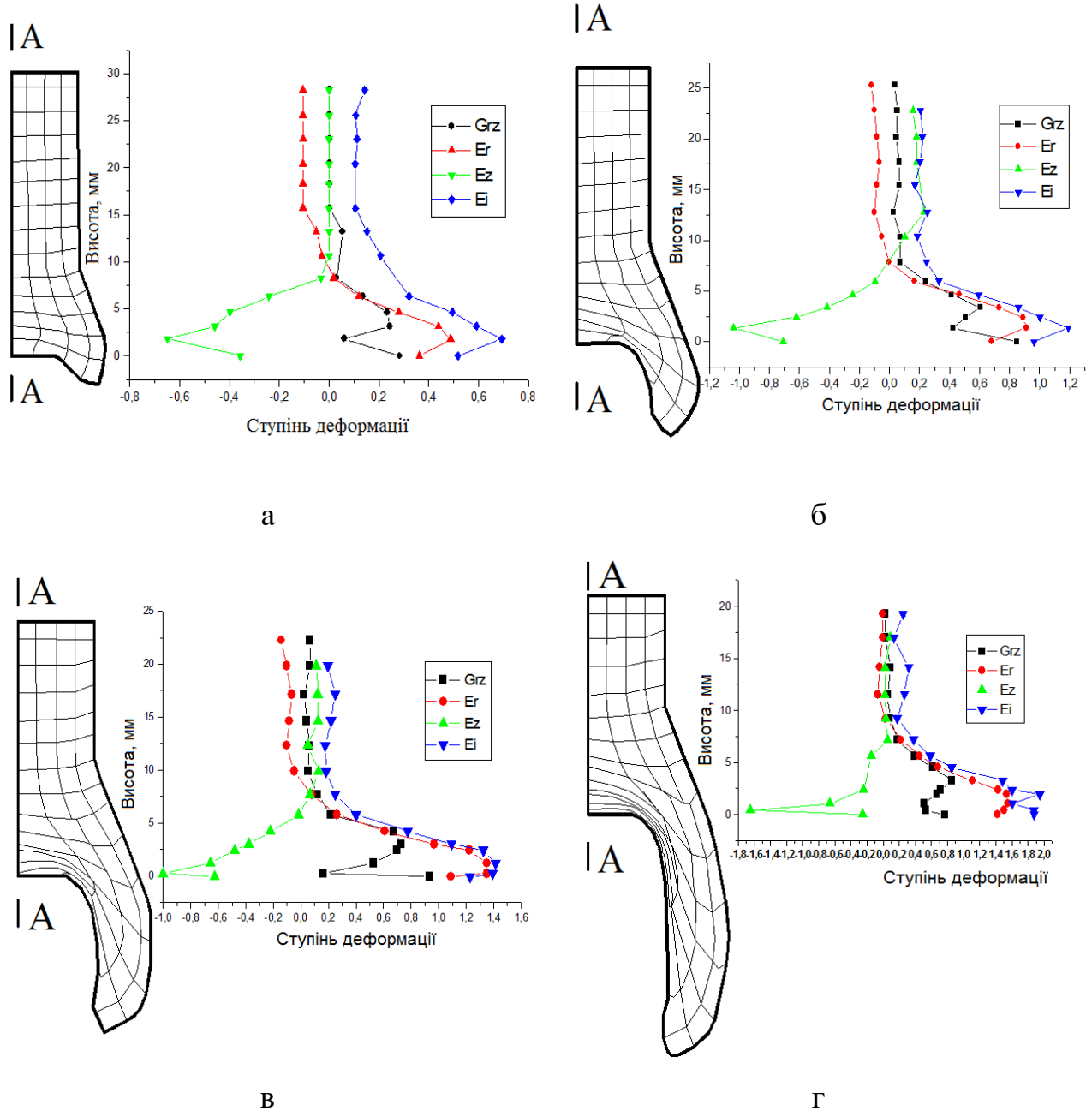


Рис. 6.50 – Поетапний розподіл логарифмічних деформацій по висоті біля зовнішньої стінки деталі

Отримані результати дозволили вивчити поетапну картину розподілу деформацій при радіально-прямому видавлюванні.

Вивчення викривленої координатної сітки (див. рис. 6.48) на різних стадіях процесу видавлювання показало, що характер течії металу нерівномірний. На початковому етапі пластична деформація зосереджується в зонах, обмеже-

них параболічними поверхнями, позначених умовно на рис. 6.48, г лініями. Об'єм металу, що знаходиться між цими поверхнями має більш інтенсивну деформацію, а зовнішня ділянка заготовки отримує незначну пластичну деформацію або деформується пружно.

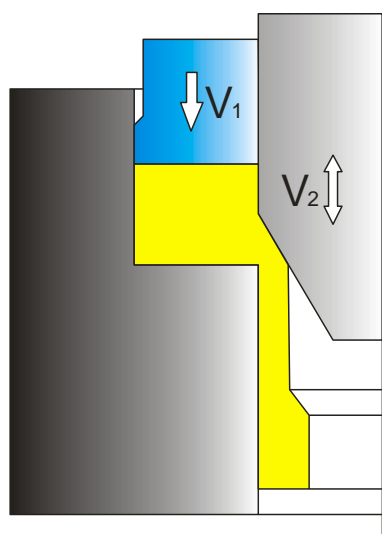
В ході дослідження виявлено, що розподіл деформації по осередку не однаковий: найбільш деформованими є зони, прилеглі до перехідної кромки на матриці. Це свідчить про те, що дана зона є небезпечною і вимагає підвищеної уваги при розробці технологічного оснащення та технологічного процесу.

Тому при проектуванні технології з метою зниження значень деформації в критичних зонах треба приділяти увагу геометрії перехідних кромок, а саме радіусів заокруглень матриць.

Форма деталей, які можливо отримувати даним способом, різноманітна. Можливо отримувати порожнисті деталі зі змінною товщиною стінки з практично будь-яким набором потовщень по висоті деталі, з будь-яким їхнім взаємним розташуванням і величиною потовщень, яка лімітується лише вихідною заготовкою та інструментом. Деякі з типів деталей, які можливо отримувати способом радіально-прямого видавлювання на плаваючій оправці, представлені на рис. 6.51 і 6.52.

Висновки

1. Енергетичним методом верхньої оцінки розроблена модель силового режиму для процесу послідовного комбінованого радіально-прямого видавлювання з роздачею порожнистих деталей типу стакан. При цьому уточнення верхніх оцінок тисків осесиметричного деформування за рахунок їх зниження становить 18÷30% в порівнянні з відомими рішеннями, заснованими на плоских кінематичних елементах. При зменшенні значень безрозмірного параметра, що характеризує товщину стінки, від 0,6 до 0,2 відбувається збільшення величини приведенного тиску на 40% через підвищення ступеня деформації в зоні розвитку течії металу з радіального напрямку на пряме.



а



б

Рис. 6.51 – Схема процесу (а) і деталі зі змінною товщиною стінки (б), отримані радіально-прямим видавллюванням з обтисненням

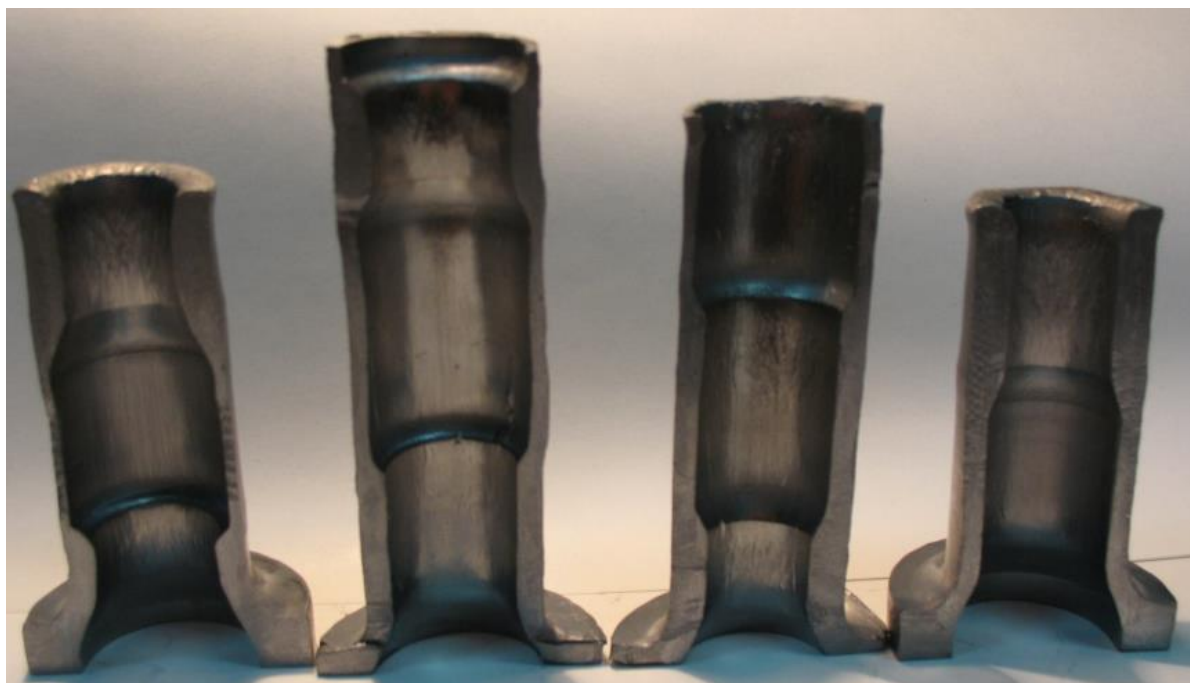


Рис. 6.52 – Деталі, одержані радіально-прямим видавллюванням на плаваючій оправці.

Встановлено характер розподілу накопиченої деформації та істинного напруження за поперечним перерізом стінки видавленого стакану. Найбільші значення параметрів отримані для шарів матеріалу заготовки поблизу внутрішнього радіуса стакану, а найменші - для шарів поблизу зовнішнього радіуса. Експериментальна перевірка отриманих залежностей підтвердила їх адекватність і придатність для технологічних розрахунків.

2. Зіставлені силові режими виготовлення деталі типу стакан в процесах поздовжнього (зворотного і прямого), прямого (без матриці), радіально-прямого видавлювання, а також в процесах комбінованого зворотно-прямого і наступного радіально-прямого видавлювання. Встановлено, що найбільша сила деформування відповідає процесам зворотного і прямого видавлювання деталі типу стакан. У порівнянні зі зворотним видавлюванням в процесі радіально-прямого видавлювання сила деформування може бути знижена в кілька (1,5 – 2,4) разів.

3. Експериментальним шляхом і моделюванням методами скінченних елементів і верхньої оцінки встановлено характер розподілу деформованого стану для порожнистих деталей типу стакан і накопичення деформацій при холодному деформуванні.

Встановлено, що зони найбільш інтенсивної деформації прилягають до дна і внутрішньої поверхні порожнини стакану. Методом скінченних елементів вивчені закономірності розвитку НДС заготовок при радіально-прямому видавлюванні з роздачею. Встановлено, що матеріальні частинки заготовки, розташовані на периферійних ділянках, підлягають немонотонній деформації з додатним значенням показника напруженого стану.

4. Методом скінченних елементів встановлено вплив конструктивних параметрів матриці на режими холодного прямого видавлювання з роздачею порожнистих виробів з латуні і сталі. Для порівняння результатів проведено моделювання процесу зворотного видавлювання. Визначено залежності сил видавлювання від переміщення пуансона і розподілу нормальних напружень на де-

формувавальному інструменті і інтенсивності напружень, інтенсивності деформацій, температури в деформованому металі.

Пряме видавлювання з роздачею в матрицях з кутами конусної поверхні від $= 17^\circ$ до $= 60^\circ$ забезпечує зниження сили видавлювання на пуансоні відповідно від 11% до 33% в порівнянні зі зворотним видавлюванням. Зменшення кута конуса матриці призводить до більш інтенсивного опрацювання структури металу в донній частині виробів і підвищення точності розмірів стінки виробів.

5. Енергетичним методом верхньої оцінки і МСЕ розроблені моделі процесу комбінованого (послідовного) радіально-прямого видавлювання з обтисненням порожнистих виробів з трубчастих заготовок. Встановлено, що поле швидкостей, що містить криволінійні трикутні кінематичні елементи краще відповідає експериментально встановленій картині деформацій радіального видавлювання і кінематики центрострімної течії і забезпечує найменші верхні оцінки тисків видавлювання. Тиск деформування при послідовному комбінованому видавлюванні вище тисків радіального (доцентрового) видавлювання в 1,5-2,1 рази залежно від величини зазору для прямої течії металу. Експериментальні дослідження підтверджують адекватність розроблених математичних моделей і їх прийнятність для технологічних розрахунків. Підтверджено також досить широкі технологічні можливості нових способів послідовного комбінованого видавлювання для виготовлення порожнистих деталей типу стаканів і втулок, в тому числі і зі змінною товщиною стінки і з профілюванням зовнішньої і внутрішньої поверхні.

РОЗДІЛ 7

ДОСЛІДЖЕННЯ ТА РОЗРОБКА ПРОЦЕСІВ КОМБІНОВАНОГО ДЕФОРМУВАННЯ

7.1 Керування якістю деталей в процесах точного об'ємного штампування видавлюванням

7.1.1 Дослідження та прогнозування відхилень форми деталей

Процесам видавлювання притаманні обмеження і недоліки, серед яких можна виділити характерні дефекти деталей, які істотно впливають на якість штампованих виробів.

Параметри, що визначають якість деталей, отриманих холодним видавлюванням, можна розділити на 5 великих груп: відхилення форми і розташування поверхонь деталей, неточність розмірів, якість поверхні, нерівномірність деформованого стану, а також тріщини і руйнування. Серед них найбільш поширеними і тими, що обмежують технологічні можливості процесів, можна вважати відхилення форми і тріщини. При цьому, вони є характерними для більшості способів видавлювання, хоча є і дефекти, властиві тільки окремим схемами деформування. Більшість даних дефектів з'являються внаслідок недосконалості умов деформування і конструкції інструменту та вимагають теоретичного і експериментального вивчення, особливо стосовно до нових способів деформування. Визначення критичних з точки зору дефектоутворення параметрів процесу дозволить оцінити можливість розширення сфери застосування технологій видавлювання.

Механізм утворення утягнень при комбінованому видавлюванні подібний до закономірностей, властивих поєднаним простим схемам поперечного та поздовжнього видавлювання. При комбінованому радіально-зворотному

видавлюванні утягнення виникають в порожнині або зовні на дні стакану (рис. 7.1, а). Утягнення виникають через випереджальну течію зовнішніх шарів стінки стакану або внутрішніх шарів у стрижня при прямому видавлюванні (див. рис. 7.1, б і в, рис. 7.2, а). Установчі фізичні та комп'ютерні експерименти дозволяють виявити характер відхилень форми деталей, отриманих різними способами видавлювання.

Для процесу радіального видавлювання фланців характерними дефектами, крім викривлення форми фланців, є і утягнення, які з'являються на внутрішній поверхні порожнистої заготовки (див. рис. 7.2, б, рис. 7.3, п. 1) при значеннях висоти приймальної порожнини, що перевищують товщину стінки трубчастої заготовки.

Дефекти типу внутрішніх утягнень (прострілів) при комбінованому видавлюванні (див. рис. 7.2, в) виникають переважно через інтенсивну радіальну течію металу при наближенні пуансона до зони розташування фланця. Утягнення у вигляді неприлягання зовнішнього контуру деталі до поверхні матриці є характерним дефектом форми також і для процесу радіально-прямого видавлювання на конусній оправці (див. рис. 7.2, г). Скінченно-елементні моделі процесів видавлювання показують досить близькі до дослідних відхилення форми деталей, що видавлюються на порожніх і суцільних заготовках. Прогнозування утворення дефектів у вигляді утягнень при радіальному і прямому видавлюванні за допомогою МСЕ-моделей (див. рис. 7.3 і рис. 7.4) дозволяють встановити область раціональних параметрів деталей.

Одним з ефективних методів прогнозування дефектів у вигляді утягнення є енергетичний метод верхньої оцінки. Модель процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання деталі типу «стакан з фланцем» з утворенням дефекту у вигляді утягнення в донній частині побудована для плоско-деформованого випадку (рис. 7.5).

Довжини граничних ліній між кінематичними елементами і з інструментом, а також компоненти швидкостей зсуву кінематичних елементів відносно один одного і поверхонь інструменту наведені в табл. 7.1 і 7.2.

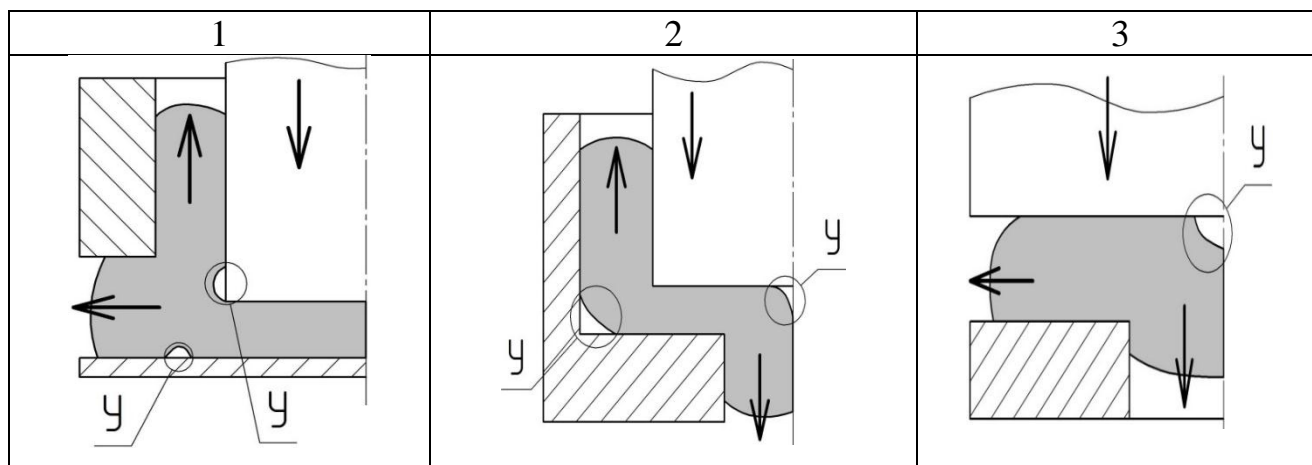


Рис. 7.1 – Схеми утворення дефектів типу утягнень

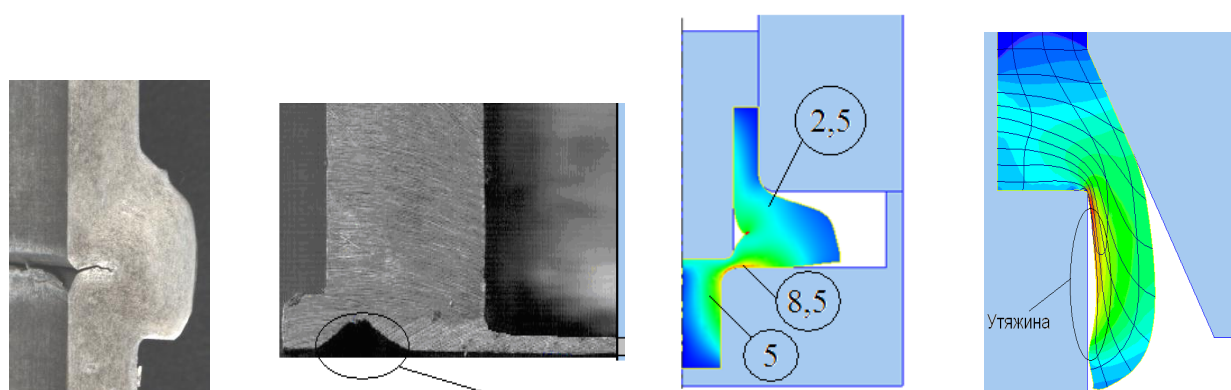


Рис. 7.2 – Дефекти форми типу утягнень у деталей, які отримані за різними технологічними схемами

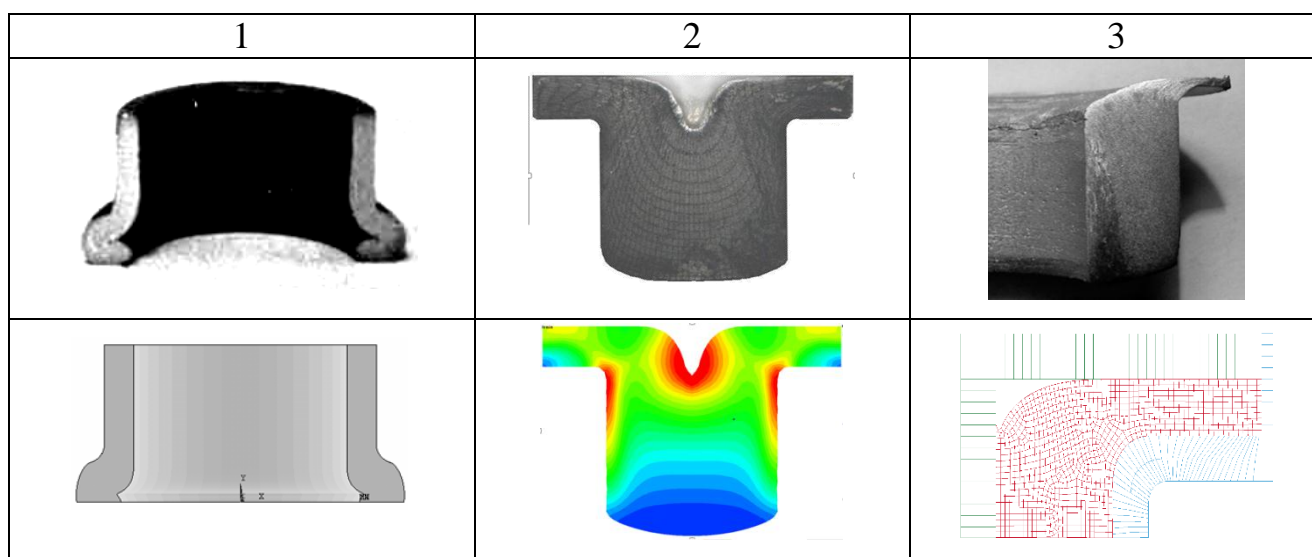


Рис. 7.3 – Зіставлення результатів експериментальних і комп'ютерних досліджень прогнозування дефектів типу утягнень

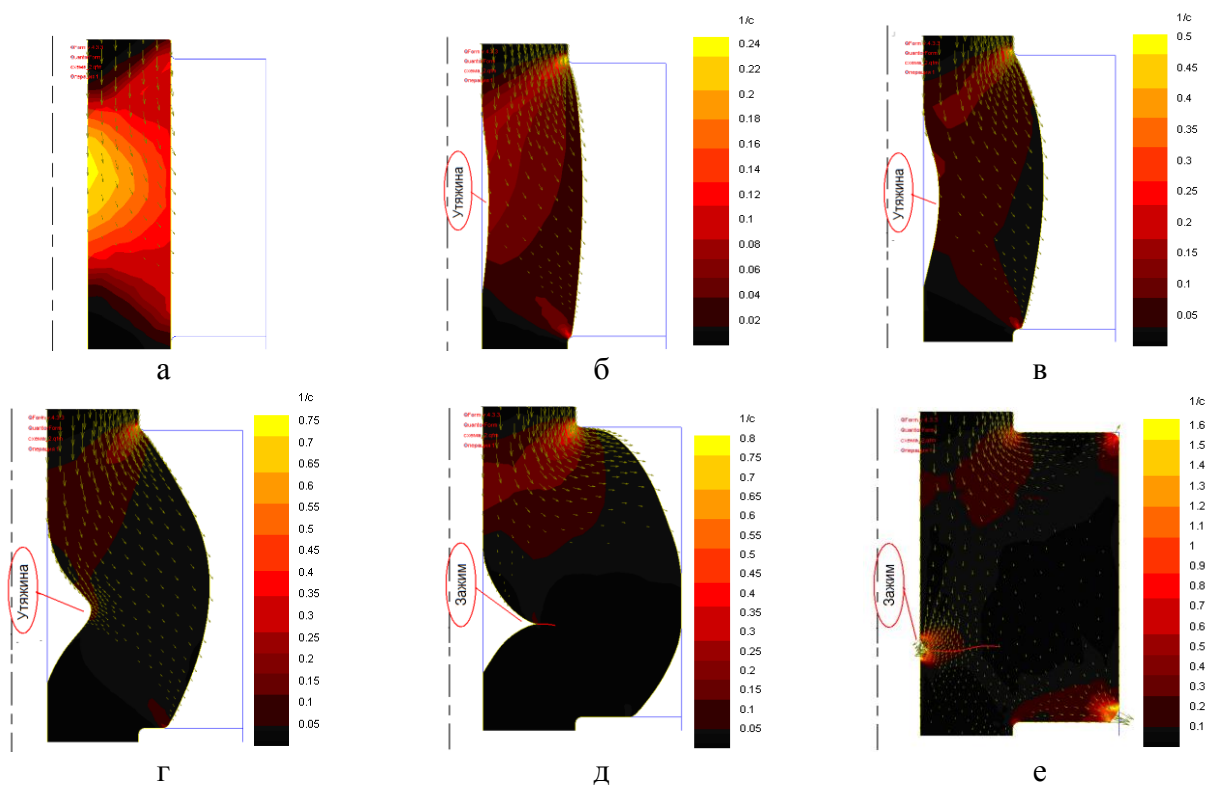


Рис. 7.4 – Послідовність утворення дефектів типу утягнень і складок в процесі радіального видавлювання фланця на порожнистій заготовці

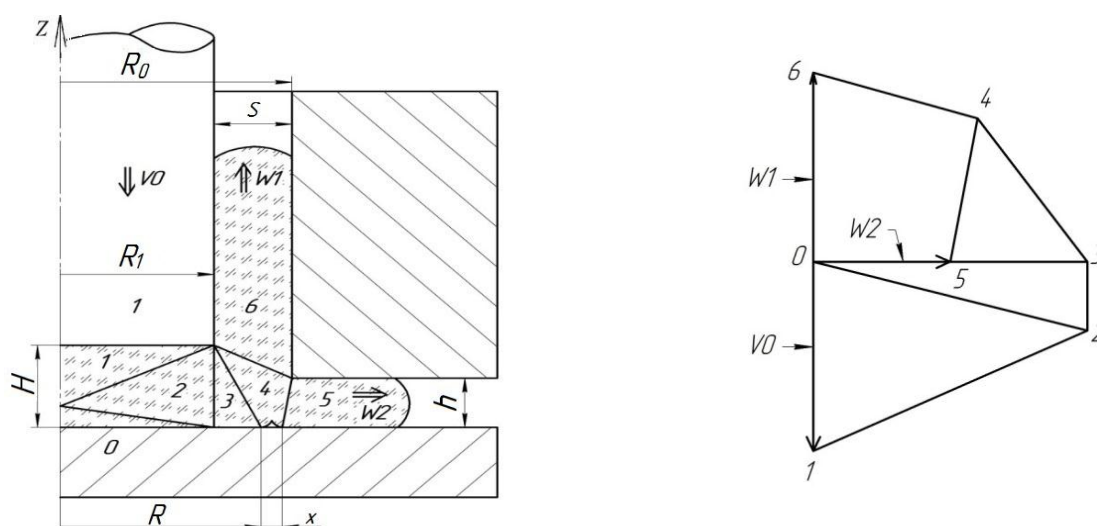


Рис. 7.5 – Розрахункова схема і годограф швидкостей для процесу радіально-зворотного видавлювання стакана с фланцем

Таблиця 7.1 – Довжини границь кінематичних елементів

i,j	l	i,j	l
12	$\sqrt{\left(\frac{3}{4}H\right)^2 + R_1^2}$	46	$\sqrt{(H-h)^2 + S^2}$
02	$\sqrt{\left(\frac{1}{4}H\right)^2 + R_1^2}$	06	$H-h+l_{k2}$
34	$\sqrt{H^2 + (R-R_1)^2}$	03	$R-R_1$
45	$\sqrt{h^2 + (R_2-R-x)^2}$	16	l_{k2}
05	$R_2-R-x+2l_{k1}$	23	H

Таблиця 7.2 – Горизонтальні і вертикальні складові швидкостей відносного зсуву кінематичних елементів

	$x(v_i)$	$y(v_i)$
1	0	$-V_0$
2	$\frac{R_1}{H}V_0$	$-\frac{V_0}{4}$
3	$\frac{R_1}{H}V_0$	0
4	$\frac{W_1 \cdot (R-R_1) - x_3 \cdot H}{T \cdot (R-R_1) - H}$	$\frac{-W_1 + x_3 \cdot T}{T \cdot (R-R_1) - H} \cdot H$
5	W_2	0
6	0	W_1
$W_1 = \lambda V_0, W_2 = \frac{R_1 V_0 - S W_1}{h}, T = \frac{H-h}{S}$		

Рівняння енергетичного балансу (2.4) приймає наступний вигляд:

$$\bar{p} = \frac{1}{2R_1V_0} \left(v_{12}l_{12} + v_{23}l_{23} + v_{34}l_{34} + v_{45}l_{45} + v_{46}l_{46} + 2\mu_s(v_{03}l_{03} + v_{16}l_{16} + v_{05}l_{05} + v_{06}l_{06}) \right) \quad (7.1)$$

Використовуючи дані таблиць 7.1 і 7.2 на основі формули (7.1) отримуємо такий вираз приведенного тиску видавлювання:

$$\bar{p} = \frac{1}{2R_1V_0} \left(\frac{R_1^2 + \left(\frac{3}{4}H\right)^2}{H} V_0 + \frac{H}{4} V_0 + \left| \frac{W_1 - \frac{R_1TV_0}{H}}{T(R-R_1) - H} \right| \left((R-R_1)^2 + H^2 \right) + \frac{x_4 - W_2}{(R_0 - x - R)} \left((R_0 - x - R)^2 + h^2 \right) + \frac{x_4}{S} \left((H-h)^2 + S^2 \right) + 2\mu_s W_1 (H-h+l_{k2}) + 2\mu_s (x_3(R-R_1) + W_2(R_0 - R - x + 2l_{k1})) + (V_0 + W_1)(\Delta H_{xod} + l_{k2}) \right) \quad (7.2)$$

Продиференціюємо отриманий вище вираз за змінними R та x , і вирішимо систему рівнянь:

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{1}{2V_0R_1} \left(-2\mu_s W_2 - (x_4 - W_2) \left(1 - \frac{h^2}{(R_0 - R - x)^2} \right) \right) = 0, \\ \frac{1}{2V_0R_1} \left(- (x_4)'_R \cdot \left(\frac{h^2 + (R_0 - R - x)^2}{R_0 - R - x} - \frac{H^2 + (R - R_1)^2}{R - R_1} + \frac{(H-h)^2 + s^2}{s} \right) - \right. \\ \left. - (x_4 - W_2) \left(1 - \frac{h^2}{(R_0 - R - x)^2} \right) + (x_4 - x_3) \cdot \left(\frac{H^2}{(R - R_1)^2} - 1 \right) + \right. \\ \left. + 2\mu_s (-W_2 + x_3) \right) = 0 \end{array} \right. \quad (7.3)$$

Враховуючи, що $(x_4)'_R = -\frac{-W_1H + TR_1V_0}{(T(R-R_1) - H)^2}$ та вважаючи, що $\lambda \rightarrow \frac{R_1}{s}$,

отримаємо:

$$W_2 \rightarrow 0 \Rightarrow 1 - \frac{h^2}{(R_0 - R - x)^2} \rightarrow 0 \Rightarrow x \rightarrow R_0 - R - h. \quad (7.4)$$

Тоді система рівнянь має вигляд:

$$\begin{cases} x = R_0 - R - h, \\ \frac{hR_1V_0}{S(T(R - R_1) - H)^2} \cdot \left(\frac{h^2 + (R_0 - R - x)^2}{R_0 - R - x} - \frac{H^2 + (R - R_1)^2}{R - R_1} + \frac{(H - h)^2 + s^2}{s} \right) + \\ + x_4 \cdot \left(\frac{H^2}{(R - R_1)^2} - 1 \right) + \left(1 + 2\mu_s - \frac{H^2}{(R - R_1)^2} \right) \cdot x_3 = 0. \end{cases} \quad (7.5)$$

Вважаючи $x = R_0 - R - h$, рішення системи рівнянь зводиться до вирішення другого рівняння системи, яке приймає такий вигляд з урахуванням перетворень:

$$\begin{aligned} & \left(\frac{H^2}{(R - R_1)^2} - 1 \right) \cdot (H + R - R_1) \cdot (3H + 2R - 2R_1) + H \cdot \left(3h + \frac{(H - h)^2}{s} - \frac{H^2}{R - R_1} \right) + \\ & + 2\mu_s \cdot (H + R - R_1)^2 = 0. \end{aligned} \quad (7.6)$$

Можлива побудова рішення даного рівняння $H_{крит.}(h, R_1, R_0, \mu_s)$ у вигляді деякої поверхні (рис. 7.6), яке дозволяє визначити значення величини $H_{крит.}$, яке відповідає початку утворення утягнення при різних значеннях геометричних параметрів процесу. На основі отриманих поверхонь (див. рис. 7.6) можна зробити висновок про те, що зі зменшенням товщини стінки стакану (збільшенням радіуса пуансона і зменшенням радіусу матриці) критична з точки зору початку утворення утягнення товщина дна стакану зменшується. При цьому, збільшення висоти фланця також тягне за собою зменшення критичної товщини дна. Використовуючи дану математичну модель процесу, можливе отримання залежності ширини утвореного утягнення від товщини дна стакану (рис. 7.7). З отриманих графіків видно, що зменшення товщини дна стакану тягне за собою зростання ширини утягнення. Встановлено також, що збільшення товщини фланця сприяє зменшенню ширини утягнення.

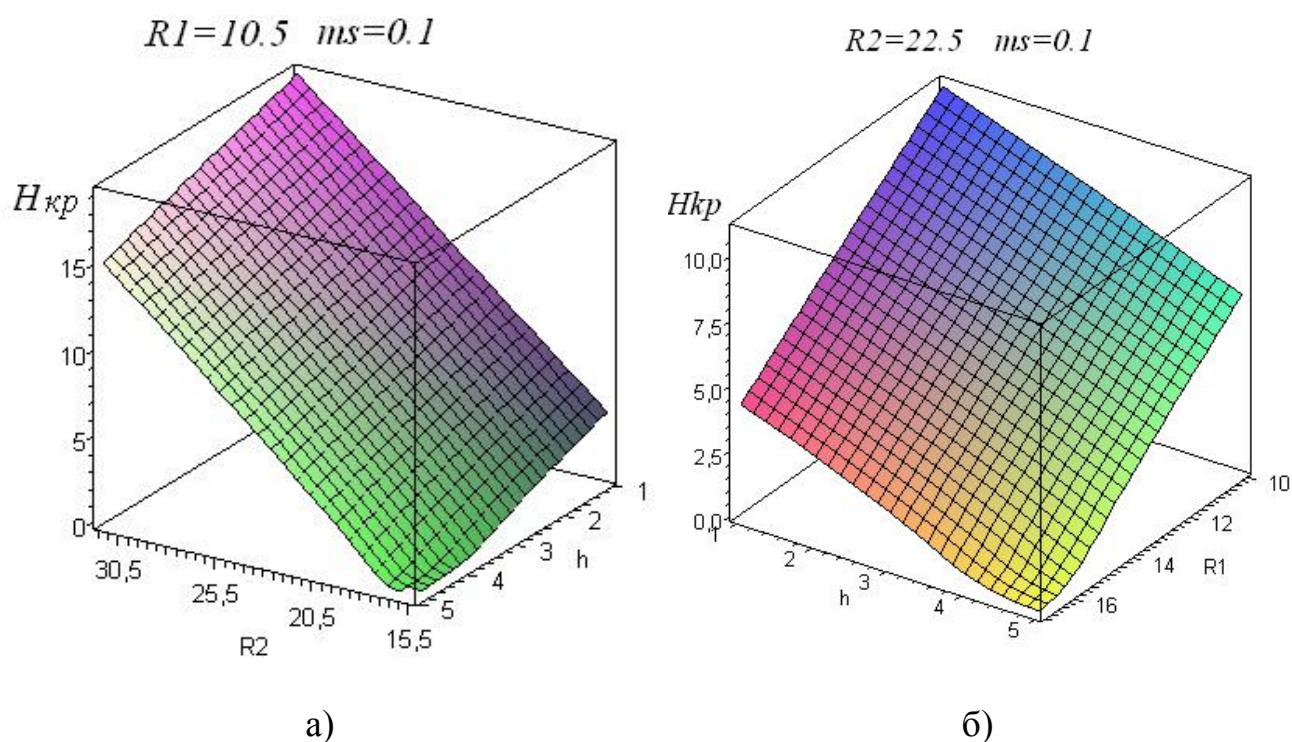


Рис. 7.6 – Поверхня граничної товщини дна стакану в залежності від товщини фланця, радіуса матриці (а) і радіуса пуансону (б) (розміри в мм)

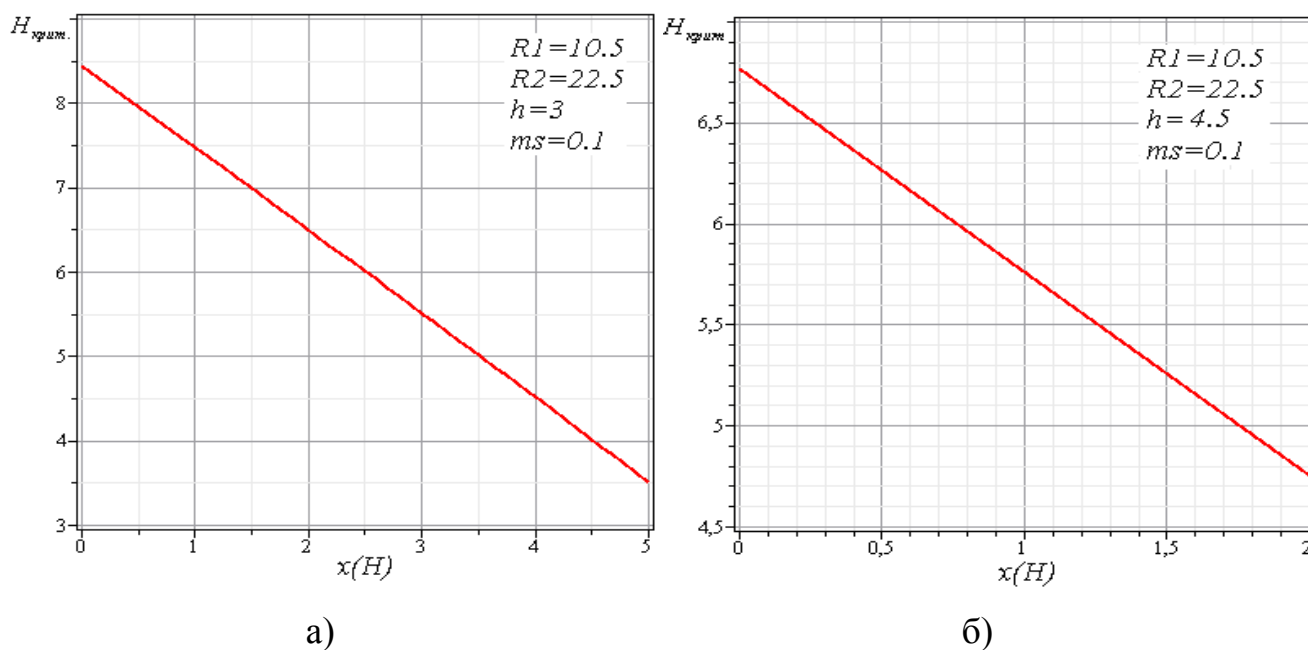


Рис. 7.7 – Графік залежності ширини утягнення від товщини дна стакану при різній висоті фланця: а – 3 мм; б – 4,5 мм

Використовуємо графічну інтерпретацію у вигляді діаграми з представленими на ній зонами утворення утягнень (рис. 7.8) при різних умовах тертя $\mu_1 = 0 \div 0.3$, $\mu_2 \uparrow = 0 \div 0.3$. Були проведені експериментальні дослідження з видавлювання деталей за схемою комбінованого радіально-зворотного видавлювання. Дослідження проводилися з видавлюванням деталей з внутрішніми радіусами матриць, рівними $R_1 = 14\text{мм}$, $R_1 = 18\text{мм}$, $R_1 = 22,5\text{мм}$. Проведені експерименти підтверджують достовірність побудованої діаграми (відзначені точками 0).

За результатами моделювання в Qform 2 / 3D для параметрів процесу $R_2 = 22.5$, $S = 12$, $h_1 = 3$ мм і різних умов контактного тертя (рис. 7.9, а) можна порівняти картини поетапної формозміни деталі і вплив технологічних факторів на критичні значення товщини дна стакану t при утворенні дефекту типу утягнень.

Моделювання процесу комбінованого видавлювання в роз'ємних матрицях (рис. 7.10) проводилося з урахуванням наступних параметрів: механічні властивості матеріалу заготовки АД33: крива зміцнення – $\sigma_s(\varepsilon) = 248,8 \varepsilon^{0,15}$; межа текучості $\sigma_{0,2} = 105$ МПа; модуль Юнга $E = 75000$ МПа; коефіцієнт тертя $\mu = 0,08$; радіус заготовки $R_0 = 9\text{мм}$; висота заготовки $L = 36\text{мм}$; t – товщина стінки стакану – 4,5 мм.

Видавлювання деталей з відносно високими фланцями супроводжується появою внутрішнього утягнення в зоні формування фланця.

Обробка результатів комп'ютерного моделювання дозволила побудувати діаграму, на якій область вище кривої відповідає зоні утворення дефектів типу утягнень. Слід зазначити, що запобігання цього виду утягнень становить значну складність, обумовлену недоступністю зони появи дефекту. Подальше усунення дефекту деталей, який виникає, можливо шляхом висадки фланця після завершення видавлювання, але даний спосіб вимагає детального вивчення.

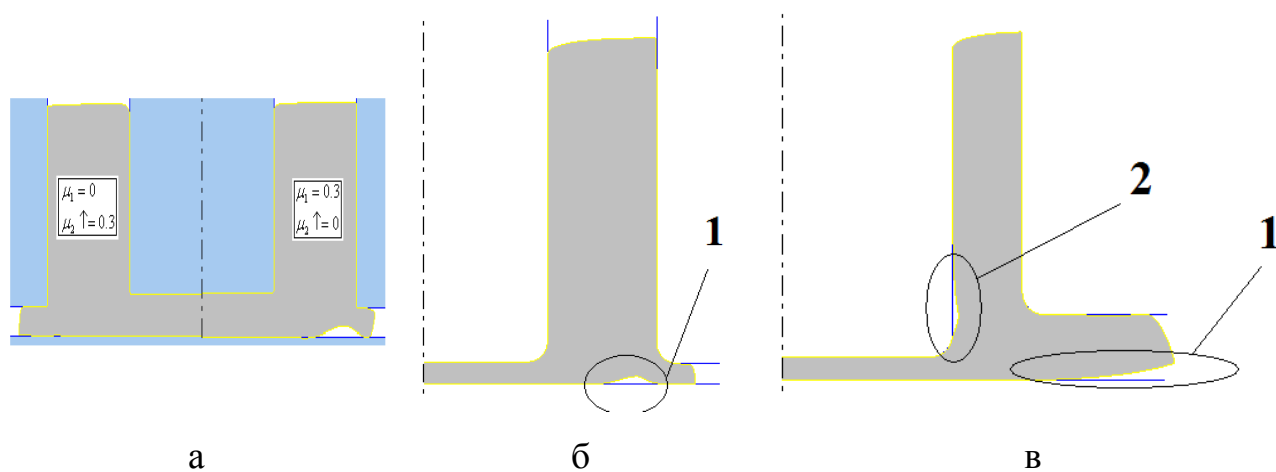


Рис. 7.8 – Вплив умов тертя на критичне значення товщини дна

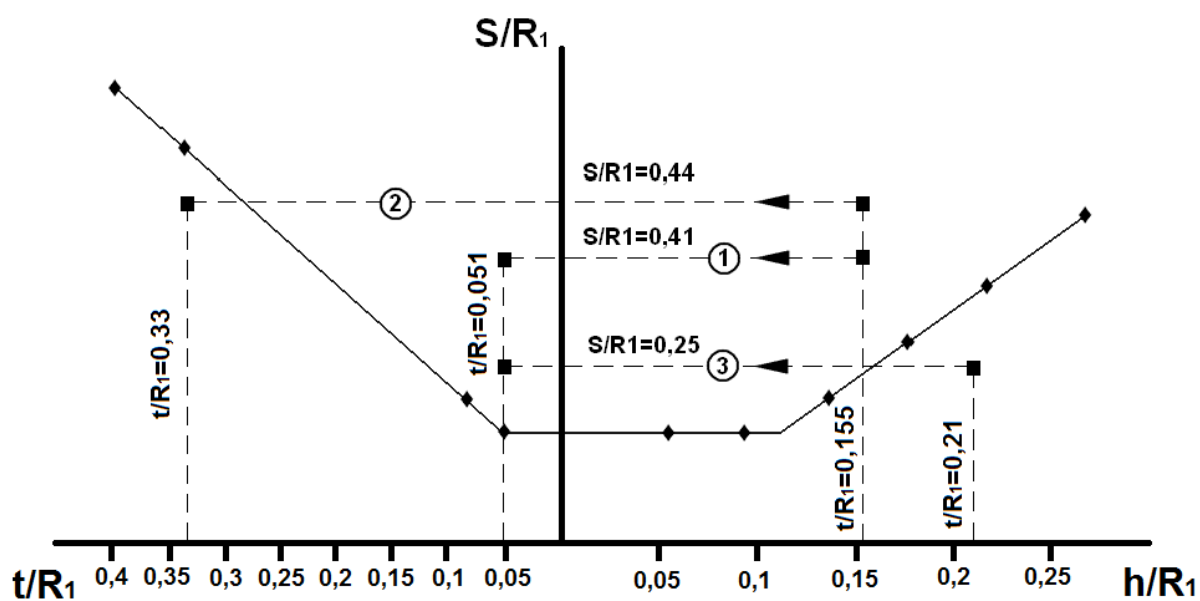


Рис. 7.9 – Діаграма утворення дефектів типу утягнень при радіально-зворотному видавлюванні порожнистих деталей: ■ – експериментальні точки

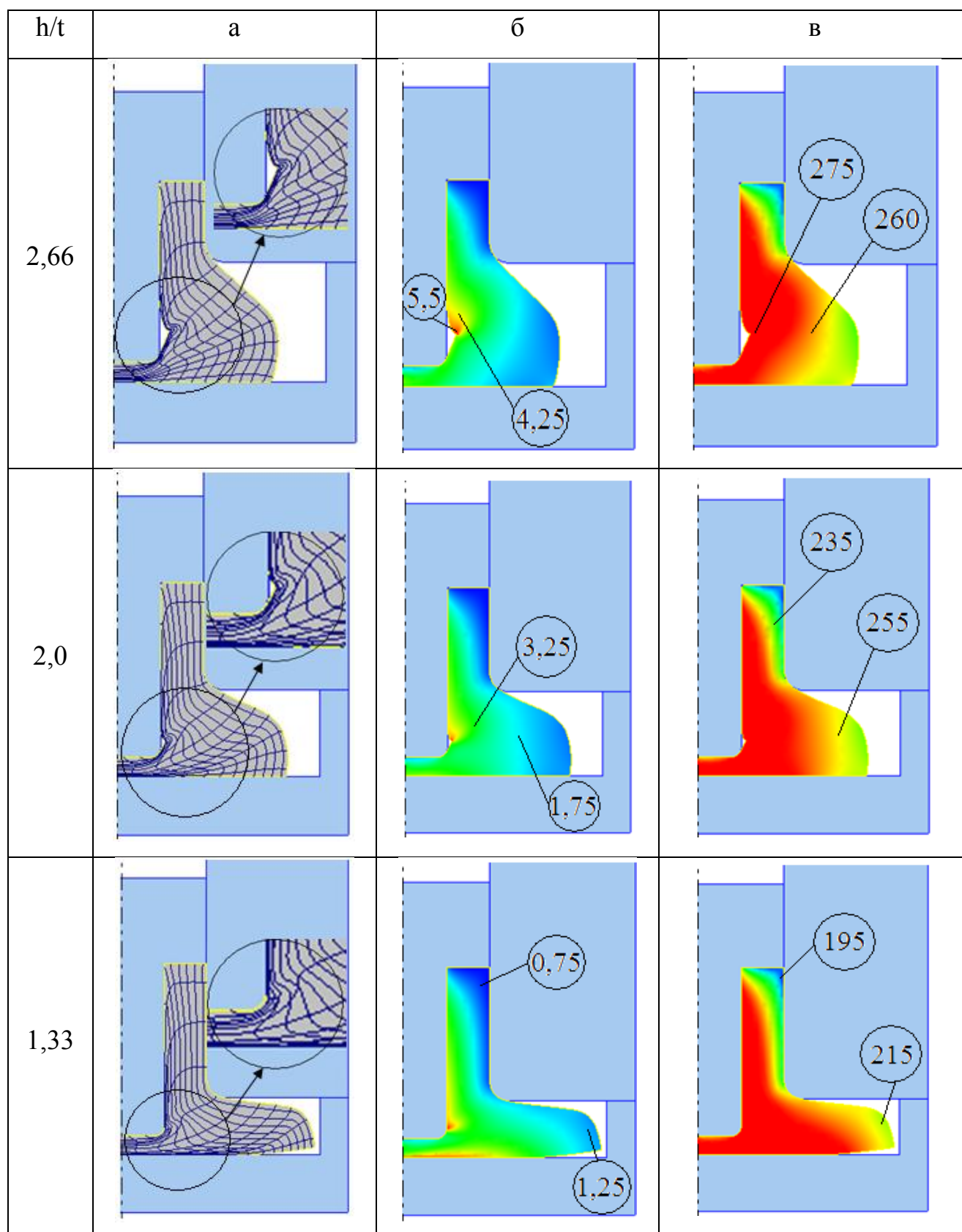


Рис. 7.10 – Деформування ділильної сітки (а), розподіл інтенсивності деформацій (б) і інтенсивності напружень, МПа (в) при комбінованому видавлюванні

Дефекти деталей розглянемо у вигляді узагальненої класифікації, наведеної в оглядовій статті [450] і складеної за способами деформування і видами дефектів (рис. 7.11) на підставі робіт з видавлювання [31-36, 39, 40, 133] і власних досліджень.

Способам поздовжнього видавлювання (див. рис. 7.11, ряди *A* і *B*) притаманні відхилення форми (утягнення), неспіввісності порожнини, викривлення стрижня, а також поява дрібних тріщин («ялинки»), викликаних нерівномірністю течії металу [32, 36].

У ряду *C* наведені види дефектів типу відхилень форми і розривів, характерні для процесів видавлювання деталей з фланцями, а в наступних рядах – дефекти деталей, отриманих комбінованим радіально-поздовжнім видавлюванням (ряд *D*), комбінованим поетапним видавлюванням (*E*) і дефектів у вигляді тріщин і розривів (ряд *F*).

Формоутворення деталей з фланцями при комбінованому і радіальному видавлюванні відрізняється рядом особливостей. Характерними дефектами для цих процесів є відхилення форми фланців (*C1-C4*).

При радіальному видавлюванні металу в кругову порожнину постійної висоти товщина фланця, який видавлюється, в міру віддалення від стрижня безперервно зменшується. Деталі з відносно тонкими фланцями (при $\bar{h} = h/R_0 = 0,3..0,4$) та невеликими розмірами ($\bar{R}_1 = R_1/R_0 \leq 1,3$) можна отримати без помітного викривлення. При менших і більших значеннях \bar{h} потоншення фланця призводить до викривлення його форми і зменшення ступеня заповнення металом робочої порожнини. При видавлюванні з односторонньою подачею фланець набуває грибовидної форми. При видавлюванні з поєднаною двосторонньою подачею потовщення мають симетричну клиновидну форму з товщиною біля кромки, яка зменшується при збільшенні діаметра фланця.

Формоутворення фланців при комбінованому видавлюванні має деякі відмінності в порівнянні з видавлюванням фланців на суцільних заготовках.

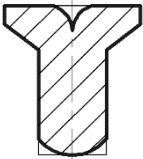
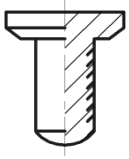
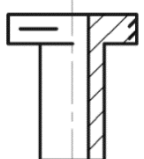
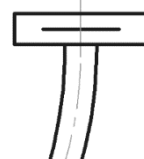
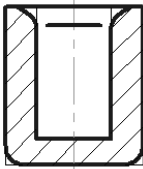
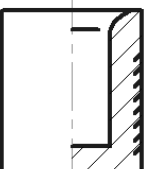
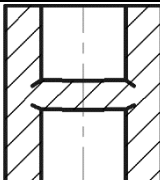
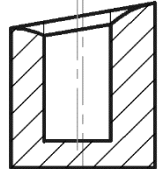
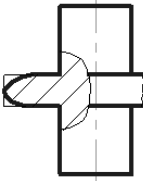
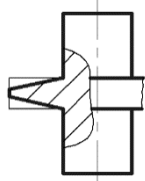
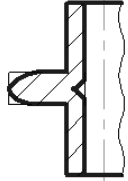
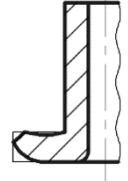

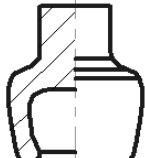
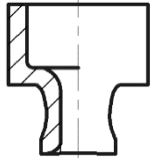
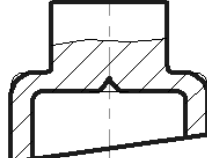
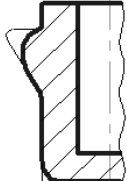
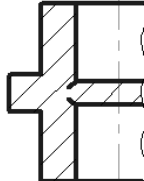
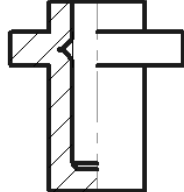
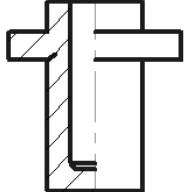
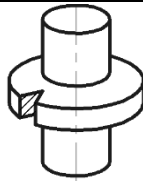
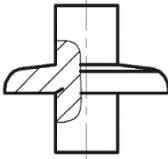
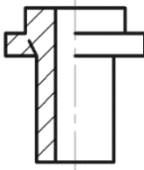
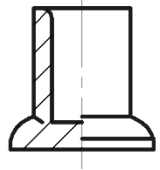
	1	2	3	4
<i>A</i>				
<i>B</i>				
<i>C</i>				
<i>D</i>				
<i>E</i>				
<i>F</i>				

Рис. 7.11 – Узагальнення видів дефектів деталей, які характерні для процесів холодного видавлювання

Це стосується і якісно нової форми отримуваних фланців, які формуються як в середній частині, так і на кінці трубчастих заготовок. Неприлягання фланців до опорної поверхні – торця нижньої напівматриці при комбінованому видавлюванні порожнистих деталей типу стакану більше, ніж на стрижневій деталі. Максимальний діаметр периферії торцевого фланця точно і по всій поверхні прилягає до торця нижньої напівматриці при середніх значеннях відносної товщини фланця ($0,4 \leq \bar{h} \leq 0,8$).

Крім утягнень для видавлених деталей характерні і такі дефекти, як викривлення, неприлягання, неповне заповнення елементів форми, затиски, тріщини, розриви та ін. Наприклад, для комбінованого радіально-прямого видавлювання з обтисненням на оправці притаманний дефект у вигляді викривлення форми торця деталі, яка штампується (рис.7.12), для усунення якого необхідна підготовка заготовки з профільованим торцем. Експериментально-аналітичним шляхом була підібрана заготовка у вигляді втулки з фаскою на внутрішній поверхні, величина якої дорівнює половині товщини стінки втулки.

Характерні види дефектів і відхилень форми деталей, отримані за різними схемами комбінованого видавлювання, наведені як на рис. 7.11 (ряди *D* і *E*), так і на рис.7.13 і 7.14.

Утягнення у вигляді неприлягання зовнішнього контуру деталі до поверхні матриці є характерним дефектом форми, як було зазначено, для процесу радіально-прямого видавлювання (див. рис. 7.11, *Д2*, *Д3* і див. рис. 7.2, г). Експериментально встановлено, що величина утягнення залежить від багатьох факторів, одним з яких є форма перехідної кромки матриці. При використанні матриць з радіусною кромкою вдається знизити величину утягнення в кілька разів. При видавлюванні з обтисненням особливий вплив має кут нахилу твірної оправки. При зменшенні кута нахилу твірної оправки величина утягнення зменшується через збільшення величини підпору з

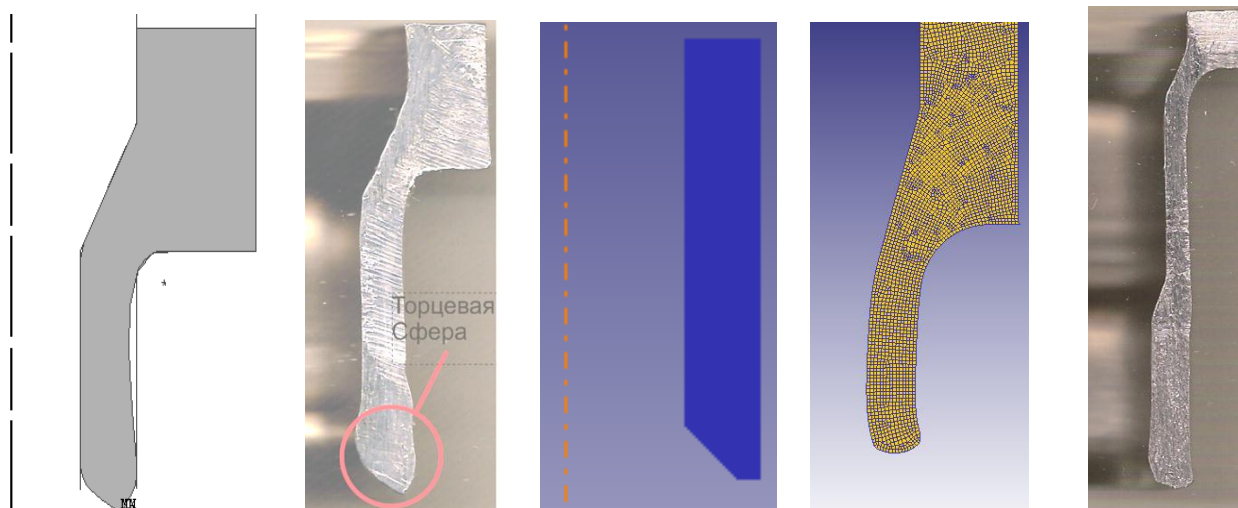


Рис. 7.12 – Дефект «торцева сфера», спеціально підготовлена заготовка і деталь, що отримана радіально-прямим видавлюванням



Рис. 7.13 – Дефекти у вигляді викривлення відростка і складок у процесі радіально-прямого видавлювання з обтисненням

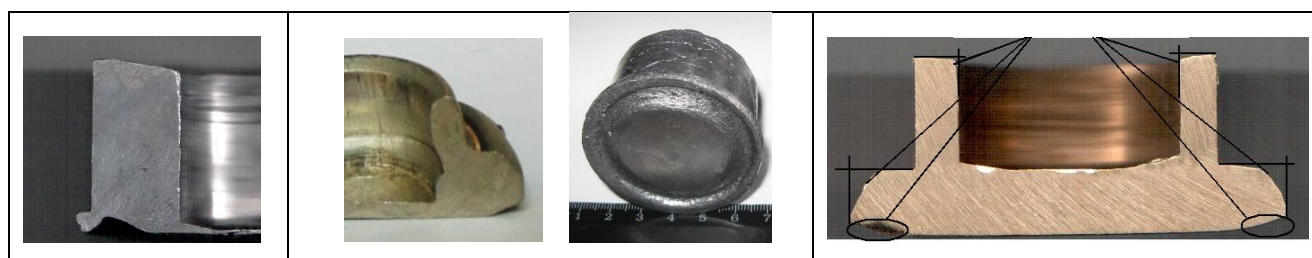


Рис. 7.14 – Дефекти форми деталей, отриманих радіально-зворотним видавлюванням

боку оправки. У процесі послідовного поперечно-прямого видавлювання з роздачею поява утягнень (див. рис. 7.11, *D4*) на дні порожнини пов'язана з нерівномірністю витікання металу по висоті поперечної порожнини.

Фланці, розташовані біля верхніх кромek або в середній частині деталі, не заповнюються через недостатню кількість металу, що витісняється пуансоном при формуванні порожнистої частини (див. рис. 7.11, *E1*). Однією з причин цього є і передчасна зміна стадій поперечного і зворотного витікання при поетапному комбінованому видавлюванні.

Дефект у вигляді викривлення порожнистого відростка (див. рис. 7.13) з'являється внаслідок нерівномірного розподілу тертя на поверхні інструменту, що вимагає підготовки заготовки і забезпечення рівномірного нанесення мастила. Дефекти типу затисків (див. рис. 7.14) виникають в процесі радіально-прямого видавлювання при видавлюванні товщини стінки більшої, ніж 90% від товщини стінки заготовки. Цей дефект виникає внаслідок інтенсивної течії металу і свідчить про наявність застійних зон.

Руйнування деталей при видавлюванні є неприпустимим дефектом, що знижують стабільність і можливості технології холодного об'ємного деформування.

При радіальному видавлюванні фланців, як в простому процесі, так і в комбінованих процесах, руйнування кромek фланців викликане вичерпанням запасу пластичності металу, що зазнає розтягування в коловому напрямку (див. рис. 7.11, схема *F1* і рис. 7.15, поз. *1a*, *2a*). При суміщеному видавлюванні границі розділу течії металу нерідко стають траєкторіями тріщин. При поперечно-зворотному видавлюванні стакану руйнування можливе, якщо товщина його дна менше товщини фланця (схема *F4*). Вивільнення матриці в заключній стадії запобігає такому руйнуванню. Для схем поєднаного поперечно-прямого видавлювання небезпечне раннє формоутворення фланця (або відростка), який потім перетворюється в застійну зону (див. рис. 7.11, *F3*). Для поетапного видавлювання стаканів з фланцем характерне відділення







	а	в	с
1			
2			

Рис. 7.15 – Дефекти у вигляді руйнувань при радіальному і комбінованому (а), бічному (в) і комбінованому радіально-прямому видавлюванні з роздачею і обтисненням (с)

фланця або дна, викликане неузгодженістю руху частин штампа, а саме матриці або протипуансона (схема *E4*).

Руйнування деталей, отриманих одностороннім бічним і радіальним видавлюванням, є наслідком нерівномірного заповнення порожнини і утворення поверхні зі значними зсувними деформаціями на нижній границі осередку деформації. При боковому видавлюванні відростків таку нерівномірність деформації не витримують навіть заготовки з високопластичних алюмінієвих сплавів (див. рис. 7.15, поз. *1в*, *2в*).

Руйнування деталей типу гільз і стаканів, отримуваних радіально-прямим видавлюванням з роздачею, викликане вичерпанням ресурсу пластичності металу на етапі радіального видавлювання фланця (див. рис. 7.15, *1с*). Дефекти у вигляді тріщин виникають і в процесі радіально-прямого видавлювання з обтисненням при утворенні застійних зон в нижній частині порожнини матриці і виникненні великих зсувних деформацій на границі осередку деформації і вичерпання ресурсу пластичності металу (див. рис. 7.15, *2с*).

7.1.2 Нерівномірність деформованого стану заготовок при холодному видавлюванні

Задача отримання якісної продукції вимагає забезпечення максимально можливої рівномірності деформації заготовки при одночасному значному опрацюванні структури, подрібненні зерна та ізотропному (по можливості) зміцненню металу [3–5]. Нерівномірність розподілу деформацій в пластично деформованій заготовці може викликати не тільки розглянуті вище відхилення форми деталей, але й небажане вичерпання ресурсу пластичності і руйнування заготовки в процесі деформування.

Деформований стан заготовки в процесах видавлювання деталей з фланцем досліджували МСЕ і за допомогою методів твердості і ділильної сітки.

Для дослідження процесу зворотного видавлювання порожнистого виробу пуансоном з конічним торцем (рис. 7.16) використовували заготовки зі сталі AISI 1010 COLD ($\sigma_{0.2} = 300$ МПа) з розмірами $D_z = 40$ мм, $H_z = 50$ мм.

Розрахунки проводили для ступенів деформації $\varepsilon = 10, 20, 30, 40, 50, 60, 70$ і 80% . Коефіцієнт тертя приймали $\mu = 0.08$. Моделювання виконували з застосуванням МСЕ-програми DEFORM. Використана пружно-пластична зі зміцненням модель матеріалу, що деформується.

При видавлюванні зі ступенем деформування $\varepsilon = 10\%$ має місце значна нерівномірність деформації і пропрацювання структури металу по ширині стінки виробу. Отримано значення $\varepsilon_i = 1,4$ в шарах металу, що знаходяться поблизу порожнини, і $\varepsilon_i = 0,18$ на середині стінки виробу. Зовнішні шари металу в стінці стакану практично не деформуються. Формоутворення порожнистих виробів з $\varepsilon = 40\%$ призводить до досягнення величини $\varepsilon_i = 1,5$ в шарах металу поблизу порожнини і $\varepsilon_i = 0,65$ в зовнішніх шарах металу стінки виробу. Інтенсивне пропрацювання металу пластичною деформацією по ширині стінки виробів відбувається при видавлюванні зі ступенем деформації $\varepsilon = 50\%$ і вище.

При холодному зворотному видавлюванні порожнистих виробів відбувається розігрів деформованого металу. Визначення температури при формозміні дозволить уточнити вимоги до мастил для видавлювання. Температура деформованого металу в кінці видавлювання зі ступенями деформації $\varepsilon = 10, 40$ і 80% приведена на рис. 7.16. При видавлюванні з $\varepsilon = 10\%$ температура в осередку деформації досягає значень в межах $110^\circ \div 120^\circ$ (рис. 7.17). В стінці деформованої заготовки температура підвищується до $38^\circ \div 62^\circ$. Формоутворення з $\varepsilon = 40\%$ призводить до зростання температури до $130^\circ \div 170^\circ$ в осередку деформації, а при ступені деформування $\varepsilon = 80\%$ розігрів металу доходить до температур $309^\circ \div 350^\circ$ в місці переходу донної частини в стінку і в $165^\circ \div 245^\circ$ в стінці стакану.

Мікроструктурний аналіз деталей зі сталі 20, отриманих зворотним видавлюванням, показує аналогічні результати по нерівномірному розподілу ступеня пропрацювання виробу при холодному видавлюванні (рис. 7.18).

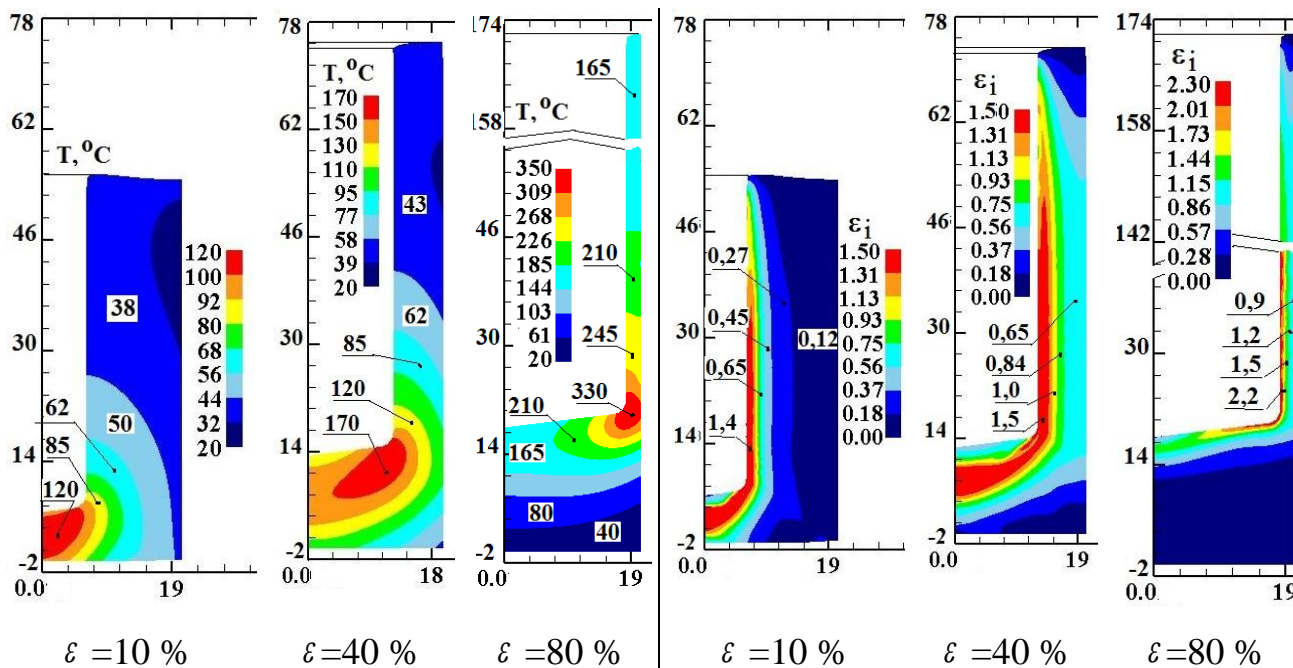


Рис. 7.16 – Температура деформованого металу

Рис. 7.17 – Розподіл інтенсивності деформацій ε_i

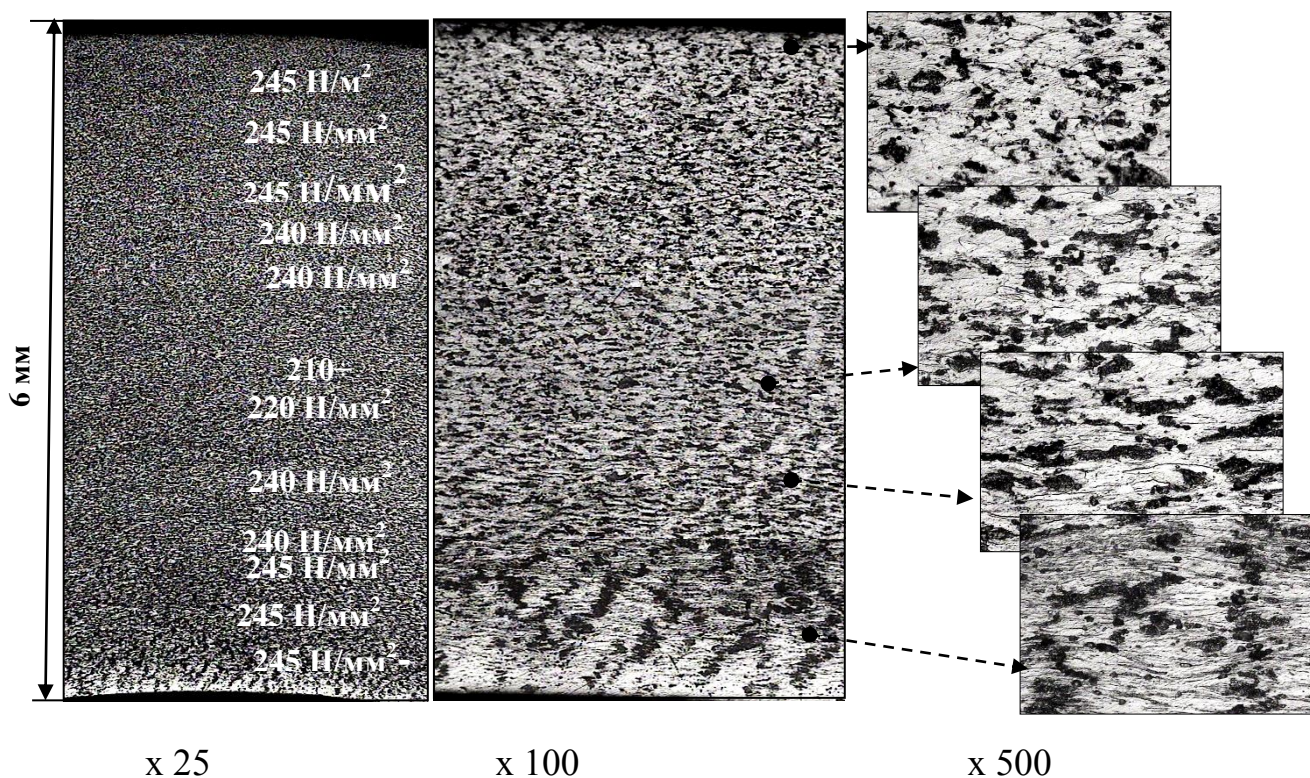


Рис. 7.18 – Мікроструктура по перерізу стінки (товщина 6 мм) стакана зі сталі 20, отриманого холодним зворотним видавлюванням

Дослідження виконані спільно з ПАТ НКМЗ на стереомікроскопі системи SZX16 (OLYMPUS) (див. додаток Г).

Підбір схем видавлювання в багатоперехідному процесі або при комбінованому видавлюванні, проведений з урахуванням характеру розподілу деформацій, може бути ефективним методом зниження нерівномірності деформації заготовки.

На рис.7.19 схематично показаний ефект від сумарного додавання накопичених деформацій при послідовному деформуванні на операціях безвідходного наскрізного прошивання втулки і подальшого її прямого видавлювання. Коефіцієнт нерівномірності при цьому знижується відчутно, оскільки на першій операції прошивання (зворотного видавлювання) найбільшу деформацію зазнають внутрішні шари стінки втулки, а на другій операції – зовнішні шари. Кількісна оцінка цього ефекту, наведена нижче в п.7.3, підтверджує можливість отримання рівномірно деформованих втулок.

Запропоновано спосіб виготовлення деталей типу втулок комбінуванням наскрізного прошивання і подальшого прямого видавлювання на оправці, за яким напівфабрикат після прошивання перед прямим видавлюванням кантують на 180° , що супроводжується також зниженням утягнень (скосів) на торцях втулок [363].

При поперечному (радіальному і бічному) видавлюванні сильний вплив на характер розподілу деформацій по висоті осередку деформації надає кінематична схема подачі металу. Різницю в деформованому стані деталей, отриманих видавлюванням з односторонньою подачею металу (одностороннє видавлювання) і двостороннім видавлюванням можна продемонструвати на прикладі викривлення ділильної сітки, нанесеної на заготовку перед поперечним видавлюванням (рис. 7.20). При односторонньому поперечному (як бічному, так і радіальному) видавлюванні осередок інтенсивної деформації має несиметричну форму. Зона максимальної деформації і, відповідно, зона максимального зміцнення зміщуються до нижньої границі осередку деформації, на якій відбувається різкий стрибок ступеня деформації металу. При

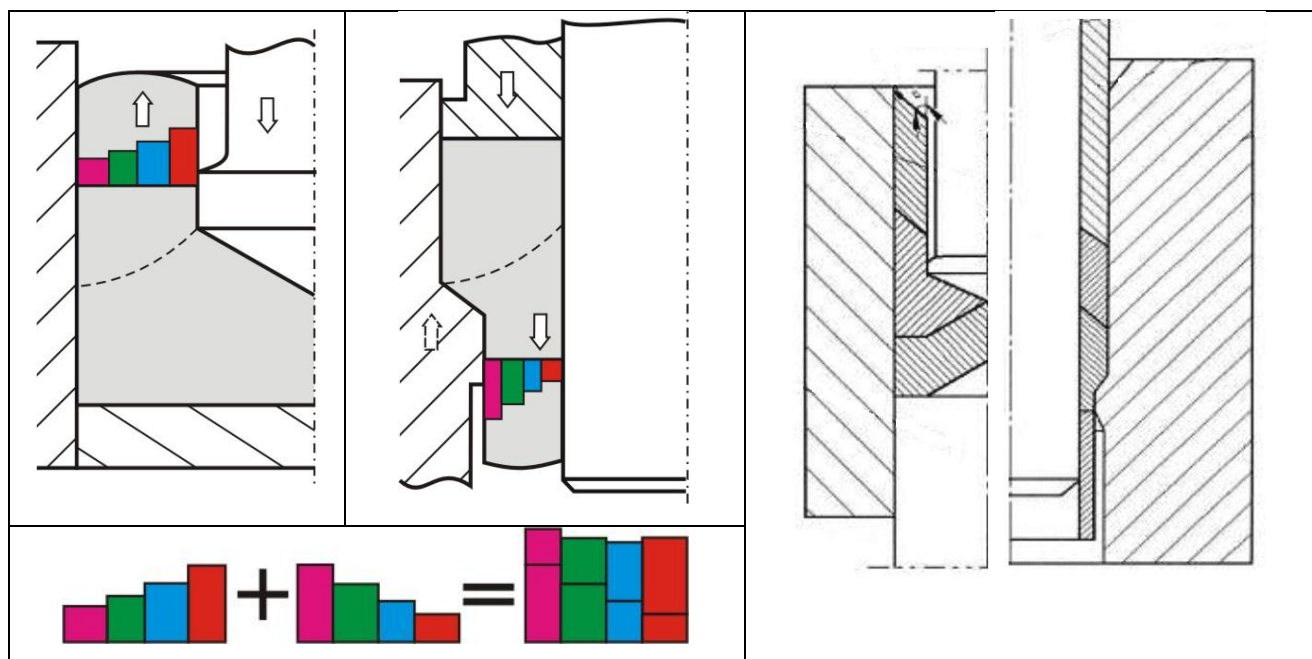


Рис. 7.19 – Складання нерівномірностей деформації при обробці прошиванням-видавлюванням і спосіб безвідходного отримання втулок

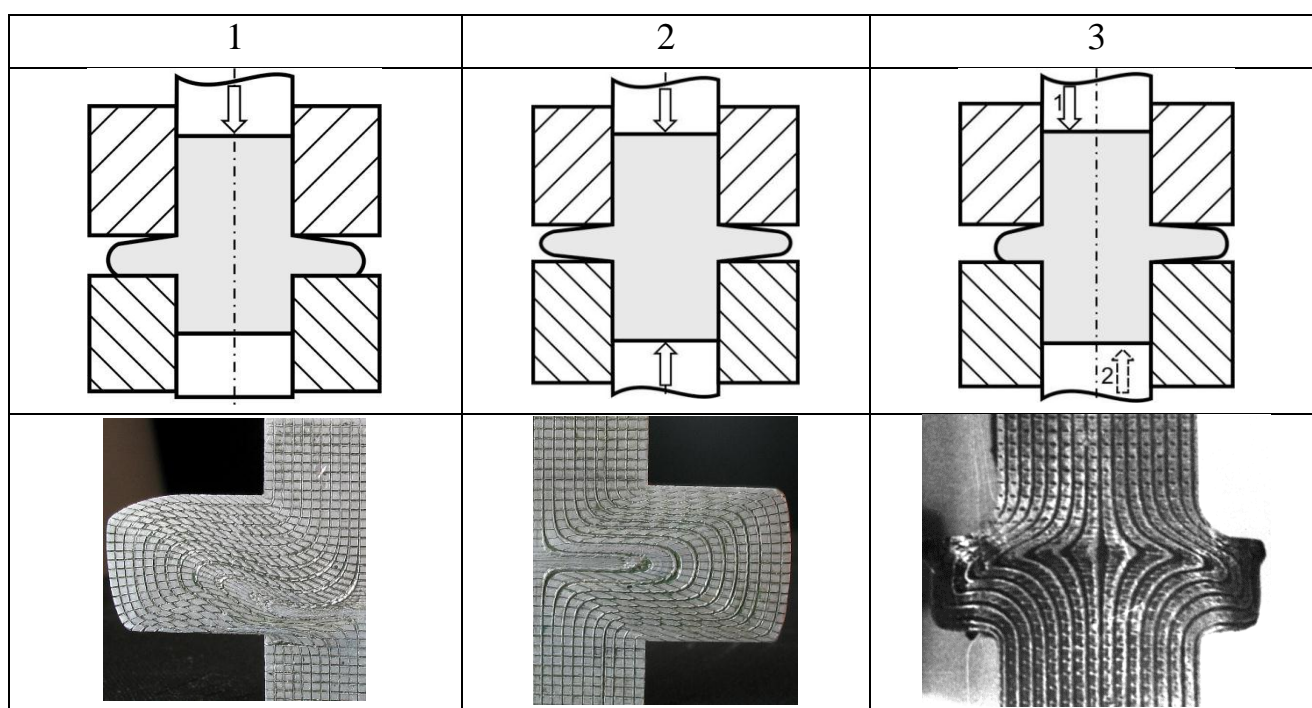


Рис. 7.20 – Схеми деформування і зразки, отримані одностороннім, двостороннім і послідовним двостороннім видавлюванням металу [446, 447].

двосторонньому видавлюванні осередок деформації (ОД) розташовується в середній частині заготовки і симетричний відносно вертикальної і горизонтальної вісей заготовки, а отримані фланці відповідно мають симетричну клиноподібну форму з товщиною біля кромки, яка зменшується по мірі збільшення діаметра фланця. Дана схема деформування більш сприятлива з точки зору якості отриманого виробу і силового режиму. Але при двосторонньому поперечному видавлюванні осередок деформації має меншу висоту і об'єм, що може бути в ряді випадків недоліком, оскільки на перехідних навантажених ділянках метал може бути недостатньо зміцненим.

При односторонньому видавлюванні осередок деформації розташований нижче центральної осі відростків, хоча по висоті ОД і дещо більше, ніж при двосторонньому видавлюванні. Зона максимальної деформації прилягає до нижньої границі ОД.

Аналогічні результати нерівномірності деформацій отримані і при дослідженні методом вимірювання твердості (додаток 3). Суцільна заготовка з міді М1 висотою 31 мм і діаметром 15,2 мм піддавалася радіальному видавлюванню з односторонньою і двосторонньою подачею металу заготовки в робочу порожнину. Значення висоти порожнини під фланець приймалося рівним $h = 7\text{мм}$, хід для односторонньої і двосторонньої подачі приймався $S = 10,7\text{мм}$. Після видавлювання в меридіональній площині зразка виміряли твердість за Віккерсом $HV10$ і, використовуючи тарувальні графіки (див. рис. 2.20), отримали ізолінії інтенсивності напружень σ_i . Розподіл інтенсивностей напружень σ_i , порівнювали з рішенням МСЕ-моделі. Як видно з рисунків, зона максимального зміцнення при односторонній подачі металу, як і зона максимального напруження, примикає до нижньої границі осередку деформації. Найбільше зміцнення набувають частки металу, розташовані в перехідній (з центральної зони під фланець) зоні деталі. А при двосторонній подачі металу максимальне зміцнення і зона максимального напруження

знаходяться в центрі осередку деформації. При двосторонній подачі розподіл напружень в осередку симетричний на всіх стадіях видавлювання, а пік значень інтенсивності напружень приходить на горизонтальну вісь симетрії. Для одного і того ж значення ходу пуансона величина інтенсивності напружень для двостороннього деформування вище, ніж при видавлюванні з односторонньою подачею.

Аналіз деформованого стану в процесі видавлювання оперативно можна проводити і з використанням методу верхньої оцінки. Приймаючи припущення про плоскодеформований стан після побудови кінематично можливого поля швидкостей (КМПШ) з жорстких (недеформованих) кінематичних елементів (і годографа) та використовуючи компоненти швидкостей деформації, можна визначити показники деформованого стану. Причому для розрахунку накопиченої деформації на основі розривних полів швидкостей можуть бути використані складові виразів для приведеного тиску без необхідності встановлення нормальних компонент швидкостей [29, 163, 372].

При поперечному видавлюванні найбільшій деформації піддаються шари металу, що прилягають до центру відростка, який видавлюється. При видавлюванні без конічної перехідної ділянки, тобто безпосередньо на виході з контейнера в бічну порожнину висотою h_2 (модуля А), коефіцієнт нерівномірності деформації знаходиться в межах від 1,7 до 2,3 (рис. 7.21). Нерівномірність деформації на виході з модуля А обумовлена тим, що метал в центральних зонах при видавлюванні перетинає більше число границь розриву швидкостей (шлях деформування довше), ніж в периферійному каналі, де перетинаються лише дві границі [29, 163].

Після проходження металом конічної ділянки (модуля В) і обтиснення по висоті (від h_2 до h_1) нерівномірність деформації помітно знижується, оскільки деформація при проходженні ділянки супроводжується нерівномірністю зворотного порядку. При обтисненні, як при прямому видавлюванні, велику інтенсивність деформації набувають периферійні шари. При додаванні таких

послідовних неравномерностей деформацій виходить більш рівномірне за перерізом відростка С пропрацювання металу. Коефіцієнт нерівномірності знижується до 1.15 і менш. Спосіб поперечного видавлювання з обтисненням відростка, який видавлюється, може бути ефективним засобом отримання високоякісних металовиробів.

Для поліпшення експлуатаційних властивостей навантажених виробів необхідно кероване формування структури перехідних зон (типу галтелів) з метою запобігання утворенню текстури або вичерпання ресурсу пластичності. Різні поєднання рухів і навантажень пуансонов дозволили створити ряд технологічних способів, які регулюють положення зони максимального зміцнення металу по висоті осередку деформації [359–362].

При дослідженні процесу суміщеного радіально-прямого видавлювання¹ було встановлено, що картини викривлення ділильної сітки, отримані в програмі Qform2D, добре узгоджуються з характером реальної течії металу (рис. 7.22, а). Аналізуючи залежність положення границі (поверхні) розділу течії від параметрів процесу, слід зазначити, що процес супроводжується зрушенням по цій границі і швидкість прямого витікання прагне до швидкості деформування [447]. Це супроводжується небезпекою появи тріщин на границях зсуву металу відносно вже формоутвореної частини деталі, яка стає застійною зоною. У програмі Qform поверхневі лінії – це засіб діагностики внутрішніх і поверхневих дефектів в заготовках при штампуванні. Якщо ці лінії проникають всередину заготовки – це вказує на небезпеку виникнення дефекту (див. рис. 7.22, а). До таких дефектів відносяться різного роду утягнення і простріли, попередні руйнування деталей.

Для розширення діапазону розмірів, підвищення складності отримуваних деталей і поліпшення якості штампованих деталей досліджений (див. п. 4.4) запропонований спосіб комбінованого видавлювання в рухомій матриці [432]. За даним способом за рахунок поділу ОД видавлювання в прямому і

¹ проведено спільно з Деревенько І.А. і Абхарі П.

поперечному напрямках з роздільних зон заготовки можливе переміщення значного об'єму металу як в поперечну порожнину матриці, так і в прямому напрямку без утворення руйнувань (рис.7.22, б).

Дефекти при видавлюванні і нерівномірність інших схем комбінованого видавлювання (див. рис. 7.22, нижній ряд) показує складність процесів і необхідність керування формозміною і процесом деформування з великими ступенями свободи течії [429].

На рис. 7.23 – 7.25 наведені приклади створення нерівномірності деформованого стану і деталей з характерними руйнуваннями, отриманими при видавлюванні з односторонньою подачею металу в поперечну порожнину, і схеми відповідних способів, спрямованих на запобігання подібних руйнувань. При бічному видавлюванні з односторонньою подачею відростків (див. рис. 7.20, схема 1) тріщини вздовж нижньої границі ОД з'являються як при деформуванні високопластичних алюмінієвих сплавів, так і при видавлюванні в напівгарячому стані (див. рис.7.24, а). Для деталей з відростками і фланцями встановлені позитивні можливості схем радіального видавлювання послідовно двосторонньою подачею металу заготовки в порожнину матриці (див. рис. 7.20, схема 2). Для усунення небезпеки руйнування деталі на перехідній до відростка ділянці за рахунок зниження високого градієнта деформацій на границі осередку при одночасному забезпеченні достатньої міцності запропоновано доповнювати одностороннє видавлювання двостороннім видавлюванням на заключній стадії (рис. 7.23 і рис. 7.24, б) [359].

Прикладом негативного впливу нерівномірності деформацій на надійність виробів може служити деталь «накінечники ізоляторних підвісок». Фланці у цих деталей, отримані радіальним одностороннім видавлюванням заготовок зі сталі 20, при випробуваннях на розтягнення відділялися від стрижневої частини за практично гладкою поверхнею, яка відповідала нижній границі осередку деформації (див. рис. 7.25, а)

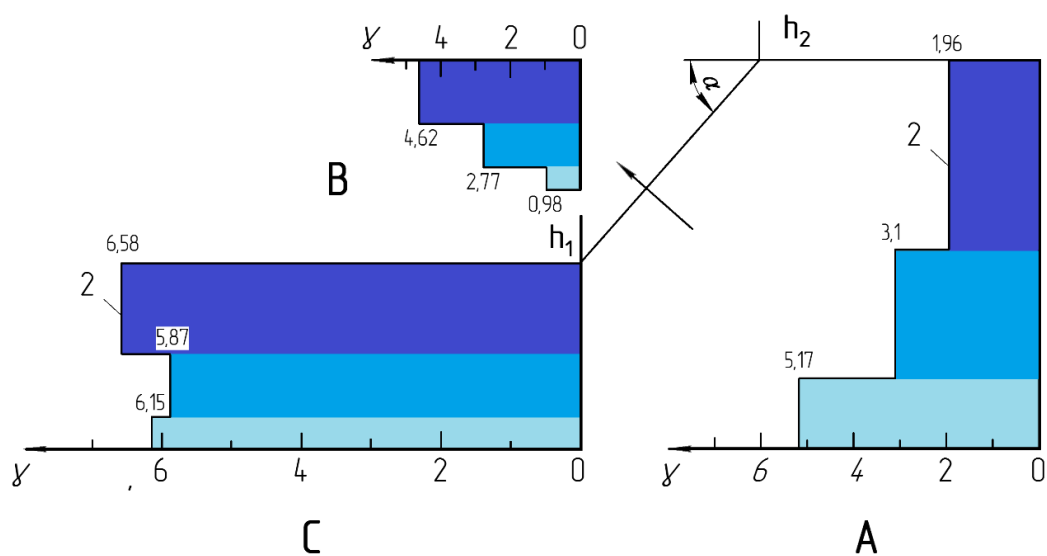


Рис. 7.21 – Підвищення рівномірності деформованого стану при поперечному видавлюванні

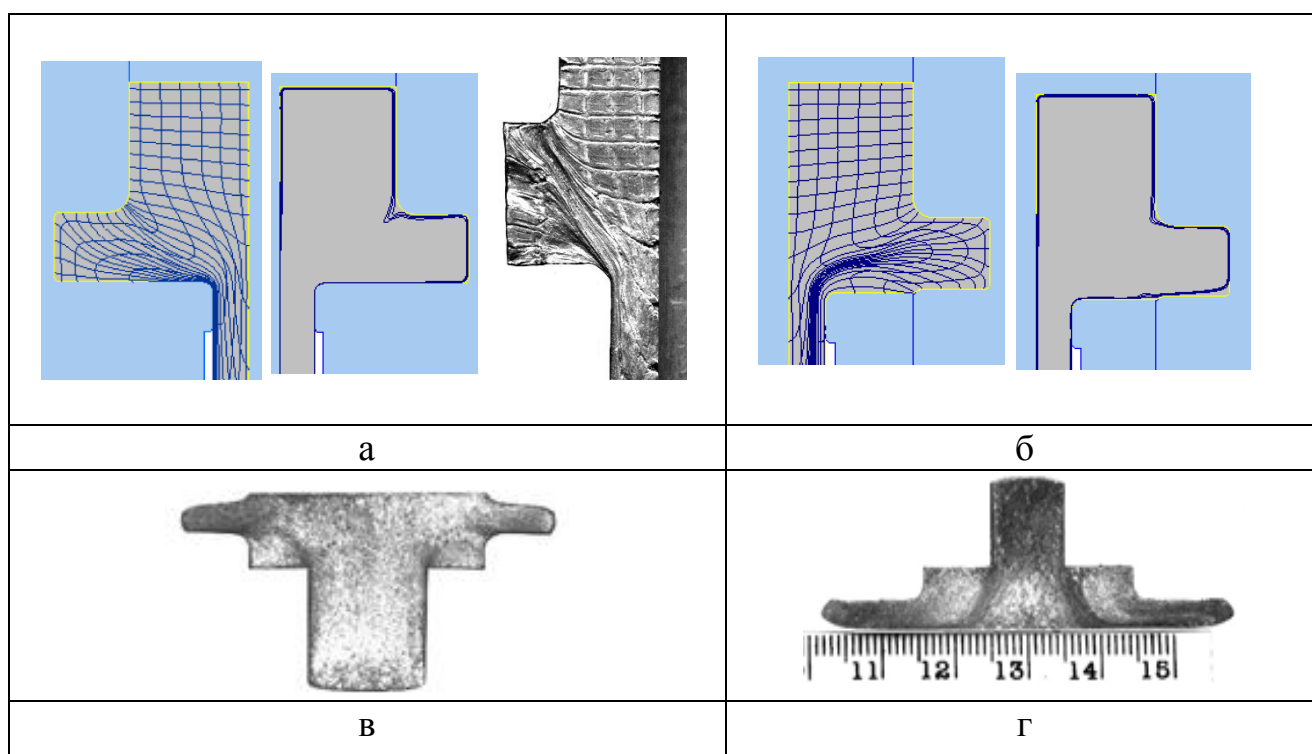


Рис. 7.22 – Нерівномірність деформацій при комбінованому радіально-поздовжньому видавлюванні

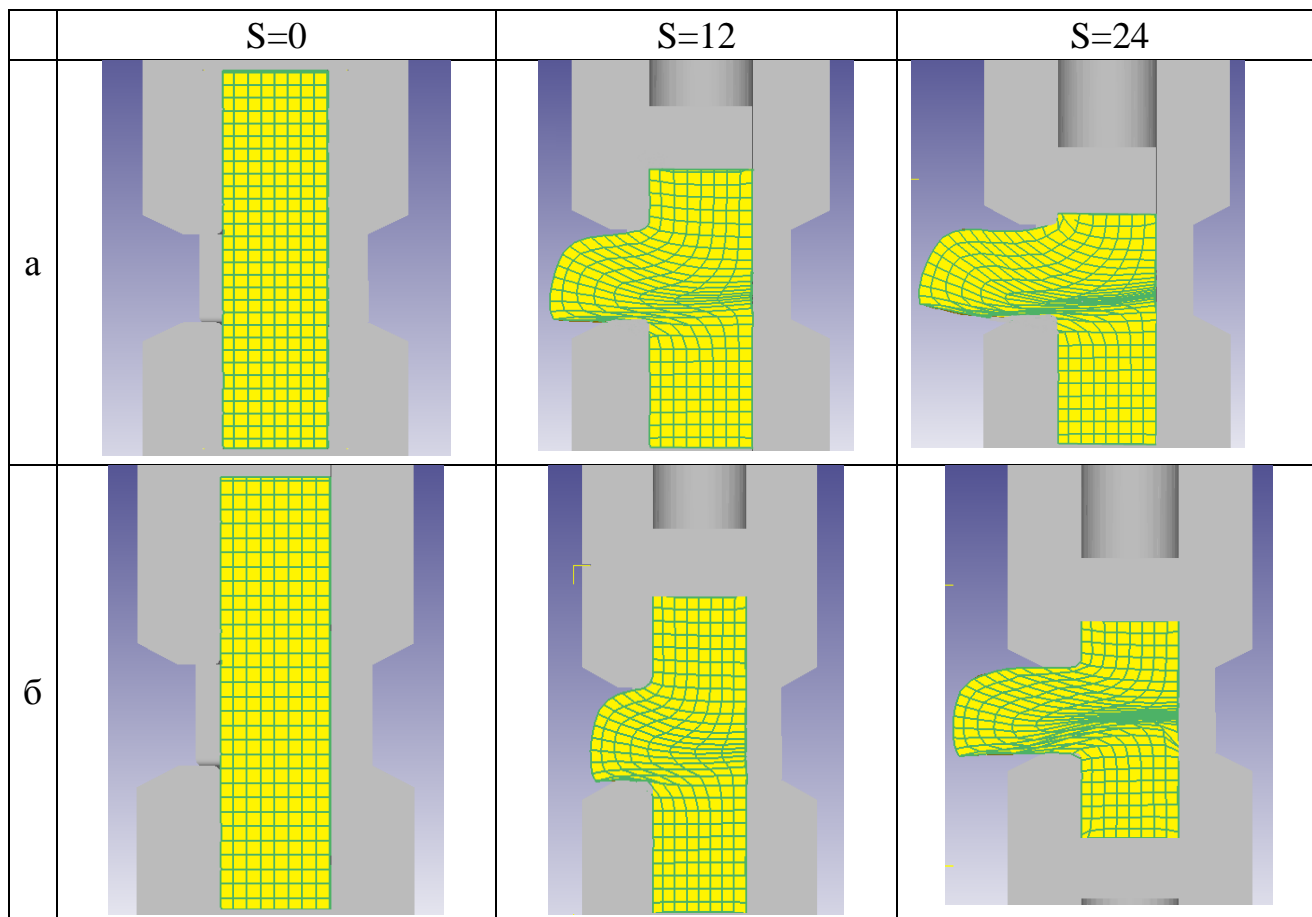


Рис. 7.23 – Порівняння деформованого стану за старим (а) і новим (б) способами видавлювання за ходом S (в мм)

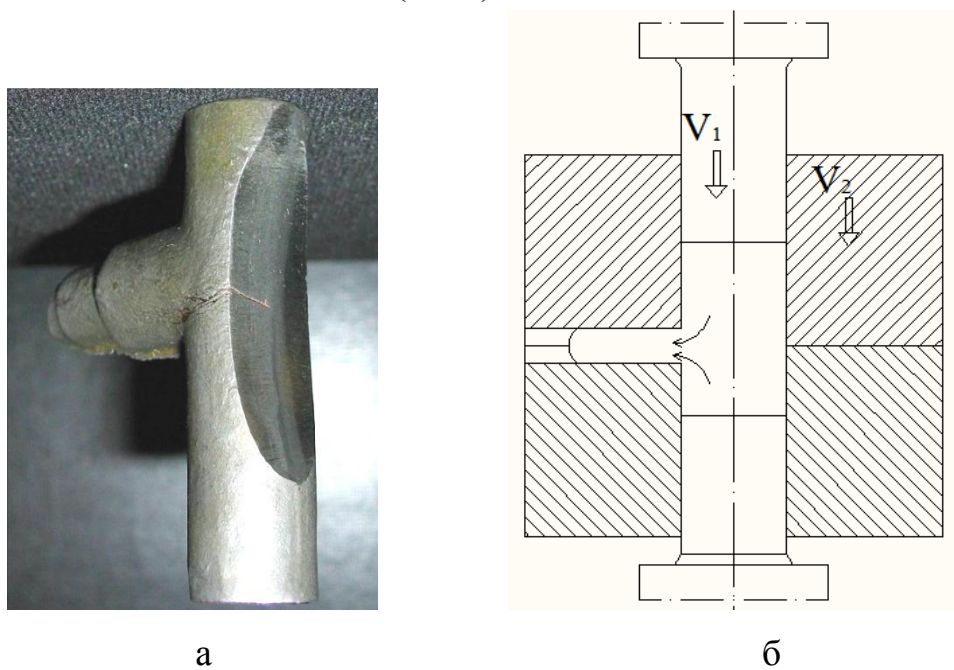


Рис. 7.24 – Деталь з відростком (а) і спосіб комбінованого видавлювання з односторонньою і подальшої двосторонньої подачею (б)

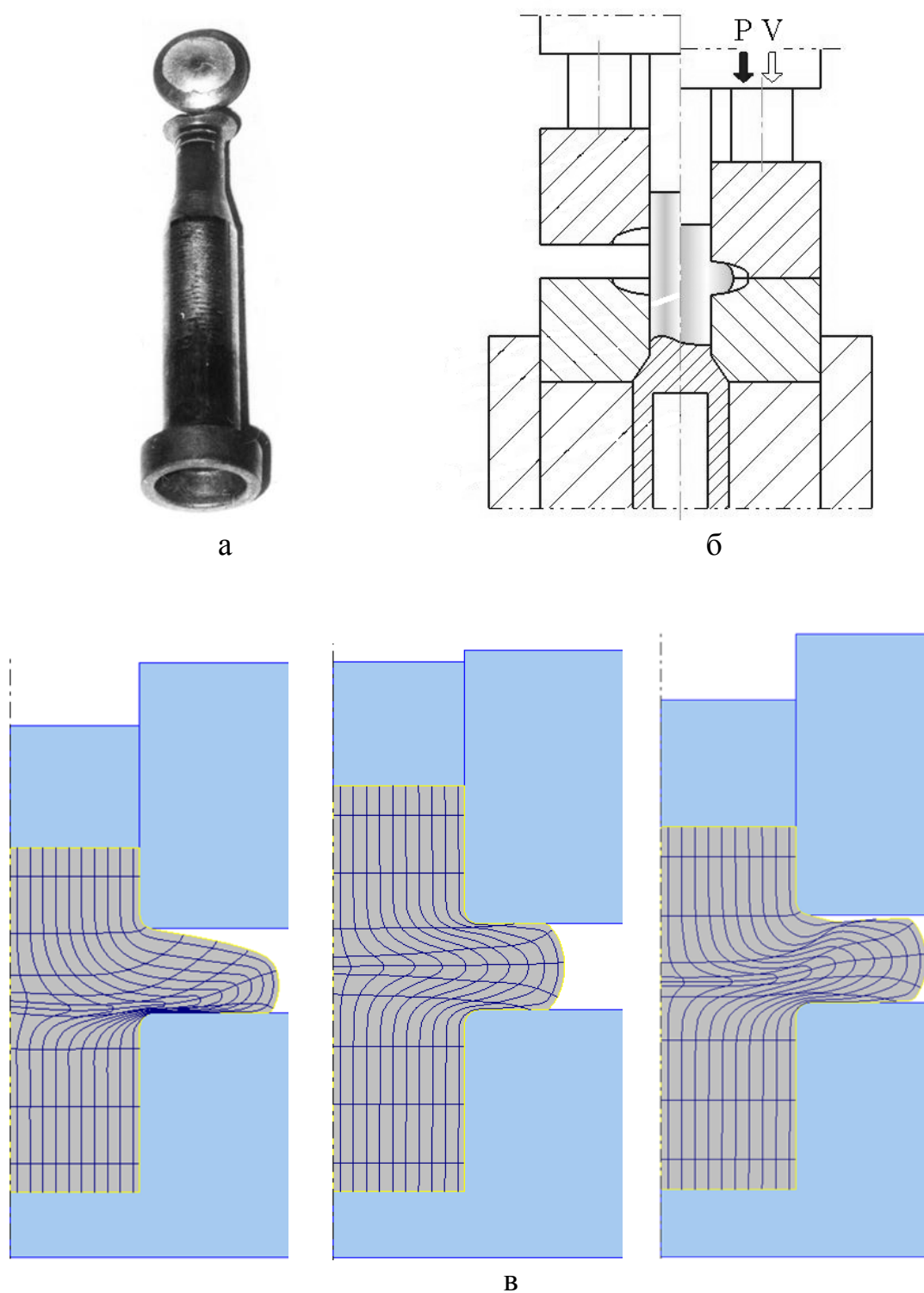


Рис. 7.25 – Деталь з фланцем, що відділяється (а), спосіб комбінованого деформування з попередньої висадкою і радіальним видавлюванням (б) і підвищення рівномірності деформованого стану цим способом (в)

У тих випадках, коли через конструктивні особливості деталі (наприклад, накієчника) рекомендоване раніше двостороннє видавлювання на заключній стадії нездійсненне, ефективна схема комбінованого деформування, коли на першому етапі виконують висадження, а потім – одностороннє радіальне видавлювання (див. рис. 7.25, б, в) [360].

Підвищенню рівномірності зміцнення деталі, а також усунення дефектів форми, сприяє комбіноване радіальне видавлювання, що включає попередній набір металу в порожнину рухомої матриці і подальшу висадку фланця [362, 309]. Спосіб дозволяє керувати траєкторією (історією) деформування і уникнути небезпечної жорсткої зони напруженого стану на периферії фланця і підвищити в 1,5–2 рази граничні діаметри видавлених фланців. На підвищення рівномірності деформування і ступеня опрацювання металу спрямовані і нові способи інтенсивної деформації зі знакозмінною течією металу [368, 369].

7.1.3 Рекомендації щодо зниження і усунення дефектів

Аналіз умов появи дефектів форми деталей методами скінчених елементів і верхньої оцінки і експериментальні дослідження дозволили розробити деякі рекомендації щодо їх усунення або зниження в процесах холодного видавлювання. Ряд рекомендацій було викладено при описі характерних дефектів деталей, які видавлюються.

Утягнення на внутрішній поверхні трубчастих деталей можна усунути виконанням радіального видавлювання в приймальну порожнину змінної висоти, яка поступово і узгоджено збільшується.

Видавлювання високих фланців без утворення утягнення на внутрішній поверхні і затиску можливе за схемами радіального видавлювання з рухомими півматрицями (рис. 7.26, б)

Дослідження способу проводилося за допомогою МСЕ, реалізованого в програмі Q-Form 2D. Моделювали радіальне видавлювання фланця на порожнистій заготовці зі сплаву АД1. Коефіцієнт тертя за А.Н. Левановим задавали рівним 0.2, крива зміцнення – $\sigma_s = 131 \cdot e^{0.28}$; модуль Юнга 75000 МПа; коефіцієнт Пуассона

0.32. Моделювали видавлювання втулки з фланцем з відносними розмірами $R_1/R_0 = 1.44$, $R/R_0 = 0.62$ і висотою фланця $h_f/R_0 = 0.6$. (рис. 7. 26).

На рис. 7.4, 7.26 і 7.27 представлено формозміну заготовки в нерухомій матриці в процесі радіального видавлювання фланців на торці заготовки. Видно, що при радіальному видавлюванні високого фланця на першому етапі починає утворюватися радіальне утягнення, яке при подальшій деформації перетворюється в затиск.

Видавлювання фланця за схемою, представленою на рис. 7.26, б, відбувається в кілька етапів. На першому етапі відбувається радіальне видавлювання металу заготовки в порожнину постійної висоти h_1 . Після заповнення порожнини напівматриця починає підніматися вгору зі швидкістю, рівною $(R_1^2 - R_0^2)/(R_0^2 - R^2)$ від швидкості руху деформувального пуансона. На певному етапі радіального видавлювання осередок деформації примикає до рухливої верхньої напівматриці і стає за висотою менше висоти приймальної порожнини під фланець (рис. 7.28). Деталь, отримана таким способом, не має дефектів. Для втулки з фланцем, розташованим в середній частині, здійснювалося моделювання процесу видавлювання за різними схемами трубчастої заготовки зі сплаву АД1 з відносними розмірами $R_1/R_0 = 1,66$, $R/R_0 = 0,41$ і висотою фланця $h_f/R_0 = 1,15$. Логарифмічні деформації при видавлюванні високих фланців в середній частині в нерухомій матриці (див. рис. 7.4) досягають 2–4 одиниці і зосереджуються біля кромки нижньої матриці (рис. 7.29, а). За об'ємом фланця деформації розподілені рівномірно і знаходяться в межах від 1,1 до 1,5 одиниць. Невеликі значення накопиченої деформації пояснюються втратою стійкості порожнистої заготовки та утворенням утягнення, яке перетворилося в складку.

При видавлюванні з односторонньою подачею в матриці з рухомою верхньою напівматрицею сила видавлювання зростає тільки на першому етапі і досягає 180 кН, далі сила по ходу руху пуансона не змінюється.

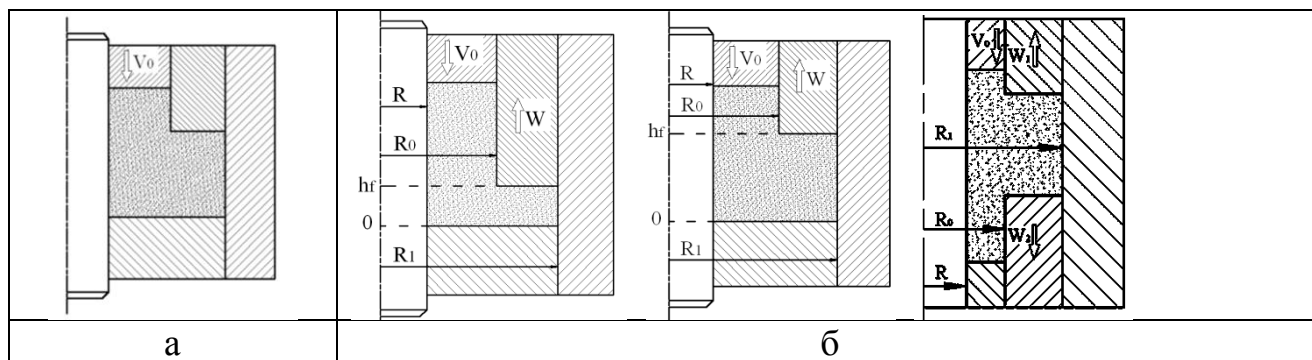


Рис. 7.26 – Схеми процесу радіального видавлювання відносно високих фланців в нерухомій (а) і рухомій (б) матриці

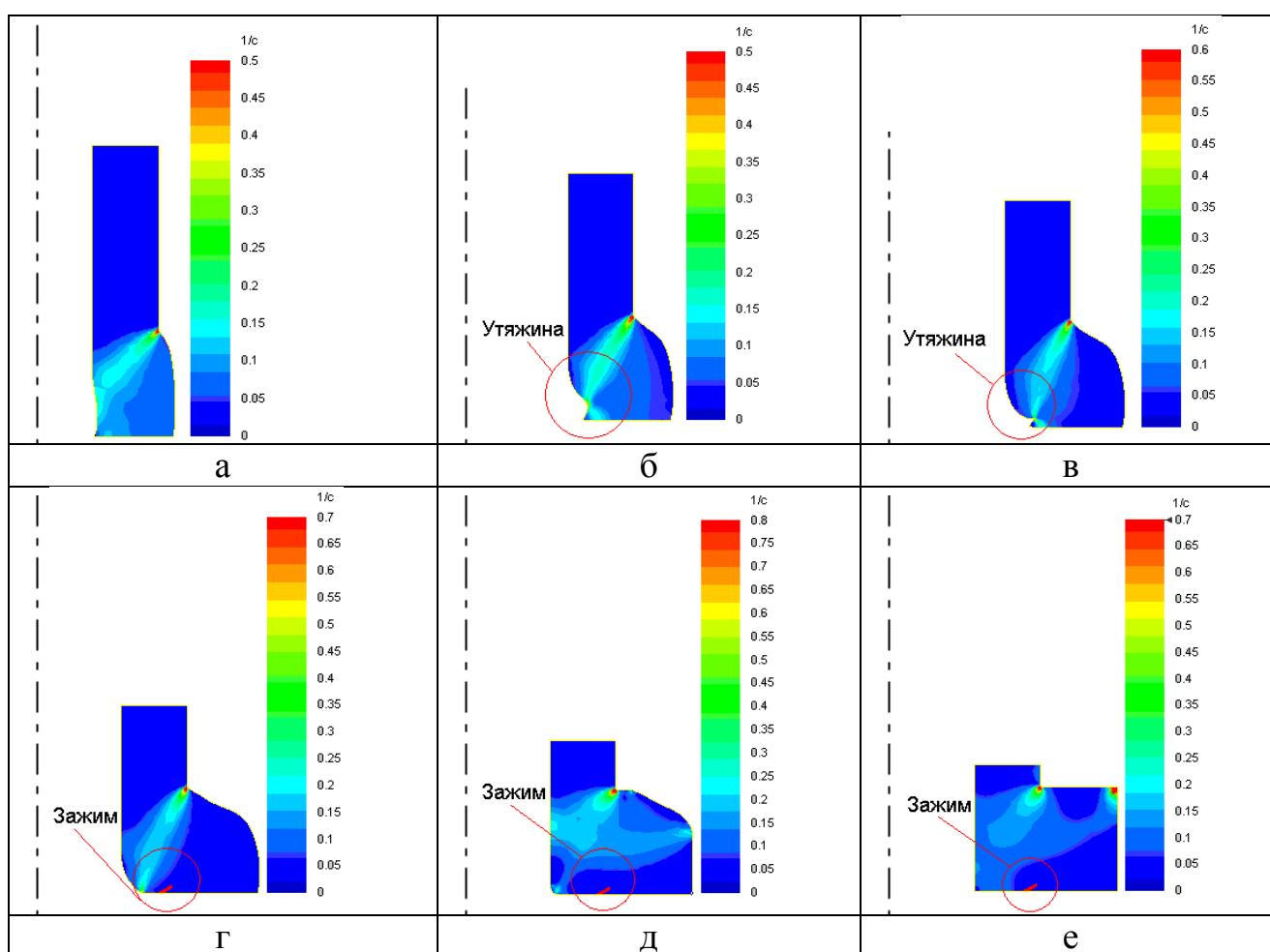


Рис. 7.27 – Поля розподілу швидкості деформації по меридіональному перерізу заготовки в процесі радіального видавлювання

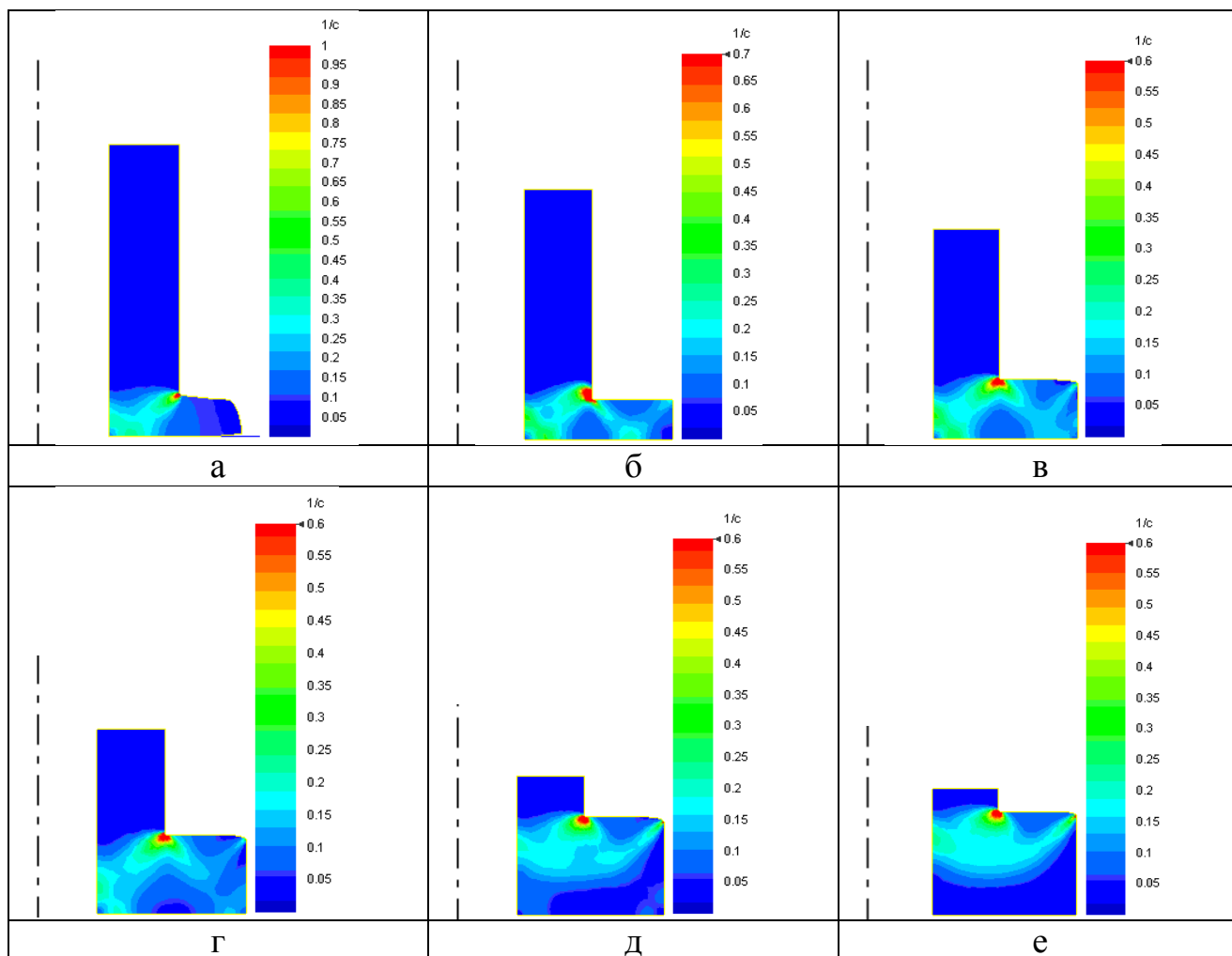


Рис. 7.28 – Поля розподілу швидкостей деформації по перерізу заготовки в процесі радіального видавлювання з підйомною напівматрицею

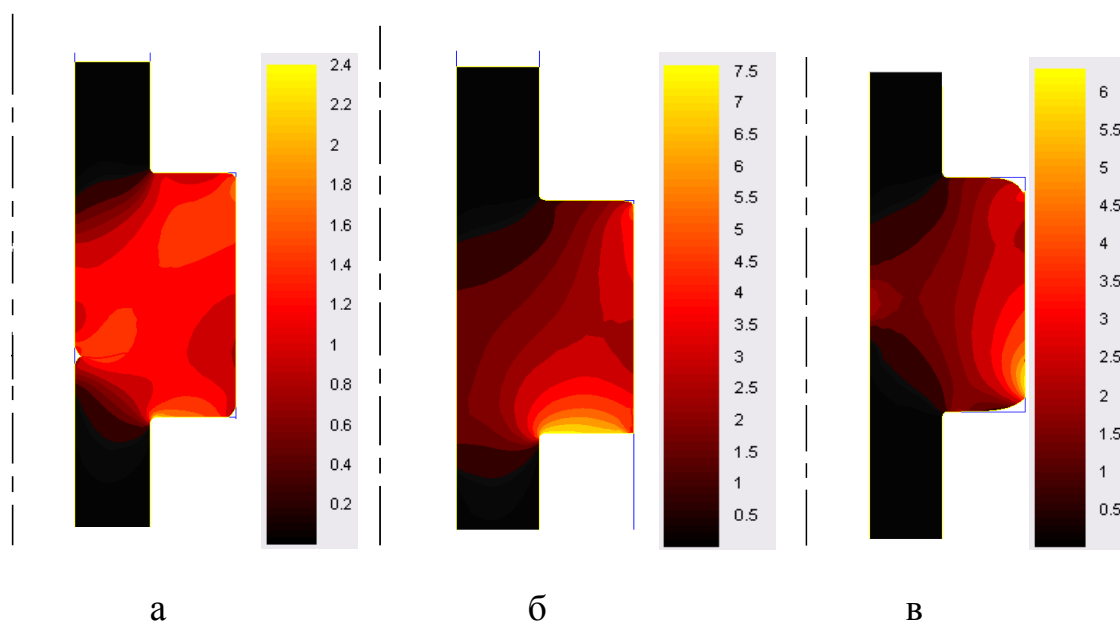


Рис. 7.29 – Розподіл логарифмічної деформації по перерізу заготовки на останній стадії радіального видавлювання

Деформації тут більші, ніж при видавлюванні в порожнину постійного розміру, досягають семи одиниць і зосереджені ближче до нижньої напівматриці. Розподіл деформації за об'ємом фланця рівномірний і знаходиться в межах 4–7 одиниць (рис. 7.29, б).

Видавлювання фланців за схемою з рухомою нижньою напівматрицею відрізняється тим, що після заповнення радіальної порожнини на першому етапі матриця починає опускатися вниз по ходу руху деформувального пуансона (рис. 7.29, в) При цьому осередок деформації по ходу видавлювання, на відміну від видавлювання за схемою з напівматрицею, яка піднімається, дорівнює висоті приймальної порожнини, але деталь також виходить без утягнення і затиснення на внутрішній поверхні. Спостерігається нерівномірність розподілу деформацій за перерізом заготовки. Так, при досягненні максимальних значень ступеня деформацій на зовнішній поверхні фланця, рівних 6,5, на внутрішніх шарах деталі логарифмічні деформації рівні 2,0.

Видавлювання фланця за схемою з односторонньою подачею, але зі збільшенням висоти приймальної порожнини за рахунок переміщення і розсування обох напівматриць мало чим відрізняється від схеми видавлювання з матрицею, яка опускається, крім того, що течія металу в верхню частину порожнини є більш вираженою через подачу металу зверху. Тут також осередок деформації дорівнює висоті порожнини, і деталь виходить без дефектів. Логарифмічні деформації досягають 6,0. Розподіл деформацій за об'ємом деталі більш рівномірний (рис. 7.30, а).

При видавлюванні фланця за схемою деформування з двосторонньою подачею металу в порожнину, що розкривається в двох напрямках, розподіл деформацій за перерізом заготовки є досить нерівномірним і коливається за перерізом фланця від 5,5 до 1,0 (рис. 7.30, б). Максимальні логарифмічні деформації досягають 5,5 одиниць і зосереджуються у зовнішній частині фланця. Поле швидкостей показує, що на перших стадіях процесу висота осередку деформації дорівнює висоті порожнини, а при досягненні певної

висоти порожнини осередок деформації розділяється жорсткою зоною в центрі фланця на дві частини, які розташовані у верхній і нижній кромці матриці (рис. 7.30, в). Деталі також виходять без утворення дефектів у вигляді утягнень і затисків (складок).

Для попередження утягнення на внутрішній поверхні заготовки формують також технологічний бурт, який розгладжують при зворотному ході [447, 13]. За аналогією з цим способом розроблений метод усунення утягнень в донній частині деталей типу гільз і стаканів, одержуваних зворотним видавлюванням (рис. 7.31) [366, 367].

При радіально-зворотному видавлюванні зовнішні утягнення з боку дна усуваються обмеженням товщини дна, а внутрішні – попереднім заповненням радіальної порожнини і оформленням фланця до підходу пуансона до даної небезпечної зони.

Комбінування радіального видавлювання з висадкою на заключній стадії, яка виконується зближенням напівматриць, дозволяє отримати фланець з плоскопаралельними торцями і великим граничним значенням діаметра [362, 447] в 4,5 рази. Доопрацювання грибоподібних фланців методом холодного торцевого розкочування дозволяє об'єднати переваги обох способів і виготовити деталі з потовщеннями великих діаметрів ($R_1/R_0 \geq 3,0$), що мають плоско-паралельні торці або більш ускладнену конфігурацію перерізу [450].

Викривлення форми фланців і потовщень можна усунути шляхом обмеження течії по зовнішньому діаметру або створенням протитиску, що, однак, супроводжується, як показано нижче в п. 7.2, зростанням питомих навантажень на інструмент.

Рекомендації щодо усунення дефектів використані при проектуванні процесів видавлювання порожнистих деталей і передані для застосування на виробництві.

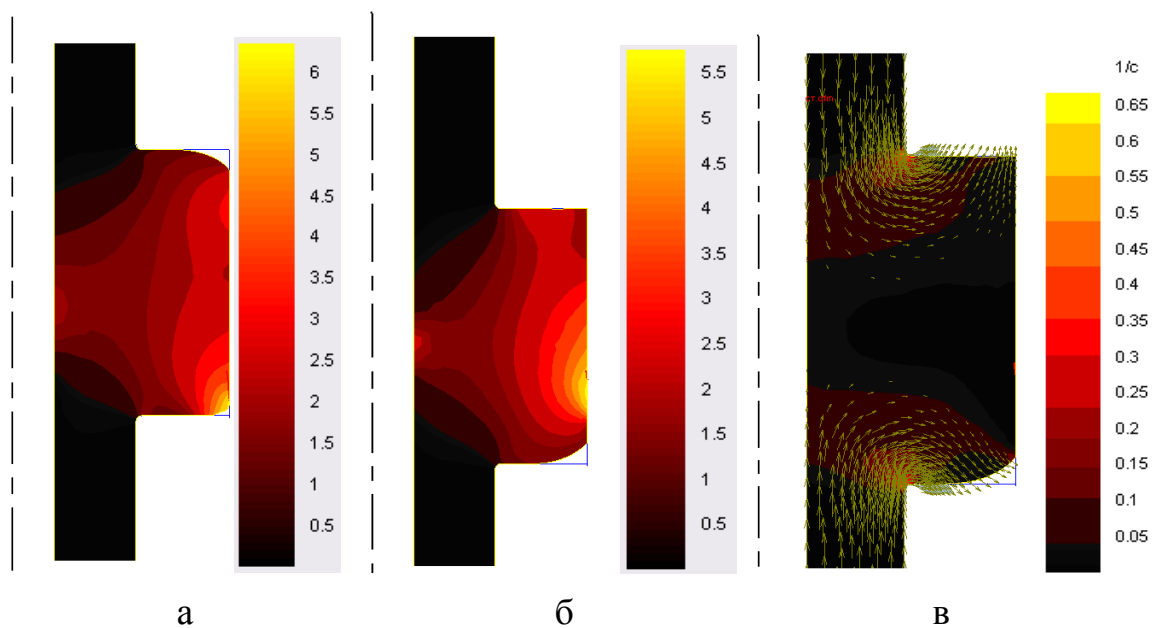


Рис. 7.30 – Поле розподілу логарифмічної деформації по перерізу заготовки на останній стадії радіального видавлювання з порожниною, яка розкривається в двох напрямках

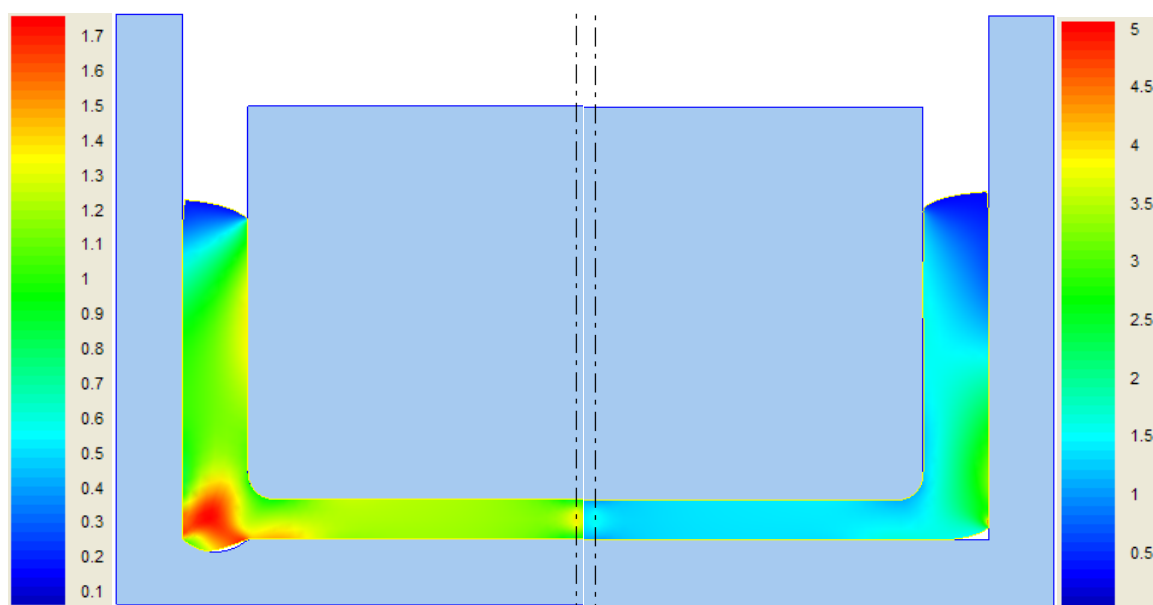


Рис. 7.31 – Зниження утягнень за допомогою технологічного бурту

7.2 Деформування заготовок способом видавлювання з протитиском

Для підвищення граничного ступеня формозміни і усунення викривлення форми фланця перспективними є спосіб комбінованого деформування з додатковим силовим впливом за схемою радіального видавлювання з протитиском, яке може бути створене шляхом видавлювання в клиноподібну або ступінчасту порожнину твердого робочого середовища або прикладання до вільної поверхні фланця гідростатичного тиску [119, 198]. При радіальному видавлюванні найдоцільніше виконання випускного отвору для середовища протитиску у вигляді кругового зазору, що нагадує зазор для бокової або торцевої задирки при об'ємному штампуванні (рис.7.32).

Завдання визначення параметрів процесу радіального видавлювання з протитиском вирішене з залученням енергетичного методу верхньої оцінки (балансу потужностей) [14, 29].

Виходячи з результатів експериментального аналізу деформованого стану, виконуємо розбивку осередку деформації на певні модулі (рис. 7.33) і розглядаємо одне спільне завдання, як таке, що складається з двох областей деформації, в силу того, що матеріал виробу і середовища протитиску не однаковий. При цьому, зони 2,4,5,6,7 відносяться до пластичних, а зони 1, 3 – до жорстких, а пластична зона 2 відокремлена від жорстких зон 1 і 3 площинами $Z = 0$ і $Z = H$.

Загальний приведений тиск (віднесений до напруження текучості відповідного матеріалу σ_s), для всього процесу буде обчислюватися як сума складових приведених тисків деформування за двома виділеними областями:

$$\bar{p}_\Sigma = \bar{p}_1 + \bar{p}_2.$$

Для першої області (зони 1, 2, 3, 4) використовуємо формули для розрахунку приведенного тиску радіального видавлювання фланців на суцільних і трубчастих заготовках (див. п 5.4) [135]:

$$\bar{p}_1 = 1 + \frac{1}{\sqrt{3}} \left[\frac{2}{3} \cdot \frac{R_0}{H} + \frac{H}{R_0} + 2 \cdot \ln \frac{R_1}{R_0} \right] + \frac{2}{\sqrt{3}} \mu \left[\frac{2(H-h)}{R_0} + \frac{R_1 - R_0}{H} \right]; \quad (7.7)$$

$$\bar{p}_{1r} = \frac{1}{\sqrt{3}} \left[A_1 + 2 \cdot A_2 \cdot \frac{R_0}{h} + \frac{1}{1-m^2} \cdot \frac{h}{R_0} + 2 \cdot \ln \frac{R_1}{R_0} \right] + \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \mu \cdot \left[\frac{2}{1-m} \cdot \frac{(h+H_1)}{R} + \frac{m}{1-m^2} \cdot \frac{h}{R_0} + \frac{R_1 - R_0}{h} \right], \quad m = \frac{R}{R_0}, \quad (7.7a)$$

$$A_1 = \frac{m^2}{1-m^2} \left(\sqrt{1 + \frac{3}{m^4}} - 2 - \ln \frac{m^2 + \sqrt{3+m^4}}{3} \right), \quad A_2 = \frac{1}{1-m^2} \left(\frac{1}{3} + \frac{2 \cdot m}{3} - m^2 \right)$$

У другій області розглядається деформування прититискового пластичного середовища в зонах 5, 6 і 7. Поле швидкостей для трапецеїдального кінематичного модуля 6, який краще описує картину течії, ніж поле паралельної течії, використане в роботі [14], має вигляд (див. табл. 3.2, модуль № 6):

Потужність сил зрізу металу на похилій границі цього модуля

$$N_s = \frac{2 \cdot \mu_s \cdot \sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot \int_0^{2\pi} d\theta \int_{R_k}^{R_2} \left| \frac{V_s \cdot R_k \cdot H}{r \cdot F(r)} \right| r dr = \frac{4\pi \cdot \mu_s \cdot \sigma_s}{\sqrt{3}} V_s \cdot R_k \cdot H \cdot \frac{1}{\operatorname{tg}(\beta)} \ln \left| \frac{H}{h} \right|.$$

Потужність сил зрізу по бокових поверхнях області 6, тобто на границях з зонами 5 і 7 в разі прямолінійної похилої границі (у даного трапецеїдального модуля) обчислюється за одним і тим же виразом

$$N_{s5-6} = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 2 \cdot \pi \cdot R_k \int_0^H V_z \cdot dz = \frac{\pi \cdot \sigma_s \cdot V_s \cdot R_k \cdot \operatorname{tg}(\beta) \cdot H}{\sqrt{3}}.$$

Потужність сил тертя по нижній границі модуля 6 дорівнює

$$N_t = \frac{2 \cdot \mu_s \cdot \sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot \int_0^{2\pi} d\theta \int_{R_k}^{R_2} \left| \frac{V_s \cdot R_k \cdot H}{r \cdot F(r)} \right| r dr = \frac{4\pi \cdot \mu_s \cdot \sigma_s}{\sqrt{3}} V_s \cdot R_k \cdot H \cdot \frac{1}{\operatorname{tg}(\beta)} \ln \left| \frac{H}{h} \right|.$$

Підтверджується висновок про такі властивості модулів, як рівність потужностей сил зрізу на паралельних границях модуля, так і взаємозв'язок між потужностями сил зрізу на прямолінійній похилій і протилежній їй границях трапецеїдального модуля через множник $(1 + \kappa^2)$.

Інтеграл потужності сил деформування в трапецеїдальному модулі 6 має вигляд

$$N_d = \sigma_s \cdot 2\pi \int_{R_k}^{R_2} r dr \int_0^{F(r)} \dot{\varepsilon}_i dz,$$

де $\dot{\varepsilon}_i$ – інтенсивність швидкостей деформації.

Зважаючи на значну похибку, що виникає при спробі спрощення підінтегрального виразу методом лінеаризації інтенсивності швидкостей деформації в даній зоні, використовуємо значення інтеграла, обчисленого для даного модуля за допомогою знаходження верхньої оцінки інтеграла в розділі 3.

Остаточно, верхню оцінку потужності сил деформування можна визначити за залежністю:

$$N_{d6} \leq \frac{\sqrt{2}}{3} \cdot (2\pi \cdot \sigma_s \cdot V_3 \cdot R_k \cdot H) \cdot M,$$

где M – отримано раніше в (3.29).

Підставивши в рівняння балансу потужностей всі знайдені значення потужностей сил деформування, сил зрізу і тертя в зоні 6, а також в зонах 5 і 7 (за аналогією з кільцевою зоною 4) і, скоротивши на множник $2\pi \cdot \sigma_s \cdot R_k \cdot H \cdot V_5$, після необхідних перетворень можна отримати вираз для визначення приведенного тиску \bar{p}_2 , необхідного для деформування матеріалу протидавлячого середовища:

$$\bar{p}_2 = \frac{\sqrt{2}}{3} M + \frac{1}{\sqrt{3}} \operatorname{tg} \beta + \frac{2}{\sqrt{3}} \left(\frac{1}{\sin 2\beta} + \frac{\mu_s}{\operatorname{tg} \beta} \right) \ln \left(\frac{H}{h} \right) + \frac{2}{\sqrt{3}} \left[\ln \frac{R_3 R_k}{R_2 R_1} + \mu_s \frac{R_k - R_1}{H} \right] \quad (7.8)$$

Вплив параметрів досліджуємо за графіками залежності приведенного тиску (див. рис. 7.33, б). Збільшення співвідношення n супроводжується зростанням значення приведенного тиску, а приріст коефіцієнта тертя до зміщення кривих залежності тиску йде вгору. Співвідношення висоти порожнини для витікання протидавлячого середовища до товщини фланця, який видавлюється, має найбільший вплив на величину приведенного тиску.

При плоскодеформованому стані металу в зоні фланця диференційне рівняння рівноваги має вигляд [3, 197]:

$$\frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} - \frac{2\tau_k}{h} = 0. \quad (7.9)$$

Рішення цього рівняння спільно з умовою пластичності $\sigma_r - \sigma_\theta = -\beta\sigma_s$ при граничній умові $r = R_1$, $\sigma_r = 0$ дозволяє отримати співвідношення для напружень.

На кромці фланця при $r = R_1$ $\sigma_z = 0.5\beta\sigma_s$. А щоб звести його до нуля, треба накладати на систему радіальний тиск, рівний $q_0 = \Delta\sigma_r = -0.5\beta\sigma_s$.

Припускаємо, що відомий коефіцієнт m_s , який характеризує відношення напружень текучості матеріалів заготовки і протитиску при даних умовах і ступенях деформації: $m_s = \sigma_{s1}/\sigma_{s2}$.

Тоді, при відомому значенні необхідного для видавлювання фланця протитиску q_0 (рівного тиску \bar{p}_2) для приведених значень тиску \bar{p}_2 і $\bar{q}_0 = 0.5\beta = 1/\sqrt{3}$ можна записати:

$$\bar{p}_2 \geq m_s \bar{q}_0 = m_s / \sqrt{3} \quad (7.10)$$

Користуючись залежністю (7.8) або графіками (див. рис. 7.33, б) можна призначити параметри h/H , $n = R_1/R_2$, R_3/R_2 , μ_s , достатні для створення тиску \bar{p}_2 , який задовольняє умові (7.10) і достатнього для отримання необхідних параметрів деталі.

Встановлено, що основний вплив на величину протитиску надають межа текучості допоміжного металу, сили тертя і розміри порожнини, в яку видавлюється матеріал, що створює протитиск (рис. 7.34, 7.35). Розрахункові F_p і експериментальні значення F_o максимальних сил деформування для різних радіусів фланця наведені також в табл.7.3. Розрахункові значення більше експериментальних з різницею, яка не перевищує 10%.

Для дослідження пластичності металів при об'ємному деформуванні стрижневої заготовки використовували простір з координатами: показник напруженого стану, параметр Лоде-Надаї і ступінь деформації e_u .

У загальному випадку об'ємного напруженого стану залежність пластичності від схеми напруженого стану визначається поверхнею граничних деформацій $e_p(\eta, \mu_\sigma)$ (див рис. 2.9). За результатами розрахунку напружено-деформованого стану заготовок, виконаного за допомогою методу скінченних елементів (рис. 7.36), будували траєкторії навантаження небезпечних точок на кромці фланця для звичайного радіального видавлювання (2) і видавлювання з протитиском (1). Ці криві наведені на рис. 2.9. Поверхні граничних деформацій для сталі 10 і для алюмінієвого сплаву АД1 апроксимували функціями (2.28) і (2.29) відповідно.

Розрахунок використаного ресурсу пластичності вели за критерієм, заснованим на нелінійному законі накопичення пошкоджень в умовах об'ємного напруженого стану [18, 309]

$$\psi = \int_0^{e_u} n \frac{e_u^{*n-1}}{e_p(\eta, \mu_\sigma)^n} de_u^*, \quad \text{де} \quad n = 1 + a \frac{d\eta}{de_u} - b \frac{d\mu_\sigma}{de_u}, \quad (7.11)$$

a, b – емпіричні коефіцієнти, які для сталі 10 і сплаву АД1 приймали рівними $a = 0,05, b = 0,03$.

Використання протитиску, яке створюється технічним свинцем, дозволило зменшити величину використаного ресурсу пластичності в 2,5 рази при вибраних параметрах процесу (табл. 7.4). Проведені експерименти² підтвердили ефект технології в забезпеченні якості та підвищенні ступеня видавлювання фланців [389].

Спосіб комбінованого видавлювання з протитиском дозволяє отримати деталі правильної геометричної форми (див. рис. 4.16 і 7.35) і різко розширити

²проведені спільно з Сивак К.І.

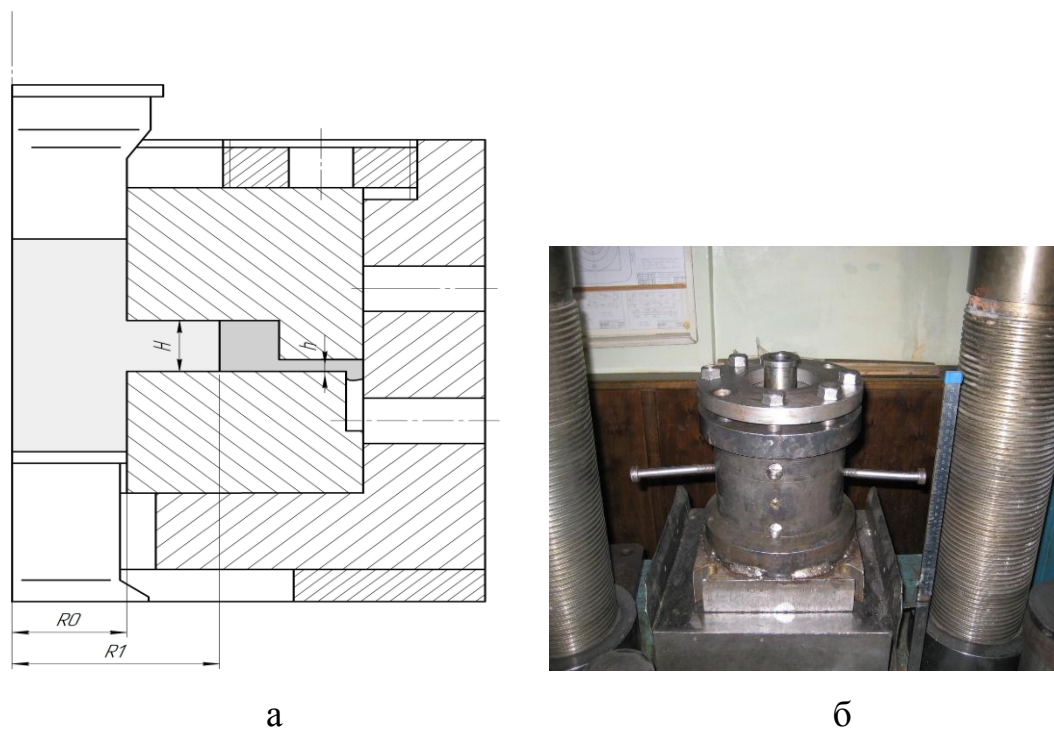


Рис. 7.34 – Схема установки для радіального видавлювання з протитиском

Таблиця 7.3 – Сили деформування при видавлюванні з протитиском

№	$h = 0,5 \text{ мм}$			$h = 1,0 \text{ мм}$		
	$R, \text{ мм}$	$F_o, \text{ кН}$	$F_p, \text{ кН}$	$R, \text{ мм}$	$F_o, \text{ кН}$	$F_p, \text{ кН}$
1.	26,00	157	172	26,5	150	164
2.	30,60	182	200	32	175	192
3.	32,40	195	212	33,5	187	205



Рис. 7.35 – Деталі, що отримані радіальним видавлювання з протитиском

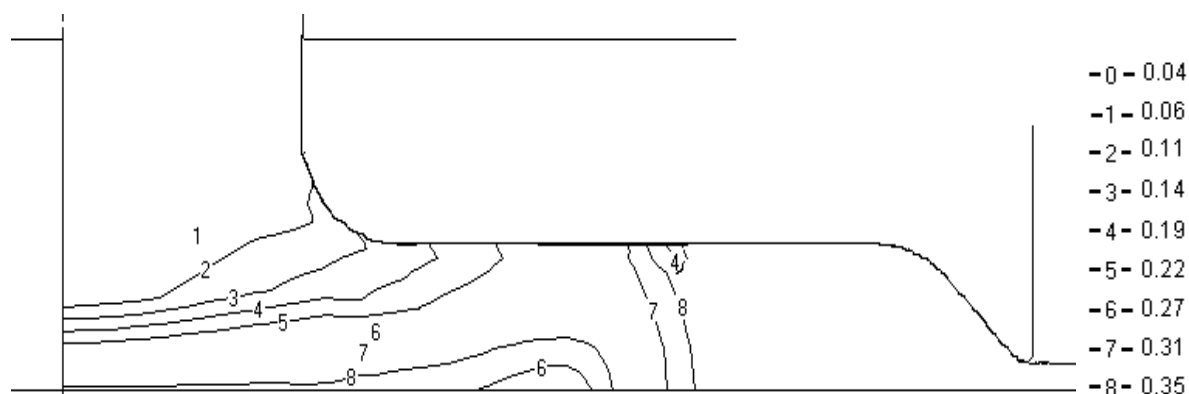


Рис. 7.36 – Розподіл використаного ресурсу пластичності по перерізу заготовки

Таблиця 7.4 – Використаний ресурс пластичності при радіальному видавлюванні фланців без протитиску Ψ_1 і з протитиском Ψ_2

Матеріал	$\frac{H}{R_0}$	$\frac{R_1}{R_0} = 1,5$		$\frac{R_1}{R_0} = 2,0$		$\frac{R_1}{R_0} = 2,5$	
		Ψ_1	Ψ_2	Ψ_1	Ψ_2	Ψ_1	Ψ_2
АД 1	0,6	0,26	0,11	0,62	0,25	-	-
	1,0	0,14	0,06	0,34	0,14	0,80	0,33
	1,4	0,08	0,032	0,18	0,08	0,42	0,17
Сталь 10	0,6	0,38	0,17	0,94	0,4	-	-
	1,0	0,22	0,09	0,52	0,22	0,88	0,36
	1,4	0,18	0,075	0,4	0,16	0,64	0,26

діапазон їх розмірів, а також механічних характеристик штампованих матеріалів. Використання в якості робочого середовища твердого тіла з низьким опором зсуву дозволяє усунути багато проблем ущільнення, які виникають при використанні рідини.

7.3 Комбіноване видавлювання–розділення порожнистих деталей

7.3.1 Радіальне видавлювання–розділення деталей типу кілець

У промисловості широко застосовуються порожнисті деталі типу кілець і втулок різного типорозміру і конфігурацій. Існує ряд способів штампування порожнистих деталей типу втулок і кілець: гнуття й зварювання листових і пруткових заготовок, видавлювання з пробиванням перемички, вирубка з листа та ін. Однак такі способи не забезпечують раціонального використання металу, продуктивність штампування і якість деталей.

Відомий спосіб отримання кілець радіальним видавлюванням з подальшим відділенням отриманої деталі від багатоштучної пруткової заготовки (див. рис. 1.4, схема 3). Для забезпечення високої якості поверхні розділення пробивання за новими способами здійснюється не верхнім залишком заготовки, а безпосередньо пуансоном.

Новий спосіб для виготовлення кілець з гладкою поверхнею отвору здійснюється наступним чином [356, 459] (рис. 7.37). У матрицю 1 (складену з двох напівматриць) на торець контрпуансона 2 укладають багатоштучну заготовку 3. Порожнина матриці утворена двома напівматрицями, верхньою і нижньою. Пуансон 4 рухається вниз зі швидкістю V_p . Під впливом пуансона 4 починається деформування заготовки та заповнення радіально видавлюваним металом кругової порожнини матриці, тобто утворення фланця. На цій стадії контрпуансон 2 нерухомий (застопорений). Аналогом контрпуансона є багатоштучна заготовка у вигляді прутка кінцевих розмірів, що утримується на цьому етапі цанговим затискачем [343, 460]. При зіткненні периферії фланця зі стінкою порожнини матриці починається стадія невеликого радіального видавлювання (з підпором). До кінця цієї стадії при отриманні відносно товстих

фланців (переважно для фланців зі співвідношенням $h_0 / R_0 \geq 0.5$) порожнина матриці заповнюється практично повністю, за винятком верхнього кута на периферії фланця. Цей кут може бути заповнений при зануренні пуансона або при виконанні варіанта способу з підсадкою (висадкою) фланця зближенням напівматриць на стадії розділу.

Після цього починається стадія пробивання, коли крім пуансона 4 вниз починає переміщатися контпуансон 2 (залишок вихідного прутка) з тією ж або з меншою швидкістю.

Дослідження напруженого стану заготовки при радіальному видавлюванні з подальшим відділенням проводили МСЕ в програмі Deform 3D. МСЕ дозволив отримати картини розподілу інтенсивності деформацій і напружень в заготовці, яка деформується, з алюмінієвого сплаву АД31. Крива зміцнення сплаву описується рівнянням $\sigma_s = 191,5 \cdot e^{0,203}$.

Порівняння НДС проводили для трьох схем (варіантів I, II, III) деформування: вільне радіальне видавлювання [186], радіальне видавлювання з підпором та зануренням пуансона і радіальне видавлювання з зануренням пуансона і підсадки фланця шляхом зближення напівматриць [356]. Діаграма «Шлях-сила деформування» (рис. 7.38) має ділянки, що відповідають особливостям стадії формування кільця, яка протікає. На першій стадії вільного радіального видавлювання сила плавно зростає до моменту торкання периферії фланця стінки матриці. Потім відбувається різкий стрибок, практично в 1,5–2 рази. І після початку поділу кільця і прутка також сила різко падає і потім плавно знижується аж до повного відділення і прошовування вихідної пруткової заготовки в нижню напівматрицю.

Встановлено, що на початку деформування (радіальне видавлювання) зона з максимальною інтенсивністю деформацій і напружень знаходиться поблизу кромки нижньої напівматриці (рис. 7.39 і 7.40). При досягненні фланцем бічної поверхні порожнини матриці і зануренні пуансона у фланець напруження зростають у всьому об'ємі фланця, що свідчить про зростання

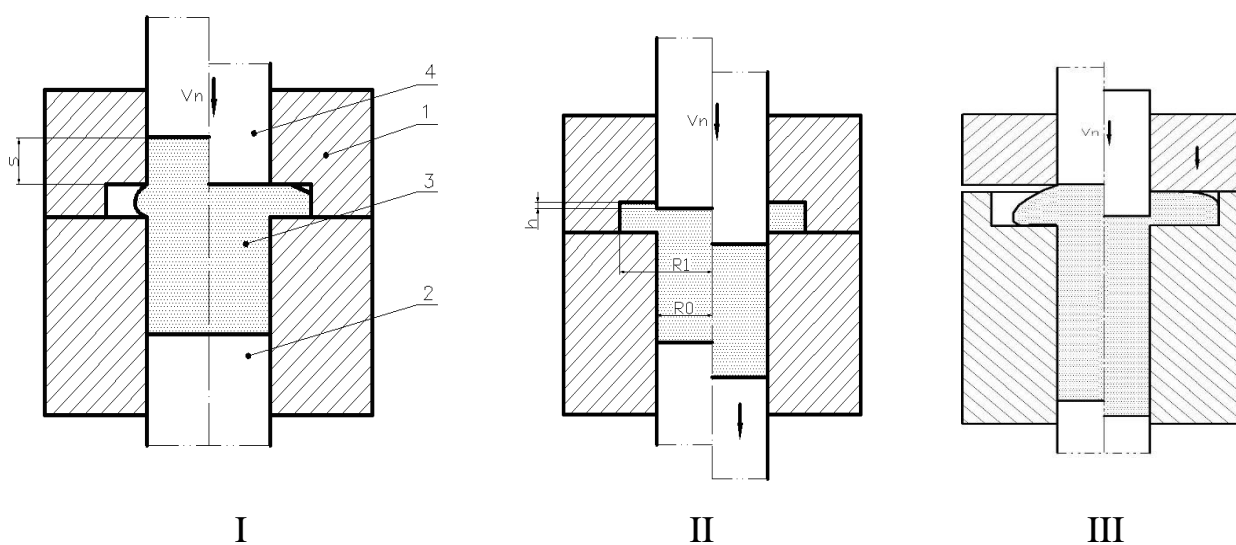


Рис. 7.37 – Схеми видавлювання-пробивання кілець: без підпору (I), з підпором (II) і з підсадкою фланця (III)

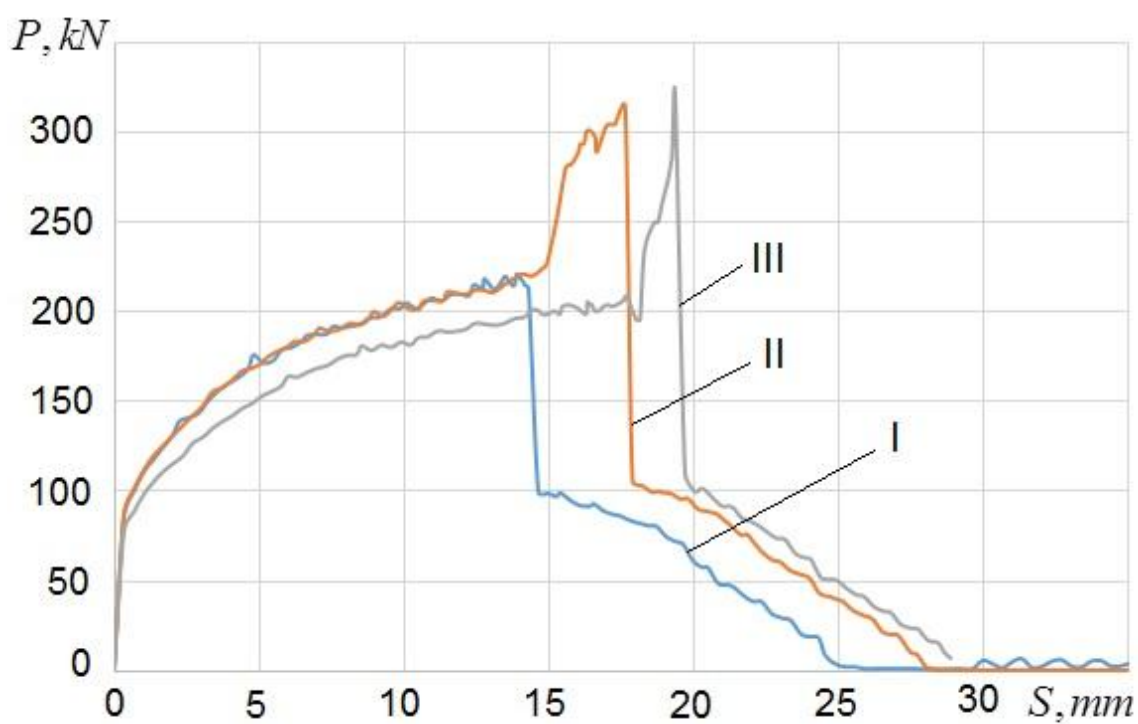


Рис. 7.38 – Діаграми «Шлях-сила деформування» процесів отримання кілець

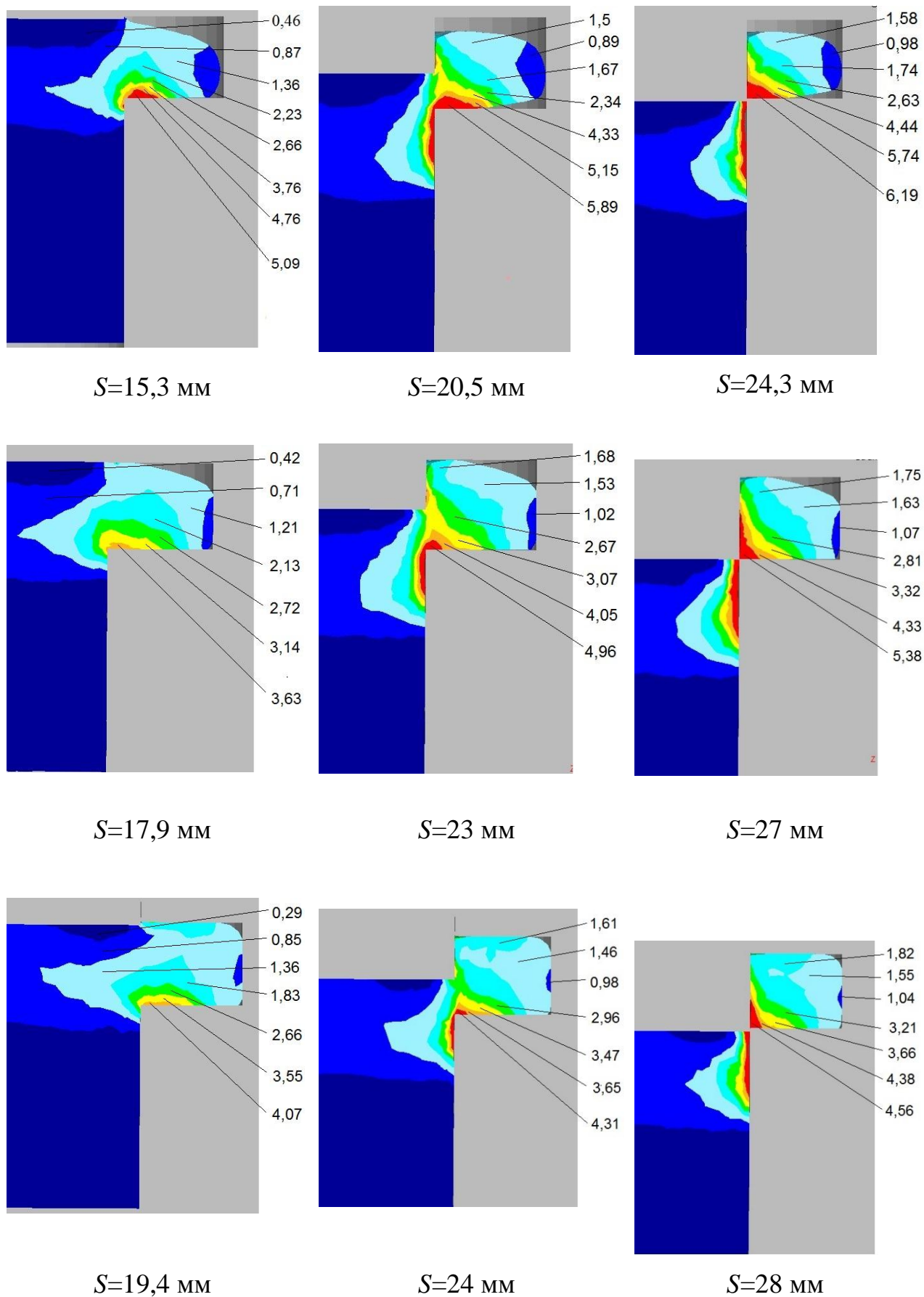


Рис. 7.39 – Розподіл інтенсивності деформацій ε_i в перерізі кільця для різних значень ходу пуансона S

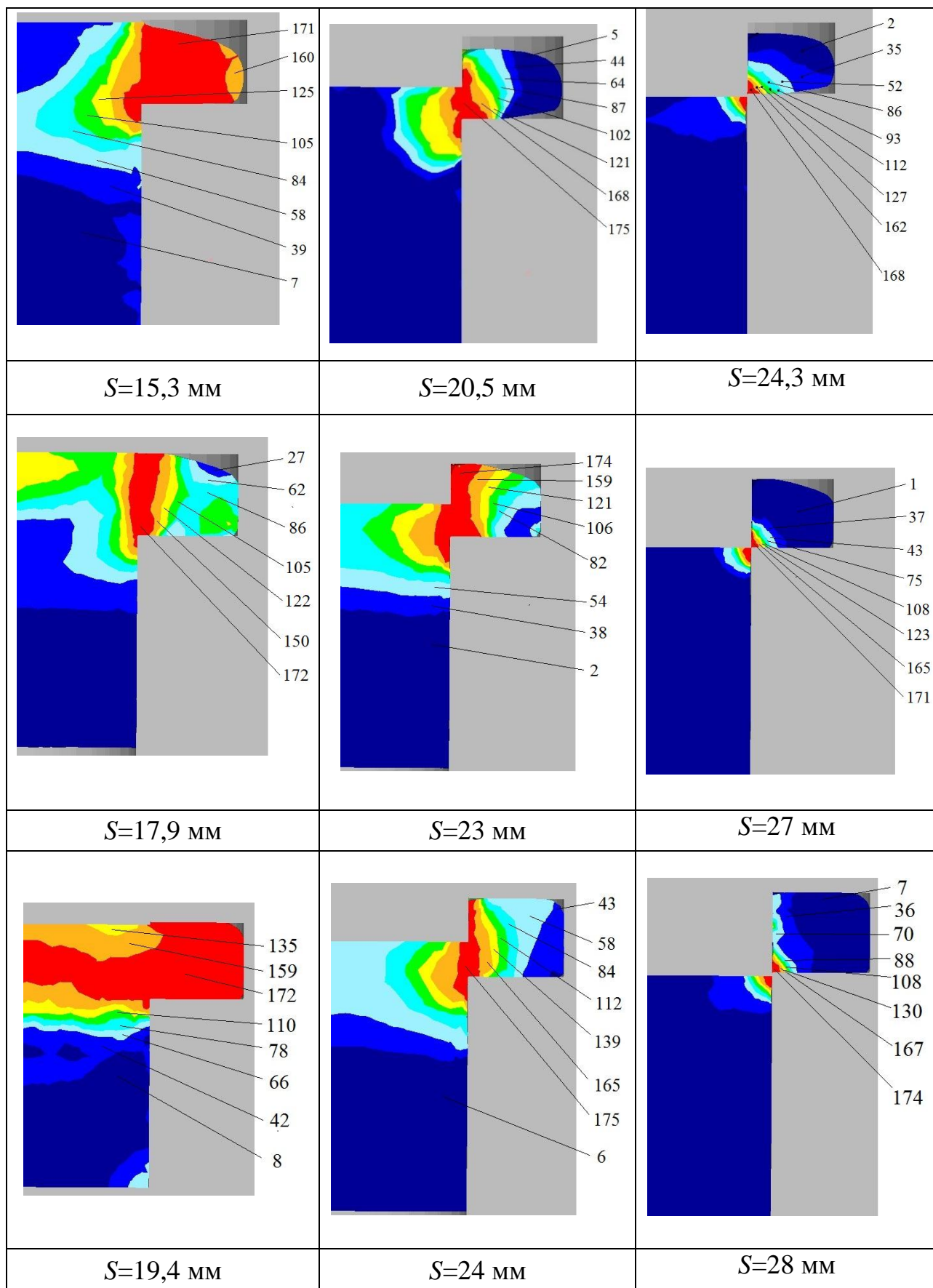


Рис. 7.40 – Розподіл інтенсивності напружень (МПа) в перерізі кільця для різних значень ходу пуансона S

гідростатичного тиску. Це призводить до виникнення зрізу (чистого зсуву) і відділення отриманого кільця (фланця) від багатоштучної заготовки(рис. 7.41).

Для прогнозування якості поверхні зрізу напружений стан заготовки за порівнюваними трьома варіантами оцінювали за допомогою таких параметрів, як показник напруженого стану і величина гідростатичного тиску в п'яти характерних точках P1-P5 на лінії передбачуваного поділу (рис. 7.42).

Побудовані шляхи деформування в координатах « $\eta - e_u$ » підтвердили, що значення показника напруженого стану для всіх точок P1–P3 в початковій стадії процесу знаходяться в області від'ємних величин, що свідчить про низьку ймовірність руйнування на цій стадії. Параметр лише незначно досягав додатних значень на етапі розділення заготовки (рис. 7.43 і додаток I). При радіальному видавлюванні з зануренням і підсадкою фланця досягнуто максимальне від'ємне значення показника η , що свідчить про досягнення найкращої пластичності металу. Для наступних точок також характерне наростання гідростатичного тиску спочатку процесу, хоча більш виразним є вплив схеми деформування. Характерне значне збільшення гідростатичного тиску в осередку деформації у всіх точках при виконанні процесу за третім варіантом (з підсадкою фланця) до певного моменту початку розділення. Цей момент відповідає приблизно половині шляху занурення пуансона в формувальне кільце. Всупереч сподіванням, помітного зміщення моменту падіння тиску в ОД по ходу процесу при третьому варіанті не спостерігається. Тобто, момент початку зародження тріщин руйнування по шляху у всіх напрямках можна вважати однаковим. Але при цьому, за третім варіантом у всіх точках середнє напруження перевищує 300 МПа, що в 2,5–3 рази вище значення цього показника в другому варіанті процесу.

Показник напруженого стану в області передбачуваного розділення заготовки і деталі для схеми з впровадженням пуансона в тіло фланця складає -9,3, а для радіального видавлювання з зануренням і підсадкою (на етапі розділення заготовки і деталі) показник напруженого стану η склав -11,15. Це вказує на стискаючі напруження в цій області, а отже і збільшення пластичності



Рис. 7.41 – Деталі типу кільце, отримані при радіальному видавлюванні з зануренням пуансона в тіло фланця

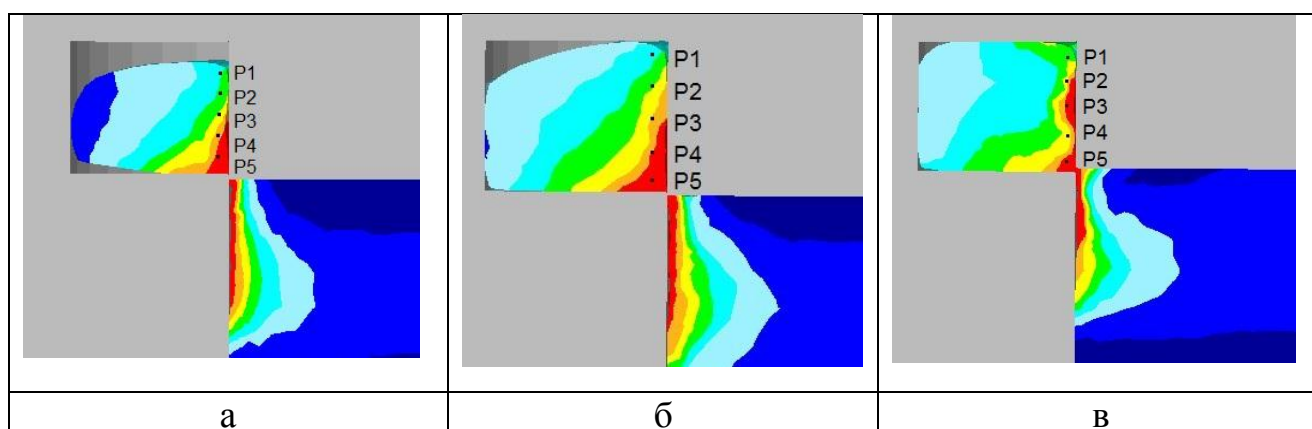


Рис. 7.42 – Схема отримання кільця з позначенням характерних точок у пластичній зоні (зоні поділу)

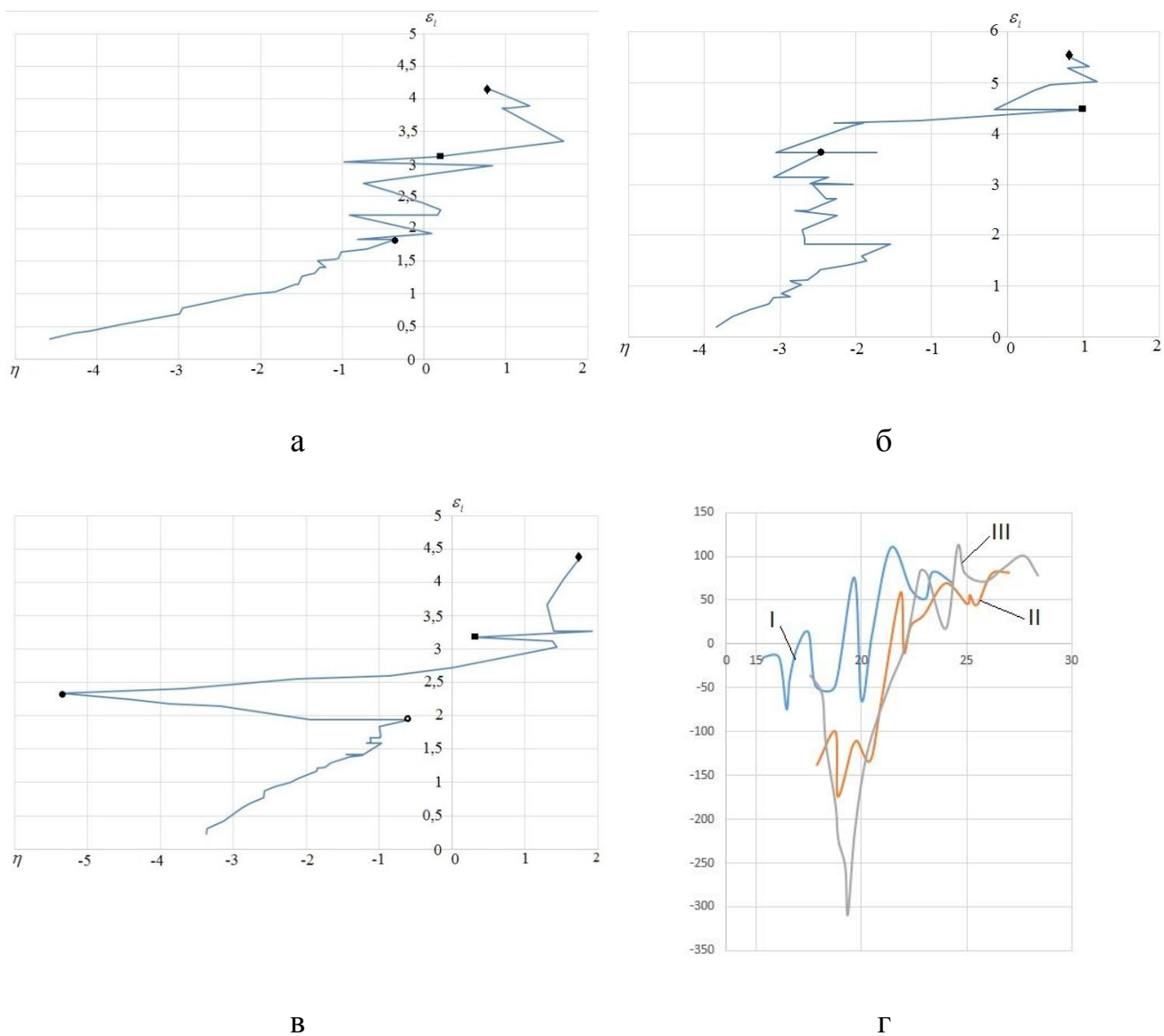


Рис. 7.43 – Параметри напруженого стану в осередку інтенсивної деформації (точка 5): а–в – відповідно варіантам I–III; г – зміна гідростатичного тиску по ходу процесу

металу і поліпшення якості зрізу на відміну від схем з вільним витіканням металу і радіального видавлювання без занурення пуансона, де показник напруженого стану η склав -0,58 і -5,36 відповідно.

Процес радіального видавлювання з подальшим пробиванням пуансоном при підсадці фланця дозволяє отримати деталі типу кільце з чітко оформленою зовнішньою поверхнею кільця і якісною поверхнею отвору (див. рис. 7.41).

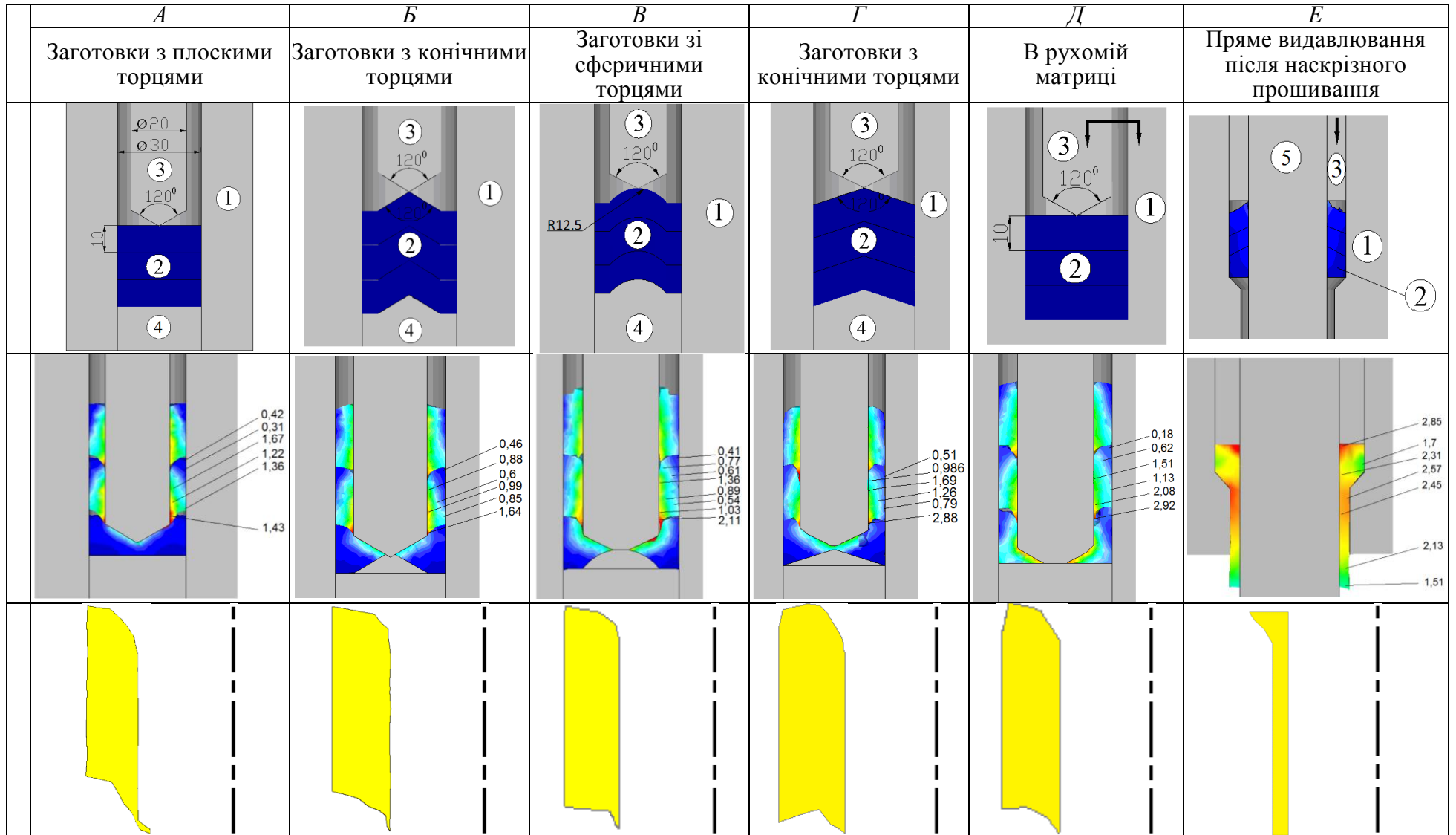
7.3.2 Маловідходні способи виготовлення деталей типу втулок

Отримання втулок з пруткового прокату комбінованим способом видавлювання-наскрізного прошивання представляє особливий інтерес з огляду на високу економічність і продуктивність. Суть способу в тому, що калібровані заготовки 2 укладаються одна на одну в матрицю 1 на торці контруансона 4. При робочому ході пуансон з конічним торцем 3 прошиває верхню заготовку наскрізь (див. рис. 1. 4, схеми 1 і 2).

Процес наскрізного прошивання досліджували методом скінченних елементів в програмному комплексі Deform 3D. Матеріал заготовки DIN-AlMn. Деформування проводилося зі швидкістю 1 мм / с при температурі 20°C, коефіцієнт тертя Зібеля дорівнює 0,08. У табл. 7.5 представлені схеми деформування (рядок 1), розподіл інтенсивності логарифмічної деформації по перерізу стінки втулки (рядок 2) і контур стінки отриманого виробу (рядок 3). Моделювалася прошивка трьох заготовок діаметром 30 мм пуансоном з профільованим торцем і діаметром 20 мм.

Відомо, що використання циліндричних заготовок з плоскими торцями (табл. 7.5, схема А1) призводить до утворення такого дефекту, як утягнення на торцях одержуваної втулки з огляду на нерівномірне витікання металу в зазор між пуансоном і матрицею. Деформація зовнішніх і внутрішніх шарів деталі також відрізняється значною нерівномірністю. Найбільший логарифмічний ступінь деформації набувають внутрішні шари втулки (до 1,43), а зовнішні – найменшу деформацію (близько 0,8), а на торцях втулок утворюються дефекти

Таблиця 7.5 – Розподіл інтенсивності деформації ϵ_i по перерізу втулки і форма одержуваної втулки в залежності від схеми деформування і форми заготовки



типу скосів (утягнень). Для зниження зазначеного дефекту рекомендуються до застосування кілька способів: використання підготовлених заготовок з конічними [185, 458] і сферичними торцями (схеми Б1–Г1), а також видавлювання в рухомій (однонаправленій з пуансоном) матриці, що створює реактивне контактне тертя (схема Д1).

При використанні заготовок з конусними торцями і рухомої матриці спостерігається деяке зменшення утягнення на торцях втулок. При збільшенні швидкості руху вниз матриці спостерігалось утворення затиску на нижньому торці втулки. Встановлено, що торець втулки з найменшим дефектом типу скосів (утягнень) отримується в результаті використання заготовки зі сферичним торцем. Однак і цим способом дефект повністю не усувається і отримані деталі необхідно доопрацьовувати калібруванням торців.

Встановлено, що зниженню нерівномірності деформації в стінці втулки сприяє подальше пряме видавлювання на оправці (схема Е1).

При реалізації способу (див. рис. 7.18) перед прямим видавлюванням блок прошитих втулок встановлюють в матрицю, перевернувши на 180° [363]. При такому деформуванні зовнішні шари втулки опрацьовуються більше, ніж внутрішні шари, що забезпечує рівномірний розподіл деформації по меридіональному перерізу деталі, а торці втулки вирівнюються. Зниження нерівномірності деформації за перетином стінки втулки, прошитої з середнім ступенем деформації 0,59, при прямому видавлюванні зі ступенем 0,92, відбулося в два рази (рис. 7.44).

Експериментальне дослідження процесу було проведено для підтвердження результатів моделювання процесу наскрізної прошивки з використанням заготовок з плоскими (рис. 7.45) і профільованими торцями (рис. 7.46). Підтверджено, що наскрізне прошивання відбувається без поперечного розриву волокон. Конічний пуансон занурюється в тіло заготовки і при подальшому ході роздвигає шари металу, при цьому напрямок волокон металу повторює контур отримуваної деталі. Таким чином, внутрішні шари

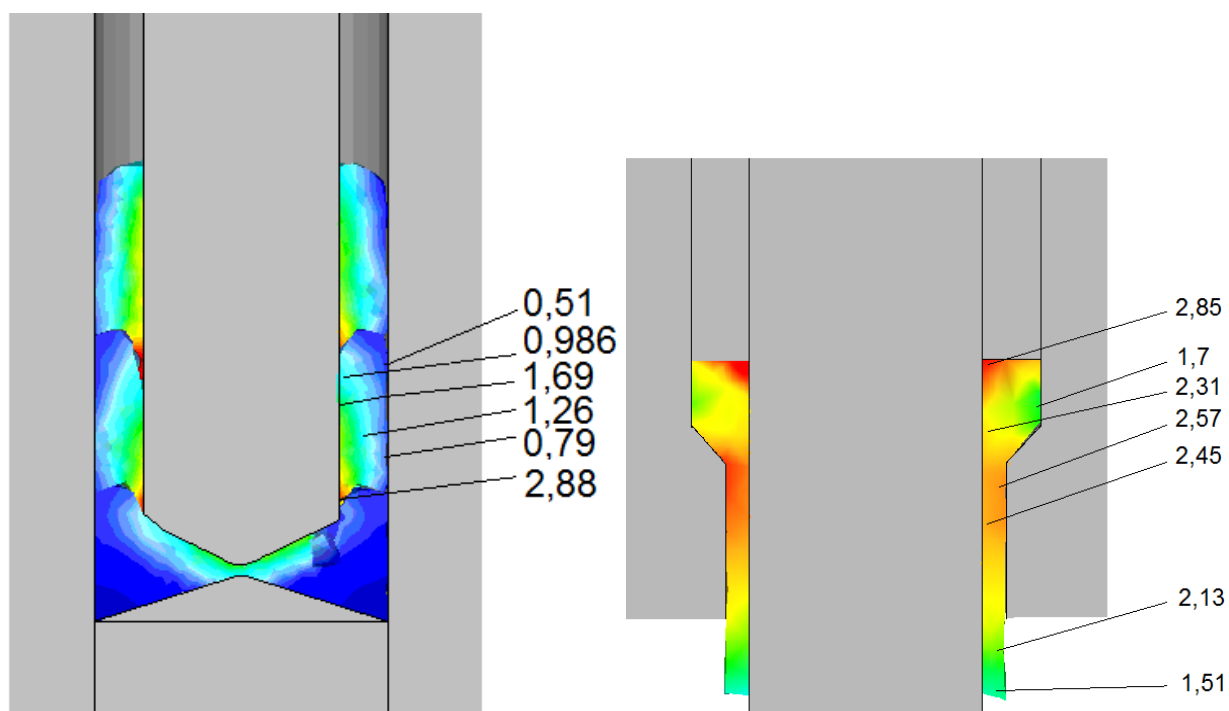


Рис. 7.44 – Спосіб зниження нерівномірності деформації і вирівнювання торців втулки, отриманої наскрізний прошивкою



Рис. 7.45 – Дефект типу утягнення, який отримано на торцях втулки



Рис. 7.46 – Комплект втулок після наскрізної прошивки

втулки сильніше переміщуються вниз деформуючим пуансоном, ніж зовнішні, в результаті чого і утворюються дефекти типу утягнень.

Запропоновано також безвідходні способи отримання втулок – це процеси комбінованого радіально-прямого видавлювання. Так радіально-пряме видавлювання з «відцентровою» радіальною течією металу дозволяє отримувати деталі типу втулок з мінімальними енерговитратами [458].

Схема радіально-прямого видавлювання з доцентровою течією металу (на конічній оправці) дозволяє безвідходно отримувати деталі типу втулок різної конфігурації, як гладкі, так і складнопрофільовані вироби [355].

7.4. Комбіноване деформування великих заготовок з інтенсивними зсувними деформаціями

Забезпечення інтенсивних зсувних деформацій в заготовці при обробці металів тиском дозволяє отримувати високі механічні властивості кінцевого виробу. У даній роботі також розроблено³ ряд способів комбінованого деформування, які представляють інтерес для реалізації елементів штампування у виробництві крупних виробів [368, 369, 461–464].

Спосіб деформування заготовки ступінчастими інструментами (бойками) (рис. 7.47) забезпечує інтенсивний зсув в поперечному перерізі заготовки.

Методом скінчених елементів проведено моделювання процесу деформування зі зсувом циліндричної заготовки діаметром $D = 1000$ мм зі сталі 35 [461]. Початкова температура заготовки 1100°C ., температура бойків – 20°C ., коефіцієнт тертя за законом Зібеля – 0,35, коефіцієнт тепловіддачі від заготовки до інструменту – $5 \text{ Вт/м}^2 \cdot ^{\circ}\text{C}$., швидкість деформування – 15 мм/с. Розглядалося дві схеми розташування бойків з нульовим перекриттям і додатним, причому перекриття при моделюванні приймалося 100, 200 і 300 мм.

В результаті моделювання отримані поля розподілу інтенсивності логарифмічних деформацій та зсувів в поперечному перерізі заготовки на стадіях деформування (рис. 7.48).

³ спільно з Я.Г. Жбанковим і Л.В. Таган

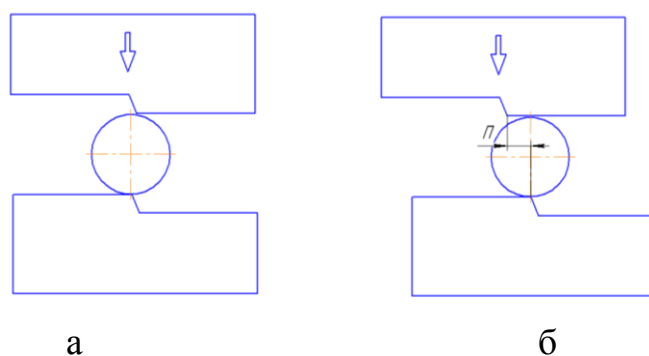


Рис. 7.47 – Схема комбінованого деформування зі зсувом інструментом з нульовим (а) і додатним перекриттям (б)

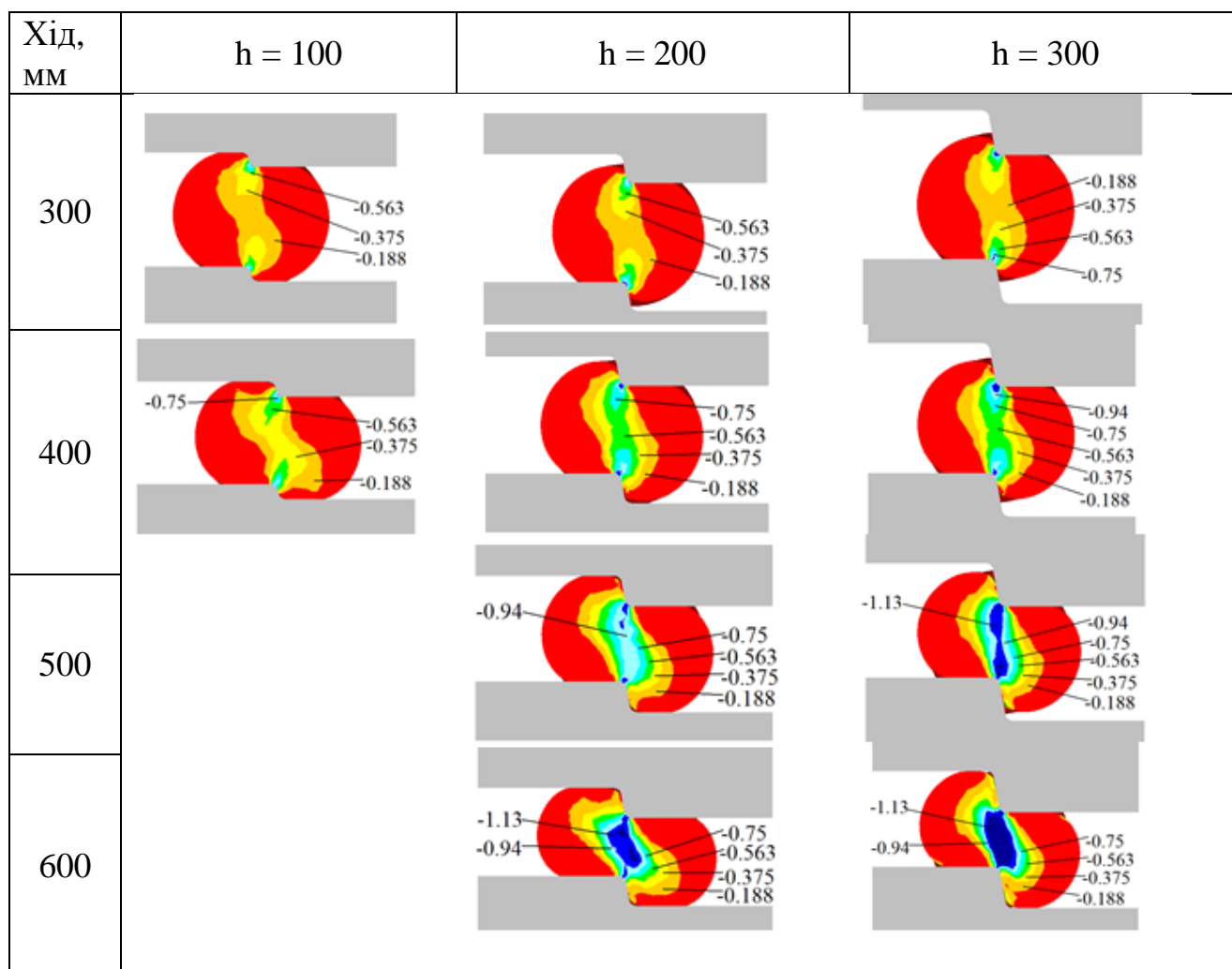


Рис. 7.48 – Поля розподілу деформацій зсуву в поперечному перерізі заготовки при деформації бойками з різною висотою уступу h (перекриття бойків дорівнює нулю)

На величину деформацій і об'єм зони інтенсивних зсувних деформацій впливає величина (хід) обтиснення. При ході 300 мм найбільшу площу в поперечному перерізі заготовки незалежно від висоти уступу бойків займає зсувна деформація, яка дорівнює -0.188 . При ході 400 мм рівень зсувної деформації зростає і в заготовці, обтисненій бойками з висотою уступу 200 і 300 мм, вона збільшується до -0.563 , а при обтисненні бойком з висотою уступу 100 мм доходить до -0.375 . При подальшому обтисненні заготовок рівень зсувних деформацій зростає ще вище. Розподіли інтенсивності логарифмічних деформацій показують, що вже при обтисненні заготовки бойками на 300 мм деформації проходять через увесь об'єм заготовки, в тому числі, і через центральну частину (рис. 7.49). Подальше збільшення обтиснення заготовки призводить до зростання рівня деформації в заготовці.

Для забезпечення найкращої проробки металу вихідної заготовки і забезпечення мінімальної неоднорідності розподілу деформацій в ній запропоновано після обтиснення заготовки ступінчастими бойками зробити кантування і додаткове обтиснення її ступінчастими бойками. Переріз заготовки після обтиснення ступінчастим бойком, її кантування і повторного обтиснення ступінчастим бойком (рис. 7.50) має хрестоподібну форму чотирипроменевого злитка, кування якого за традиційними схемами має певні переваги, які полягають в якісному пропрацюванню металу. Але при великих значеннях висоти уступу ($h = 250$ мм) і при додатному перекритті деформування заготовки з кантуванням призводить до утворення затисків, які при подальшому перековуванні заготовки в круглу поковку приведуть до браку. Таким чином, не рекомендується проводити кування заготовки за схемою двох обтиснень з проміжним кантуванням ступінчастими бойками з додатним перекриттям і ходом обтиснення вище 250 мм.

Проведене дослідження впливу величини перекриття бойків на рівень деформацій при деформації бойками з різною величиною перекриття показало, що збільшення перекриття бойків від 0 до 300 мм не призводить до істотного

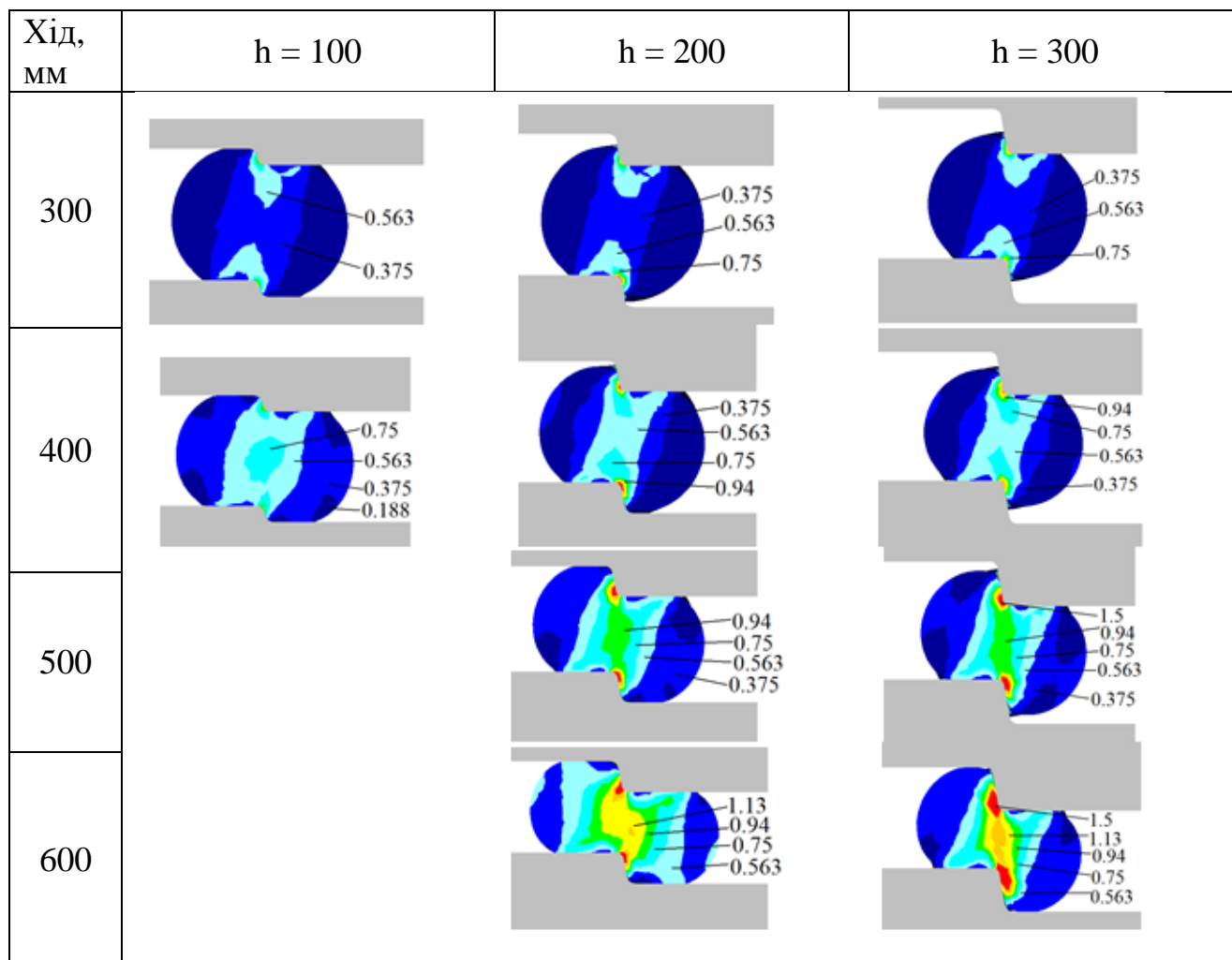


Рис. 7.49 – Поля розподілу інтенсивності деформацій в заготовці при деформації бойками з різною висотою уступу (перекриття дорівнює нулю)



Рис. 7.50 – Формозміна заготовки при деформації ступінчастим бойком з нульовим перекриттям (висота уступу 100 мм)

зростання рівня зсувних деформацій, а призводить лише до зміни форми осередку зсувних деформацій (рис. 7.51). Поле інтенсивності логарифмічних деформацій змінюється трохи інакше. Так, зі збільшенням перекриття від нуля до 300 мм при обтисненні 300 мм область найбільших деформацій зі значенням 0.563 також збільшується, а при обтисненні 400 мм найбільша деформація при перекритті 300 мм складає 0.94, а при нульовому перекритті - 0.75.

Подальше дослідження способу комбінованого об'ємного деформування було присвячено визначенню геометричних параметрів східчастих бойків і режиму деформування для забезпечення найбільш інтенсивного опрацювання осьової зони заготовки (рис. 7.52). Матеріал заготовки – сталь 35, умови деформування прийняті за аналогією з попереднім завданням. Встановлено вплив кута скоса виступу бойка (в значеннях 15° , 45° , 90°) і відносної величини подачі в межах 0,25, 0,5 1,0 на деформований стан заготовки в процесі обтиснення (табл. 7.6).

Кут скосу виступу бойка α впливає на деформований стан заготовки. Чим більше значення кута α , тим менше опрацьовується центральна зона заготовки. Так, при відносній подачі 0,5 і куті $\alpha = 15^\circ$, центральна частина заготовки проробляється досить добре, а при кутах, рівних 45° і 90° , пророблена зона розташовується ближче до поверхні виробу. Разом з тим, кут скосу виступу бойка істотно не впливає на величину зсувних в поперечному перерізі заготовки деформацій.

Найбільш ефективними з точки зору проробки осьової частини заготовки є протягнення заготовки з відотною подачею понад 0,5 і кутом скоса виступу бойка, меншим 45° .

Збільшення відносної висоти виступу до 0,1 призводить до того, що рівень деформацій в осьовій частині заготовки зростає, але максимальні деформації зосереджені в зоні занурення ступені бойка в заготовку, що пояснюється малим радіусом виступу. Величина інтенсивності деформацій в центральній частині заготовки зростає в два рази з 0,25 до 0,5. Найбільша величина інтенсивності деформацій спостерігається при обтисненні заготовки бойками з відотною

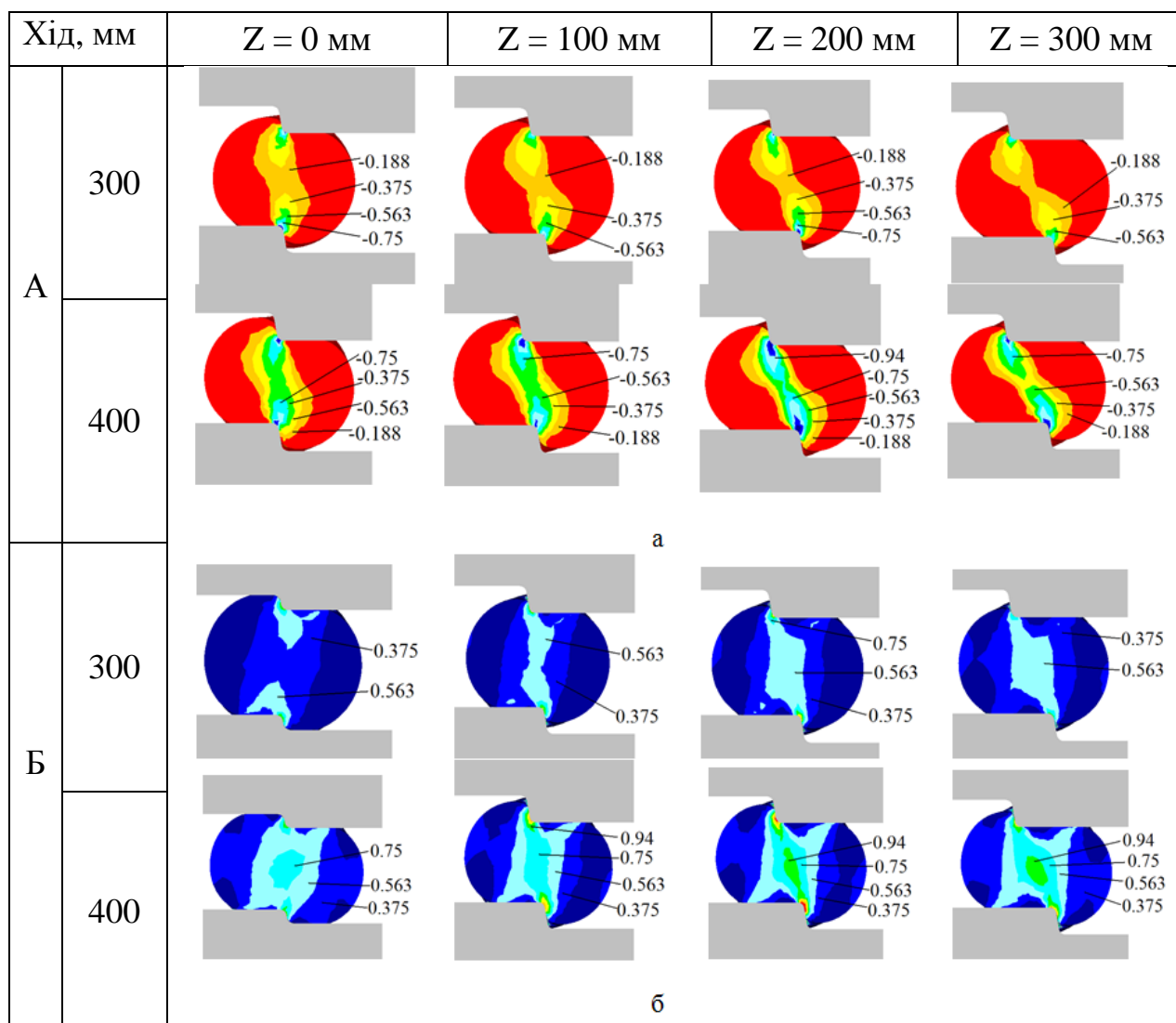


Рис. 7.51 – Розподіл деформацій зсуву (а) і інтенсивності деформацій (б) при різних величинах перекриття бойків Z (висота уступу бойка 200 мм)

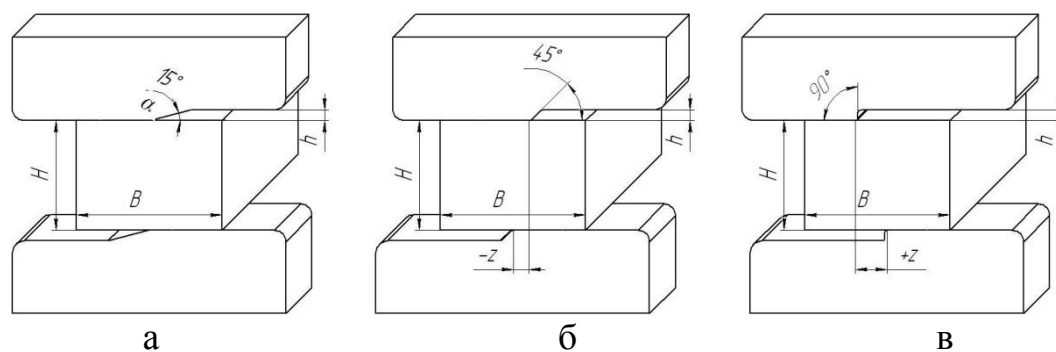
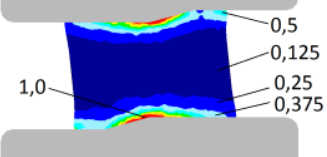
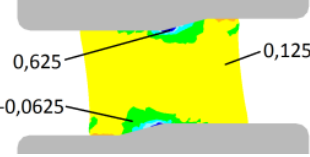
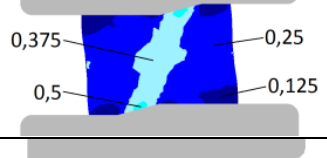
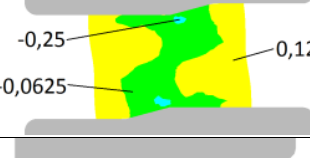
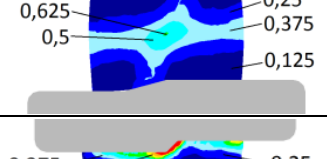
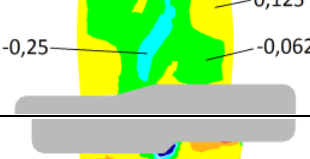
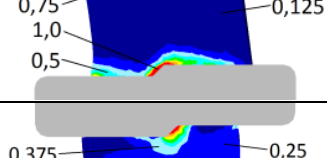
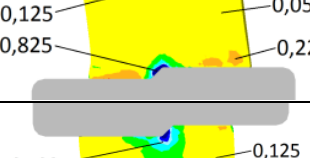
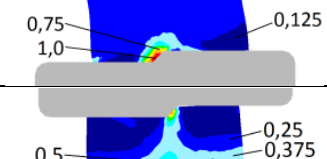
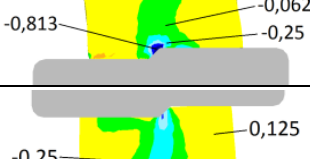
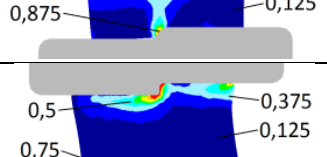
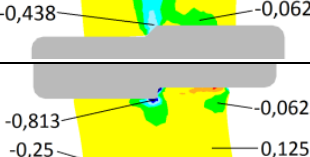
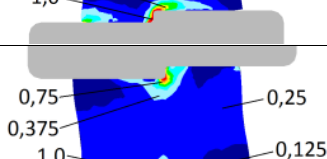
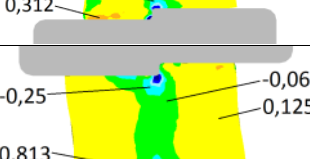
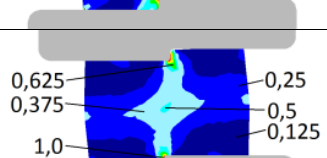
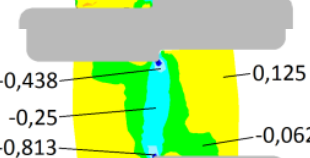
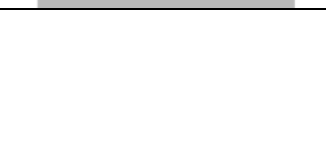
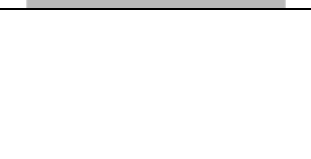


Рис. 7.52 – Схема обтиску плоскої заготовки ступінчастими бойками (а – нульовий зазор, б – негативний зазор, в – додатний зазор)

Таблиця 7.6 – Поля розподілу інтенсивності деформацій та зсувів в заготовці ($H/B=0,75$; $h/H=0,1$; $z=0$)

α	Подача	Інтенсивність деформацій	Деформація зсуву
15°	$f/H=0,25$		
	$f/H=0,5$		
	$f/H=0,1$		
45°	$f/H=0,25$		
	$f/H=0,5$		
	$f/H=1$		
90°	$f/H=0,25$		
	$f/H=0,5$		
	$f/H=1$		

висотою виступу, рівною 0,2. Вплив висоти ступені бойка і розмірів заготовки на розподіл і величину зсувних деформацій аналогічний розподілу інтенсивності деформацій (додаток К).

Графічний аналіз (рис. 7.53) показав, що загальна деформаційна проробка заготовки зростає зі зростанням висоти виступу бойків, отже, і зі збільшенням обтиснення заготовки. Так, при $h/H = 0,05$, середньозважена інтенсивність логарифмічних деформацій для різних заготовок становить 0,15, а для $h/H = 0,2$ ця величина складає 0,45–0,5 для різних розмірів заготовки. Зі збільшенням висоти ступені бойка рівень зсувних деформацій зростає.

Моделюванням протягування ступінчастими бойками з різними зазорами (відносна величина зазору $z/H = 0,1$; $z/H = -0,1$; $z/H = -0,2$; $z/H = -0,3$) встановлено, що при використанні бойків з додатним відносним зазором $z/H = 0,1$ зона найбільших деформацій зосереджена в осьовій частині заготовки, проте площа зони великих деформацій більше при протягуванні з від'ємним зазором. Крім того, в разі від'ємного зазору рівень зсувних деформацій в заготовці також вище. Таким чином, з точки зору деформаційного опрацювання заготовки краще протягнення з від'ємним зазором. Для визначення раціональної величини зазору між бойками подальше дослідження проводили на схемах з від'ємним зазором. У таблиці (додаток К) наведені поля розподілу інтенсивності логарифмічних деформацій та зсувів в поперечному перерізі заготовки при протягуванні з від'ємними зазорами, рівними $-0,2$ і $-0,3$. Встановлено, що зі зменшенням зазору між бойками рівень деформацій в заготовці залишається однаковим, проте площа заготовки з великими деформаціями збільшується. Вплив кута α аналогічний попереднім схемам деформування. Таким чином, проведені вище дослідження дозволяють рекомендувати для ефективного деформаційного опрацювання операцію обтиснення прямокутної заготовки ступінчастими бойками з наступними параметрами: кут скоса виступу бойка $\alpha = 15^\circ \dots 45^\circ$; відносна величина подачі заготовки $f/H = 0,5 \dots 1,0$, відносний зазор між бойками $z/H = -0,15 \dots 0,3$, відносна висота виступу бойка (відносне обтиснення) $h/H = 0,1 \dots 0,2$, відносні розміри заготовки $B/H = 1,2 \dots 2,0$ [462, 463].

Проведено порівняльний аналіз напружено-деформованого стану заготовки, продеформованої опуклим бойком, запропонованим в роботі Кривошеєва В.П. [465] і новим способом (бойком ступінчастої конфігурації). Поля розподілу інтенсивності деформацій і середніх напружень при однакових обтисненнях представлені на рис. 7.54.

Експериментальні дослідження виконані на свинцевих зразках і полягали в протягуванні циліндричної заготовки на пластину з відносними розмірами $V/H = 1-2$, обтисненні заготовки ступінчастими бойками і подальшій правці плоскими бойками (рис. 7.55). За аналогією з теоретичними дослідженнями виготовлені бойки з різним кутом скосу виступу і проведено профілювання заготовки даними бойками [463, 464].

При деформації профільованим інструментом крім затисків на заготовці можлива поява тріщин через вичерпання ресурсу пластичності металу. Для оцінки деформованості використані поля деформацій і напружень в заготовці (див. рис. 7.54), з яких видно, що найбільш небезпечними з точки зору дефектоутворення є зони, які знаходяться в безпосередній близькості до виступу бойка. На основі отриманих даних про НДС заготовки був розрахований показник схеми напруженого стану η для точок P1, P2 на поверхні заготовки і побудований шлях деформування для цих точок, який порівнювали з діаграмою пластичності (рис. 7.56). У точці P1, яка знаходиться безпосередньо під кромкою бойка, деформації мають значення більше, ніж для точки P2, але показник жорсткості схеми напруженого стану менше. Оскільки діаграма пластичності знаходиться вище, ніж криві P1 і P2, то можна зробити висновок про те, що руйнування в обраних точках P1 і P2 при обтисненні не відбудеться.

Для виготовлення крупних порожнистих заготовок рекомендовано спосіб комбінованого прошивання (див. рис.1.9, схема 9) [75, 445]. При гарячому прошиванні поковок типу гільз і стаканів видалення пуансона з поковки представляє труднощі. Ця задача вирішена за рахунок застосування в куванні прийомів об'ємного штампування, а саме процесу комбінованого видавлювання (прошивання) з роздачею.

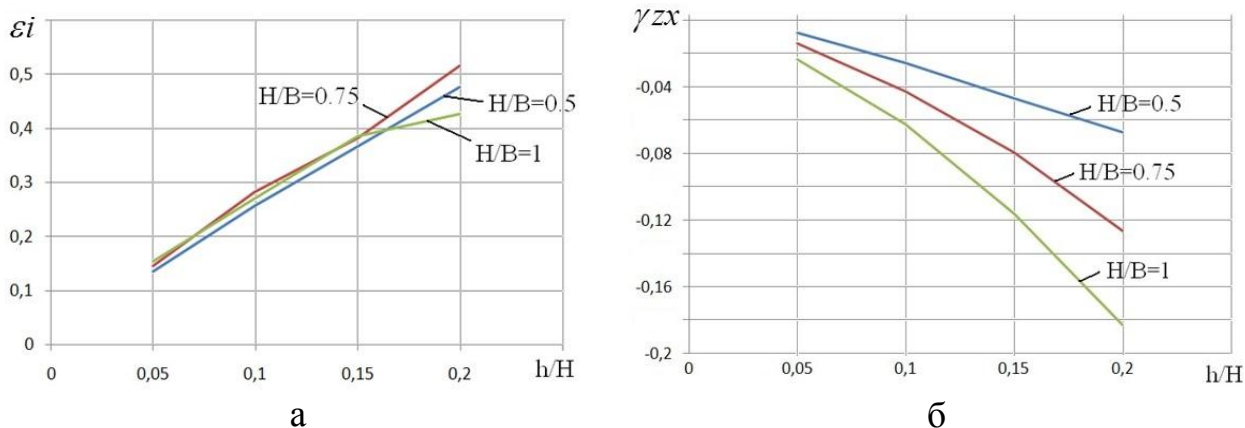


Рис. 7.53 – Графік залежності середньозваженої інтенсивності логарифмічних (а) і зсувних (б) деформацій від відносної висоти виступу бойка ($f/H = 0,5$; $z/H = -0,2$; $\alpha = 45^\circ$)

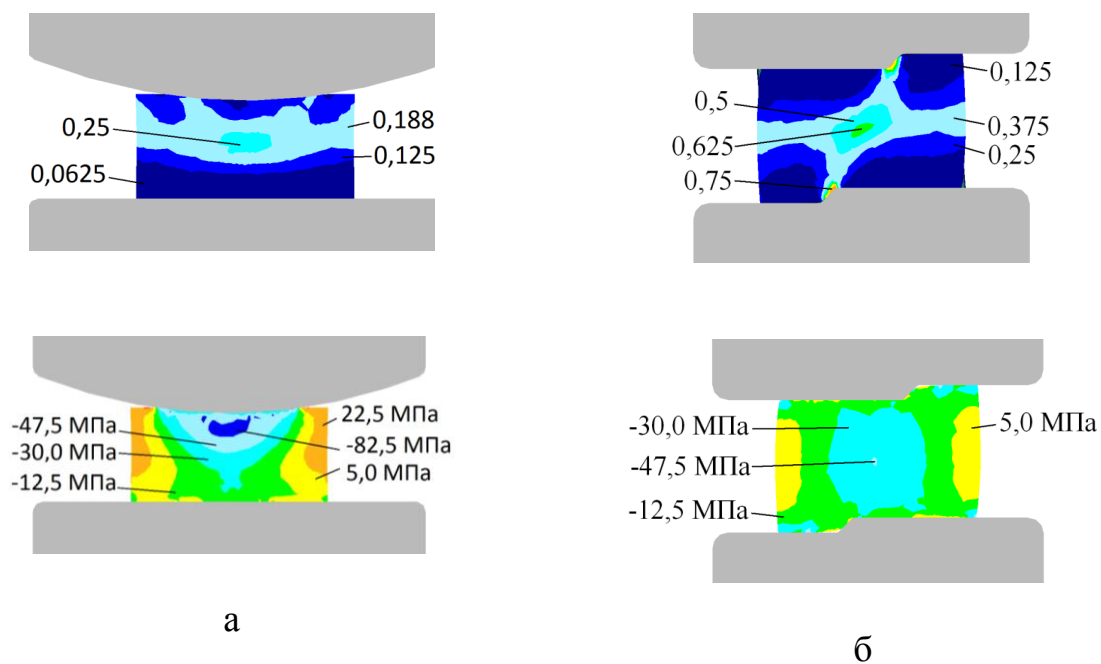


Рис. 7.54 – Поля розподілу інтенсивності логарифмічних деформацій (верхній ряд) і середніх напружень (нижній ряд) в заготовці при стисненні за двома схемами деформування

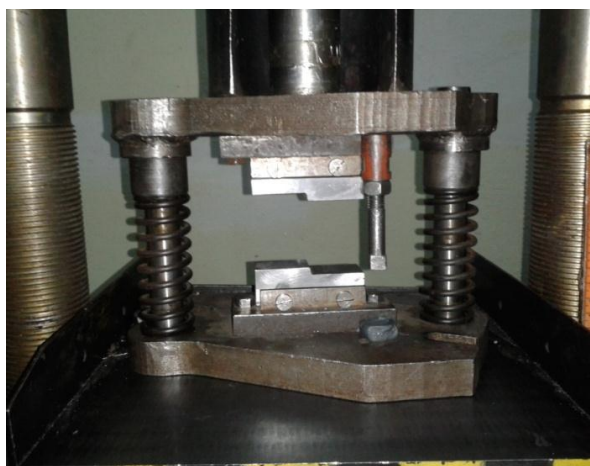


Рис. 7.55 – Загальний вигляд інструменту і заготовок для проведення експериментальних досліджень

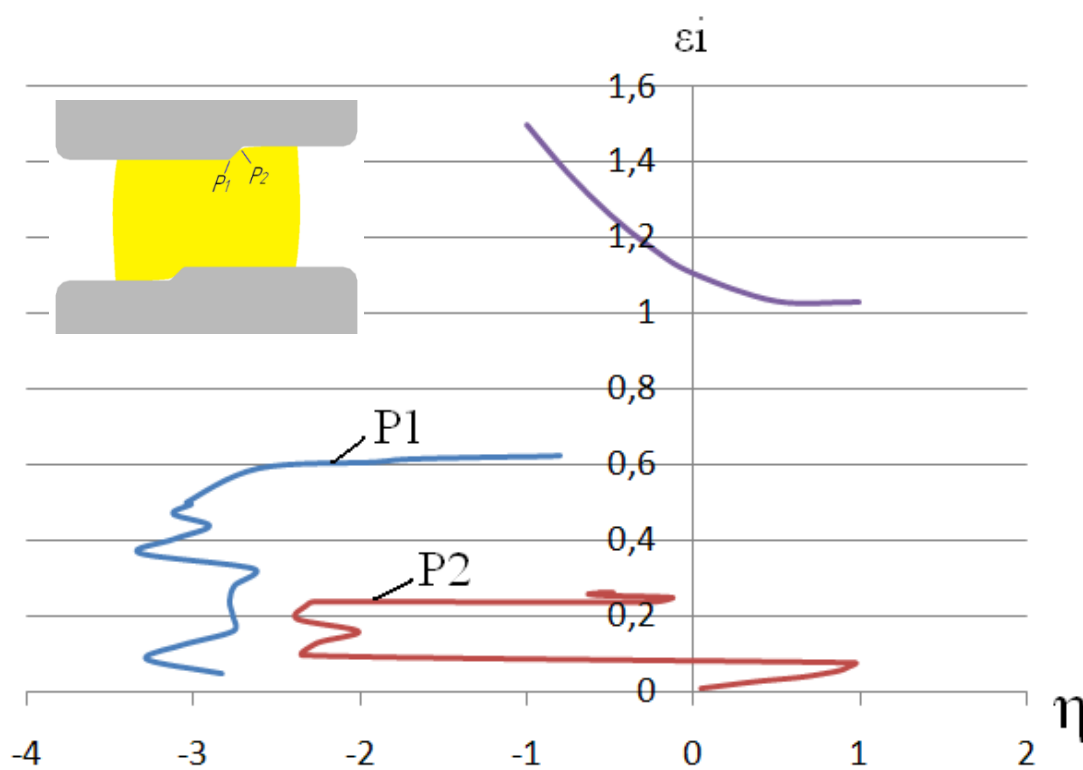


Рис. 7.56 – Діаграма пластичності сталі 35 (температура 1100°C) з нанесеним шляхом деформування для різних точок при протягуванні ступінчастими бойками з відносною подачею 1,0 і відносним обтисненням 0,1

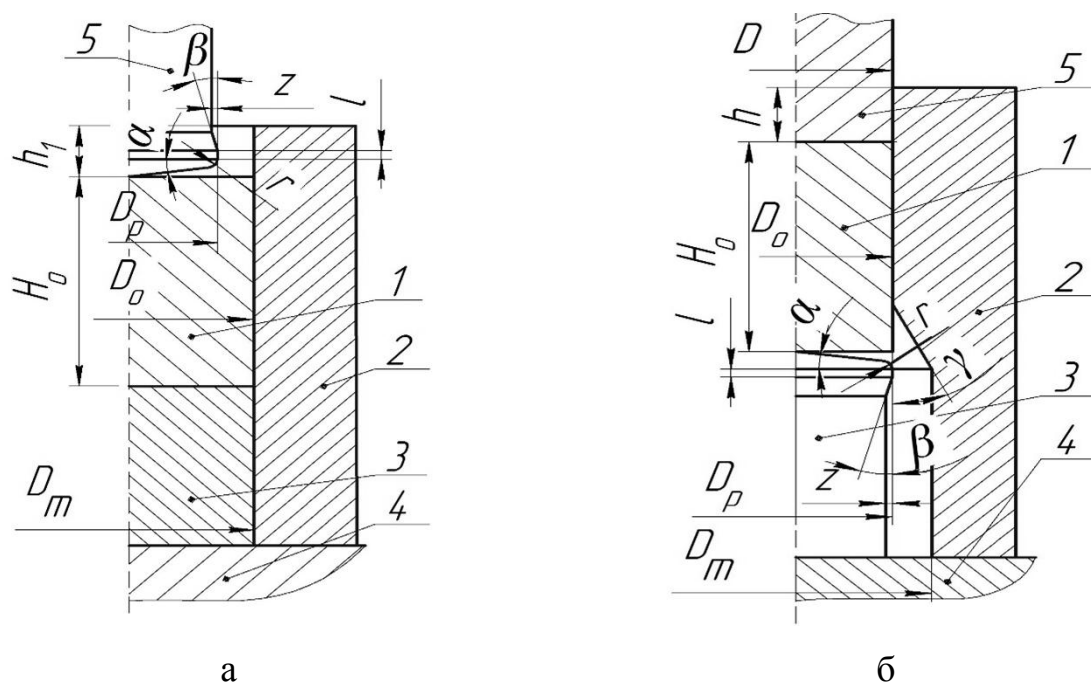
7.5 Силовий режим процесів холодного видавлювання порожнистих деталей за технологічними варіантами

При холодному видавлюванні порожнистих виробів однією з основних проблем є підвищення стійкості важко навантажених пуансонів. У роботах В.А. Євстратова [33, 155] показано, що основною причиною низької стійкості пуансонів зворотного видавлювання порожнистих виробів є прикладення значних сил для вилучення пуансона з деталі (яка залишилась у матриці) при зворотному ході, які призводять до виникнення розтягуючих напружень.

Порівняльний аналіз силових режимів навантаження пуансонів при робочому і зворотному ході в процесах зворотного видавлювання і прямого видавлювання з роздачею представляє практичний інтерес [441].

Схеми зворотного і прямого видавлювання порожнистих виробів наведені на рис. 7.57. При моделюванні в середовищі DEFORM використовували вихідні заготовки з низьковуглецевої сталі з умовною межею текучості $\sigma_{0,2} = 220$ МПа з розмірами $D_o = 40$ мм і $H_o = 50$ мм для зворотного видавлювання, а для прямого видавлювання – $D_o = 30$ мм і $H_o = 70$ мм. При обох варіантах видавлювання застосовували деформувальний рухливий інструмент з діаметром 30 мм. Товщина стінок порожнистих виробів для двох варіантів видавлювання була 5 мм, а діаметр порожнини – 30 мм.

Розрахункові значення сил і питомих сил при *зворотному видавлюванні* (рис. 7.58) показали, що максимальне значення сили становить 152 кН. На осі торця пуансона $\sigma_z = -2200$ МПа, в місці переходу конусної поверхні в радіус заокруглення – $\sigma_z = -1090$ МПа. У місці контакту нижнього торця заготовки з матрицею радіальне напруження дорівнює $\sigma_\rho = -1190$ МПа, на рівні осередку деформації – $\sigma_\rho = -1460$ МПа. Осередок деформації на осі донної частини поширюється на глибину, рівну половині діаметра пуансона D_p . В кінці видавлювання температура продеформованого металу заготовки досягає 210°C (рис. 7.59).



1 – заготовка, 2 – матриця, 3 – контрпуансон, 4 – плита, 5 – пуансон

Рис. 7.57 – Схеми зворотного видавлювання (а) і прямого видавлювання з роздачею (б) порожнистих деталей

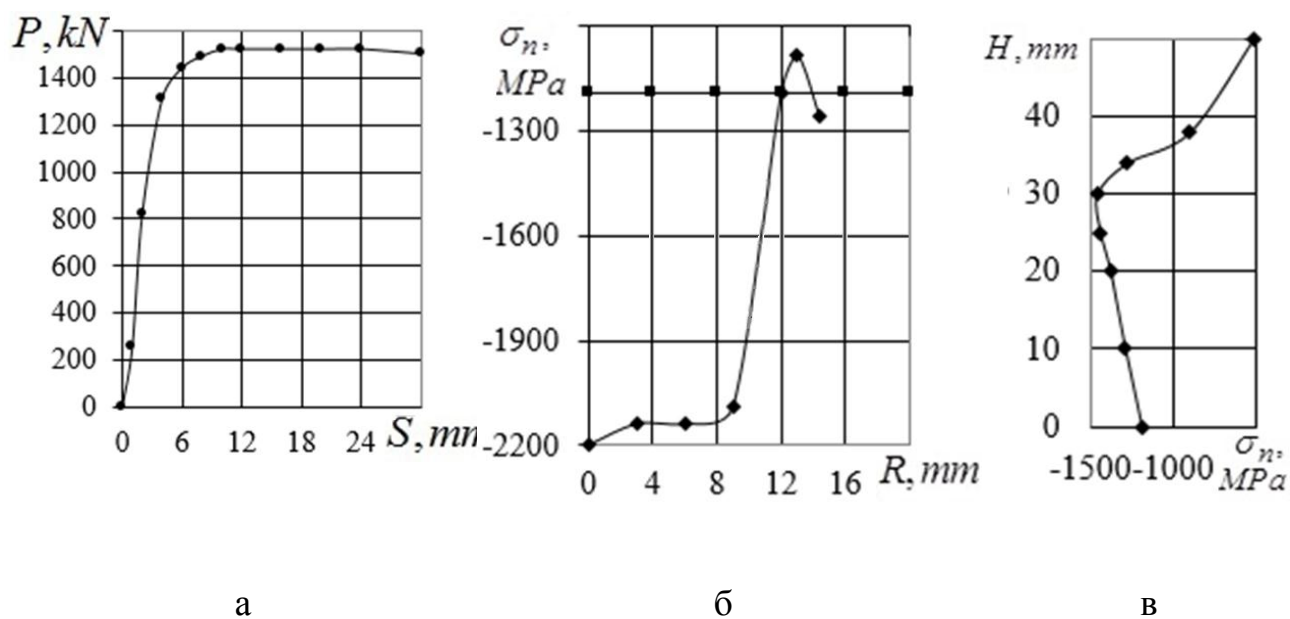


Рис. 7.58 – Сили і питомі сили при зворотному видавлюванні: а – залежність сили видавлювання від переміщення пуансона; б – розподіл осьових напружень σ_z на пуансоні і виштовхувачі (п), в – розподіл радіальних напружень σ_ρ на матриці при максимальному значенні сили видавлювання

Проробка металу пластичною деформацією відбувається по всій товщині стінки стакану. Причому внутрішні шари металу стінки деформуються в 3 рази інтенсивніше, ніж зовнішні. Після зняття впливу пуансона відбувається істотне зменшення радіальних напружень σ_ρ . На контактній поверхні в донній частині спостерігається зниження з $\sigma_\rho = -1500$ до $\sigma_\rho = -650$ МПа (рис. 7.59, д).

При зворотному видавлюванні традиційно спочатку йде вилучення пуансона з готової деталі (яка застрягла в матриці), а потім виштовхування деталі з матриці. Найбільше значення сили вилучення пуансона (236 кН) виникає на початку зворотного ходу пуансона (рис. 7.60, б). Наявність такої сили обумовлена зменшенням розмірів матриці, деформацією металу в порожнині деталі і дією сил тертя від залишкових напружень після розвантаження. Звуження порожнини матриці призводить до зменшення розмірів порожнини в деталі і підвищення сил поперечного стиснення (охоплення) пуансона, особливо у верхній частині деталі, що значно ускладнює вилучення пуансона з порожнини деталі, розміщеної в матриці. Дія цих сил при вилученні призводить до виникнення розтягуючих напружень в пуансоні, що призводить до зниження його стійкості при багаторазовому навантаженні. Після видалення пуансона максимальне значення сил виштовхування деталі з матриці досягає 30 кН (рис. 7.60, г).

Результати *аналізу прямого видавлювання з роздачею* порожнистих виробів аналогічні результатам попередніх досліджень по частині рівня сил деформування та контактних напружень (див. п. 6.3) [442, 447]. Максимальне значення сили на контрпуансоні (виштовхувачі) досягає 1560 кН, на пуансоні – 1270 кН. У порівнянні зі зворотним видавлюванням сила знижується на 16% при однакових зовнішніх діаметрах і товщині стінки деталей.

Напруження, температура і деформації в деформованій деталі наведені на рис. 7.61.

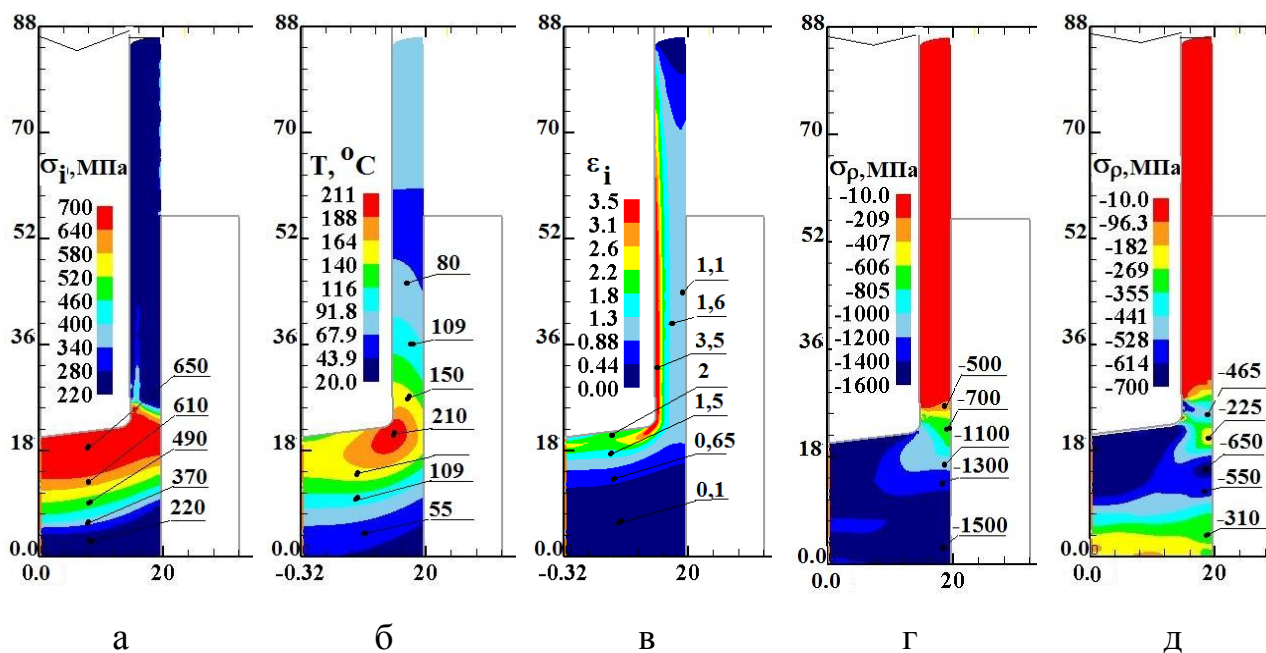
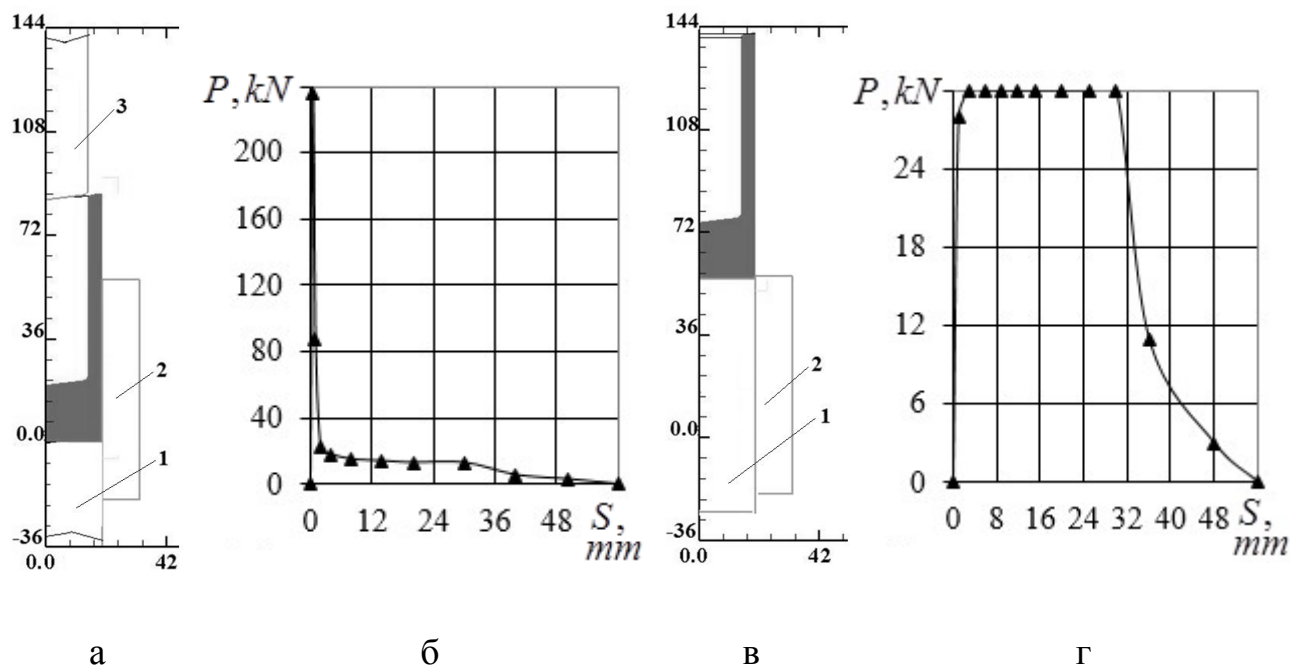


Рис. 7.59 – Розподіл розрахункових параметрів при зворотному видавлюванні: інтенсивності напружень σ_i (а), температури (б), інтенсивності деформацій ε_i (в), радіальних напружень σ_ρ (г) і радіальних напружень σ_ρ (д) після зняття впливу пуансону



1 – контрпуансон (витовхувач), 2 – матриця, 3 – пуансон

Рис. 7.60 – Залежність сил вилучення пуансона з деталі (а, б) і виштовхування виробу з матриці (в, г) від переміщень інструменту S

В кінці видавлювання температура деформованого металу в осередку деформації досягає 68°C на границі з недеформованою частиною заготовки зі збільшенням до 170°C в місці переходу конусної частини в стінку заготовки. Це на 40°C менше в порівнянні зі зворотним видавлюванням. Як і при зворотному видавлюванні, найбільшу проробку отримують внутрішні шари стінки стакану, найменшу – зовнішні шари. Розподіл радіальних напружень σ_r в деталі показує, що відбувається розвантаження і значне зменшення за абсолютною величиною цих напружень в порівнянні з положенням, коли сила видавлювання прикладена. У недеформованій частині заготовки напруження знижуються з $\sigma_r = -1500$ до $\sigma_r = -240$ МПа.

Новим способом вилучення пуансона з готової порожнистої деталі після видавлювання є спільне виштовхування пуансона з заготовкою з матриці з наступним зніманням деталі з пуансона поза матрицею [365].

Було проведено комп'ютерне моделювання спільного виштовхування пуансона і деформованої деталі з матриці за допомогою поршня після зворотного видавлювання (рис. 7.62). При такому варіанті виштовхування спочатку відбувається розвантаження заготовки внаслідок припинення дії сили на пуансоні, а сила виштовхування деталі разом з пуансоном (120 кН) з матриці виникає внаслідок дії сил тертя між поверхнею заготовки та матрицею від залишкових напружень, які мають місце після розвантаження заготовки. Після виштовхування з матриці здійснюється вилучення пуансона з самої деталі (рис. 7.63, б), переміщення якої обмежують знімним упором. При новому способі знімання деталей в пуансоні діють незначні розтягуючі напруження в порівнянні з попереднім варіантом (див. рис. 7.60, б), оскільки відбувається зниження сили знімання деталі в десятки разів [447].

Таким чином, принципова зміна умов експлуатації важко навантаженого інструменту – пуансона призводить до зменшення величини розтягуючих напружень і підвищення, тим самим, надійності процесів холодного зворотного і комбінованого видавлювання. Суть нового способу в тому, що видалення деталі 2 з порожнини матриці має здійснюватися без силового впливу з боку деформувального пуансона.

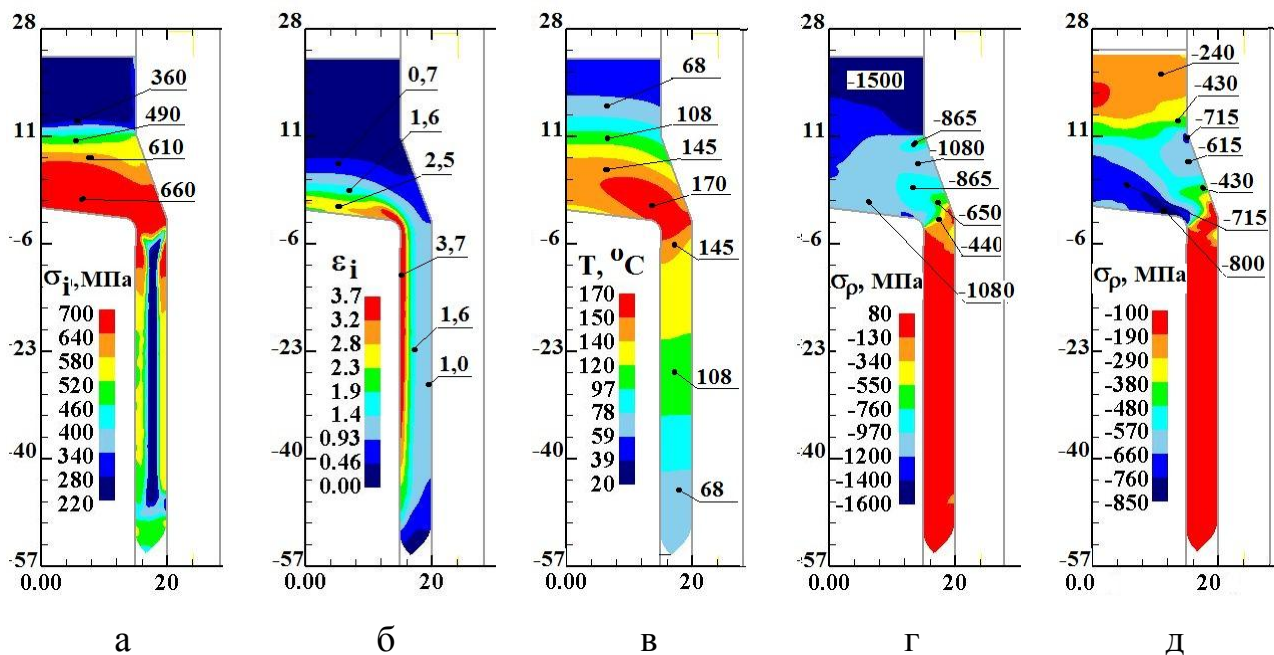


Рис. 7.61 – Розподіл розрахункових параметрів при прямому видавлюванні з роздачею: інтенсивності напружень σ_i (а), інтенсивності деформацій ε_i (б), температури (в), радіальних напружень σ_ρ (г), радіальних напружень σ_ρ (д) після зняття сил видавлювання (впливу пуансона)

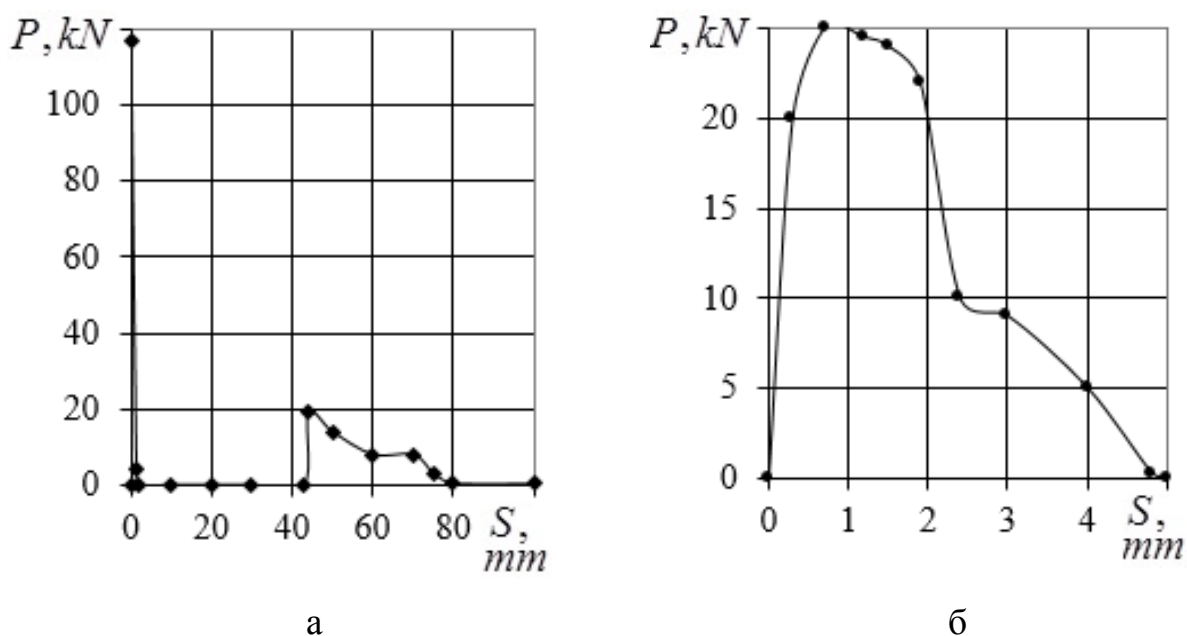
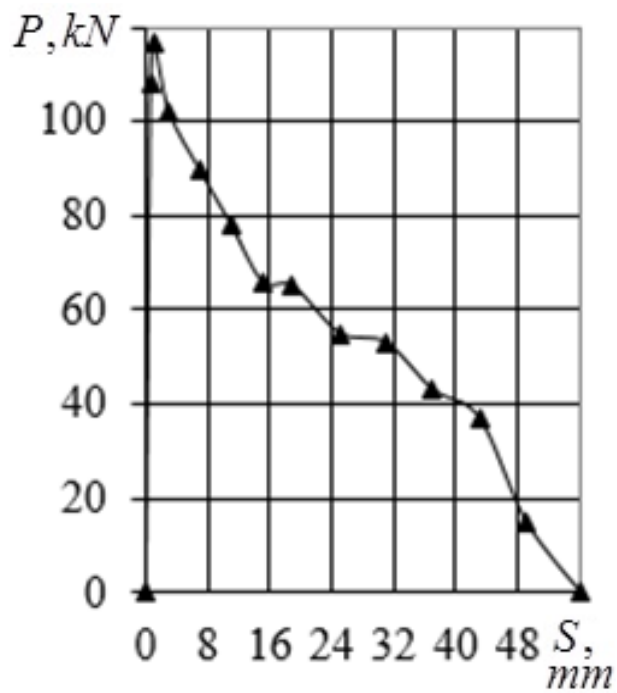
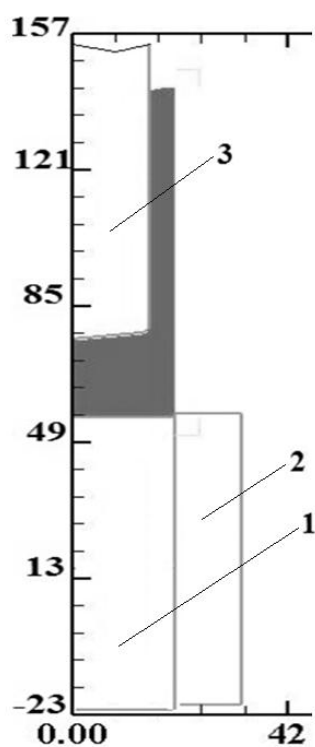
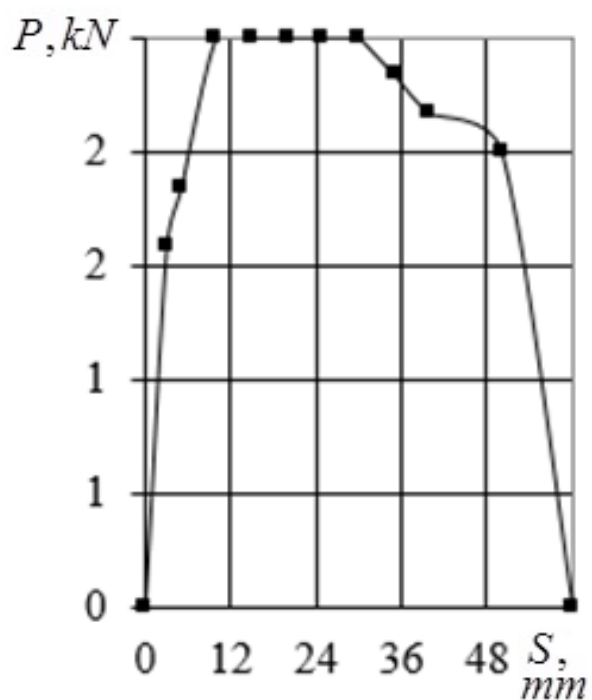
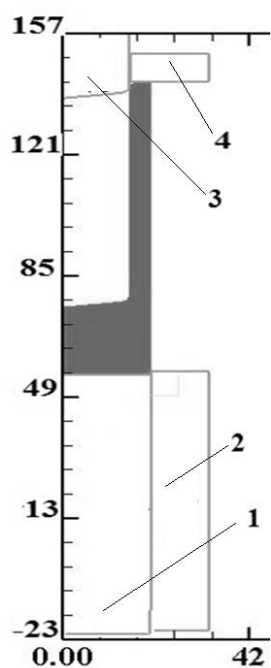


Рис. 7.62 – Залежності сили підйому матриці від її переміщення (а) і сили зняття деталі з пуансона від переміщення знімного упору (б)



а



б

1- контрпуансон, 2 – матриця, 3 – пуансон, 4 – упор

Рис. 7.63 – Залежності сил виштовхування деталі разом з пуансоном з матриці (а) і сили подальшого зняття деталі з пуансона поза матриці (б)

Для цього спершу, за допомогою поршня 4 проводиться виштовхування деталі з порожнини матриці 3 при «вимкненому» пуансоні 1, а потім, після її повного вилучення з порожнини матриці, коли порожнина деталі збільшилася внаслідок пружного розвантаження, здійснюється зняття деталі з пуансона (рис. 7.64) [365, 467]. Знімання деталі з пуансона в усіх випадках проводиться після того, як деталь виведена з порожнини матриці і не відчуває ніяких впливів від пружних сил, і сила її знімання з пуансона мінімальна.

Експерименти з вивчення сил вилучення інструменту було проведено на зразках з алюмінієвого сплаву АД33, на випробувальній машині МС 500, силою 500 кН. Вихідні заготовки діаметром 28,2 мм і висотою 25 мм відпалювали при температурі 350...400°C з наступним охолодженням на повітрі. В якості мастила використовувався баранячий жир. Розміри видавленого стакану: зовнішній діаметр 28,2 мм, внутрішній діаметр 21,2 мм, висота стакану 40 мм, товщина дна 7 мм. Експериментально встановлені залежності сил виштовхування відштампованої деталі з матриці і знімання її з пуансона наведені на рис.7.65. Як видно з графіків, при однаковій силі видавлювання (рис. 7.65, крива 1) сила вилучення пуансона з деталі, попередньо виштовхнутої з порожнини матриці (крива 3) майже в 8 разів нижче, ніж з деталі, що застрягла в порожнині матриці (крива 5). Сила виштовхування контрпуансоном деталі разом з деформувальним пуансоном з матриці (крива 2) на 40% перевищує силу виштовхування деталі після попереднього вилучення пуансона (крива 6). Слід зазначити, що виштовхувач у всіх випадках працює на стиснення, і збільшення сили виштовхування на 40% в пропонованому варіанті не вплине на його стійкість. Порівняння кривих

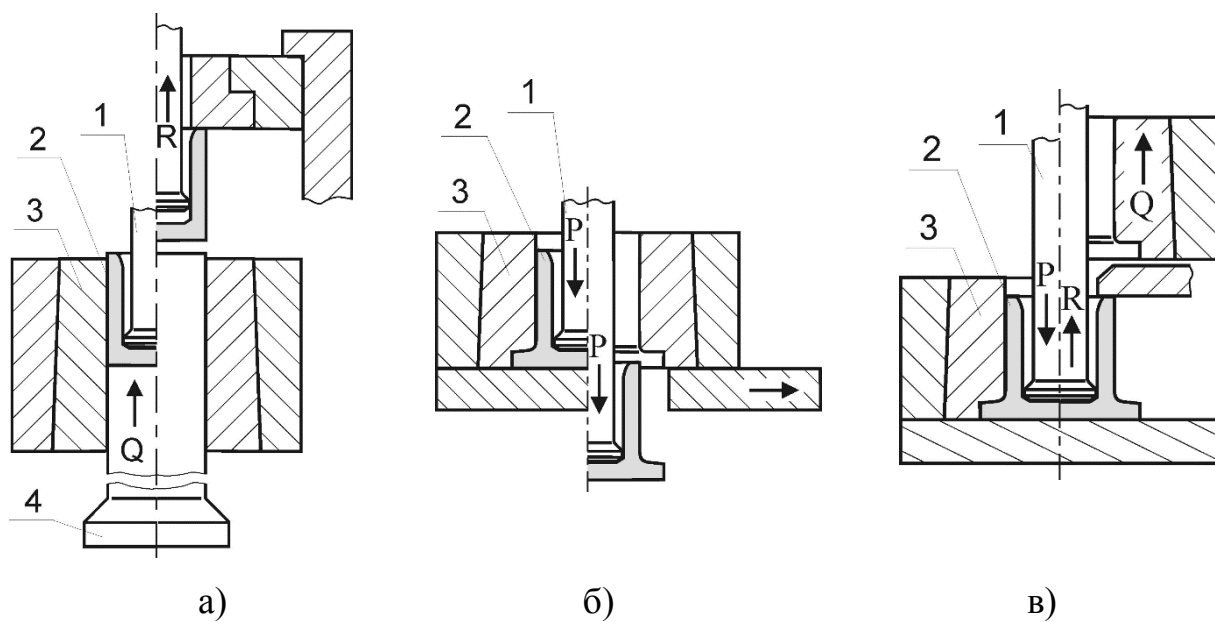


Рис. 7.64 – Зміна способу експлуатації штампа зворотного (а) і комбінованого (б, в) видавлювання

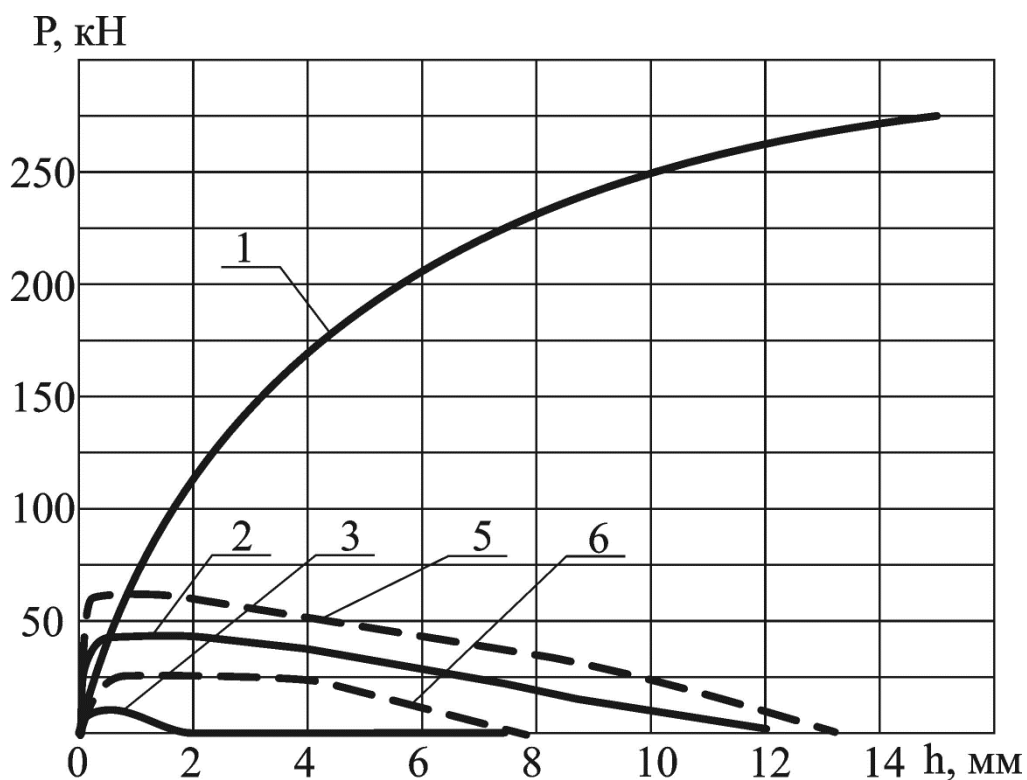


Рис. 7.65 – Діаграма силових параметрів процесу зворотного видавлювання порожнистих деталей типу стакану

З і 5 якісно підтверджує результати теоретичного аналізу і те, що зміна способу експлуатації штампа введенням попереднього виштовхування деталі разом з пуансоном з порожнини матриці без силового впливу з боку пуансона дозволить знизити величину напружень несприятливого знака при експлуатації пуансона. Зміна принципу експлуатації важконавантажених частин штампа створює значний резерв для підвищення стійкості, що дозволяє дати рекомендації для проектування штампів холодного видавлювання.

7.6 Дослідження фактора контактного пластичного тертя в процесах об'ємного деформування

Як було відзначено в п. 1.3 (див. рис. 1.24) методи непрямого визначення величини контактної пластичної тертя не завжди відображають реальну картину протікання процесу деформування, можуть мати недолік через відсутність урахування деяких параметрів, а також через складності обчислень. Вимірювання сил тертя безпосередньо в протікаючому процесі реально відображає зміни в умовах деформування і враховує всі фактори, що впливають на величину сил контактної тертя [33, 268, 303].

Відомий ряд законів (умов), які описують залежність напруження контактної тертя f в процесах обробки металів тиском [2, 14, 29]. Для процесів з невеликими значеннями (до 2-х одиниць) приведенного тиску деформування \bar{p} прийнято використовувати закон Амонтона, а для процесів з приведеним тиском понад 2,0 – закон тертя Зібеля [2, 33, 29]:

$$f = \mu_a p_n; \quad f = \mu_s \sigma_s, \quad (7.12)$$

де μ_a – коефіцієнт тертя за Амонтоном; p_n – нормальний контактний тиск; μ_s – коефіцієнт тертя за Зібелем.

Поширені і більш складні експоненціальні залежності

Макушка Е.М. [28] –

$$f = \sigma_s \left[1 - e^{-p_n/\sigma_s} \right] / \sqrt{3}; \quad (7.13)$$

Леванова А.Н. [303] -

$$f = K_{II} \sigma_{sk} \left[1 - e^{-n\sigma_n/\sigma_{sk}} \right] / \sqrt{3}, \quad (7.14)$$

де K_{II} – константа поверхні, $0 \leq K_{II} \leq 1$;

σ_n – нормальне напруження на поверхні контакту;

n – коефіцієнт апроксимації, $n = 1,25$;

σ_{sk} – напруження текучості металу в приконтатному шарі.

Залежності (7.13) і (7.14) останнім часом широко використовуються при комп'ютерному та аналітичному моделюванні процесів ОМТ. Тому уточнення використовуваних в них емпіричних коефіцієнтів є важливим завданням для коректного теоретичного опису умов і режимів процесів об'ємного деформування. Відомо, що дослідні дані, отримані за результатами безпосереднього вимірювання сил контактного тертя в процесі холодного видавлювання, добре апроксимуються експонентними залежностями розглянутого типу [292, 305, 307].

Для дослідження контактних умов деформування безпосередньо в процесі об'ємного штампування в ДДМА розроблені гамма пристроїв для вимірювання сил пластичного тертя (пластотрібометрів). У найпростішому випадку вони містять пуансон, матрицю з радіальною порожниною для видавлювання, оправку, а також месдозу, з'єднану з реєструвальним приладом (див. рис. 2.15 і рис. 2.16) [292, 392].

Експериментальні дослідження контактного тертя з оцінки антифрикційних властивостей технологічних мастил і інструментальних плівкових покриттів на основі бориду танталу ТаВ (плівкові покриття напильють в лабораторії плазмових дифузійних покриттів ДДМА) були виконані спільно з Лобановим А.І. і Жбанковим Я.Г. [292, 466].

Для розширення діапазону параметрів досліджуваного процесу деформування розроблені нові конструкції пристроїв, в яких метал в зоні вимірювання отримує додаткову деформацію і, відповідно, необхідне оновлення поверхні і зміцнення [393]. Пристрій для дослідження умов пластичного деформування вміщує кільцевий деформувальний пуансон 1,

закріплений до верхньої плити 2, і змонтований на нижній плиті 3 контейнер 4, в якому одна на одну встановлені верхня півматриця 5, з звуженою до низу прийомною порожниною 6, нижню півматрицю 8 з круговою радіальною порожниною 9. В півматриці 8 встановлено оправку 7 у вигляді стрижня з хвостовиком, під нижнім (опорним) торцем якої розміщена месдоза 13 (рис. 7.66) [393]. При робочому ході пресу пуансон 1 деформує заготівку 14, яка встановлена у отвір півматриці 5 на оправку 7 і метал видавлюється в порожнину 9, в якій формується фланець. Сила пластичного тертя, що виникає між заготівкою 14 і поверхнею оправки 7 повністю передається на месдозу 13, а остання за допомогою реєструвального пристрою точно фіксує цю силу і характер її зміни. У другому варіанті виконання пристрою (див. рис. 2.16) звуження приймальної порожнини «б» забезпечене за рахунок надання конічної форми робочій поверхні оправки або її профілювання.

Експериментальні дослідження фактора тертя проводилися при різних умовах з технологічним мастилом, без змащення і знежиренням контактних поверхонь інструменту і заготовок зі свинцю, алюмінієвих сплавів (рис. 7.67) і сталі 10. Знаючи силу тертя на поверхні тертя P_k і площу поверхні тертя F_k , визначали напруження контактного тертя:

$$f = P_k / S_k, \quad (7.15)$$

Далі, знаючи середній ступінь деформації по кривій деформаційного зміцнення, встановлювали значення напруження текучості σ_s для даного матеріалу і визначали величину приведенного напруження тертя f/σ_s .

За результатами обробки експериментальних даних побудовані залежності відношення напруження контактного тертя до напруження текучості від відношення нормального напруження до напруження текучості (див. рис. 7.68, а і б). Шляхом підбору коефіцієнтів апроксимації для експоненційної залежності (7.14), було встановлено найкраще наближення розрахункових значень відносного напруження контактного тертя до отриманих експериментальних даних.

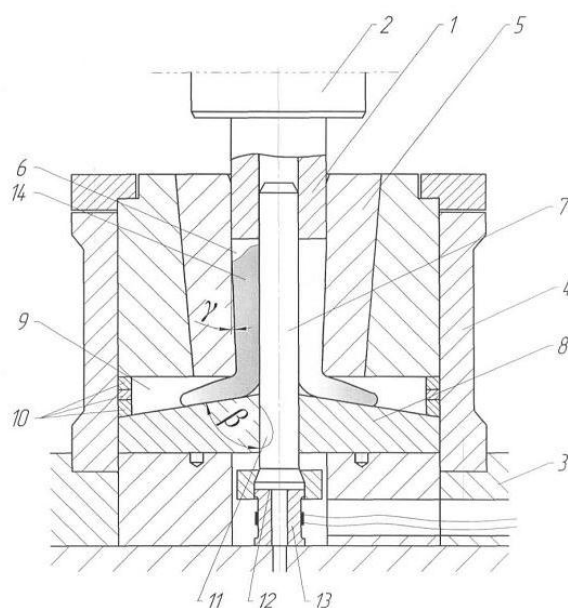


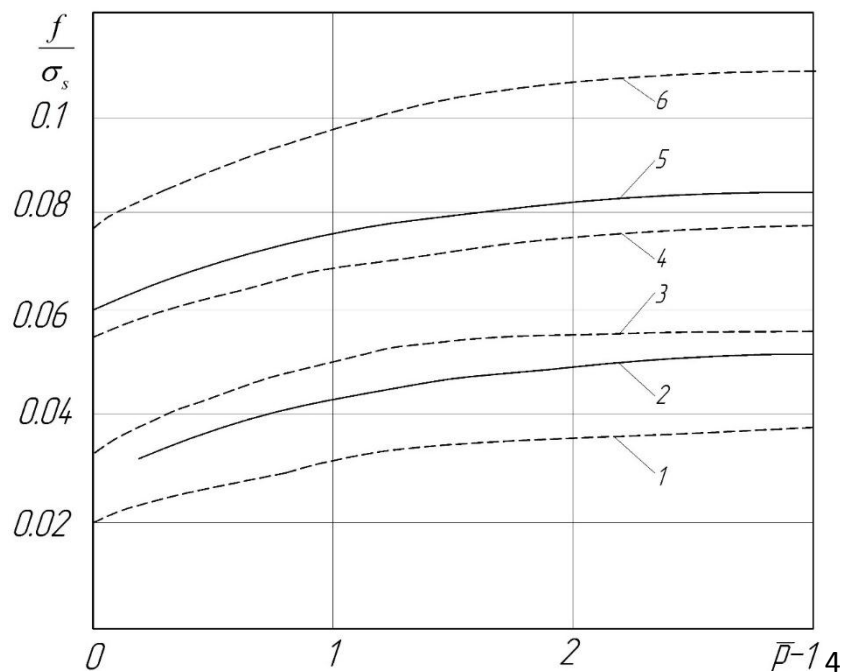
Рис. 7.66 – Схема пристрою для вимірювання сил тертя при комбінованому деформуванні



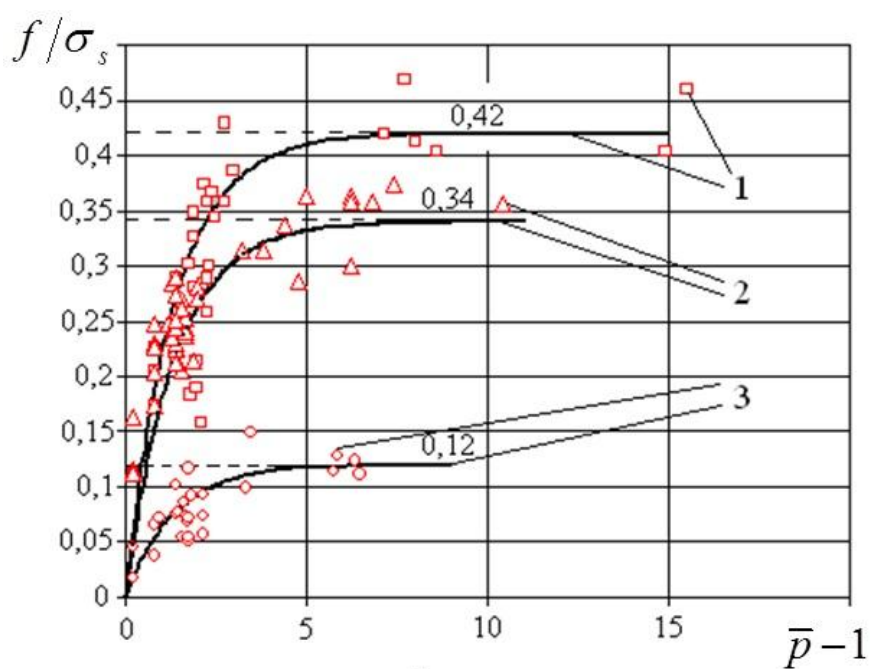
Рис. 7.67 – Заготовка і деталі для дослідження контактного тертя

Таблиця 7.7 – Експериментально встановлені значення коефіцієнтів тертя

№ на рис 7.68	Матеріал	Масило	Коефіцієнти K_k	
			Без плівкового покриття	З плівковим покриттям ТаВ
1	АМцМ	ВНИИНП-232	0,04	0,03
2	Сталь 10	ВНИИНП-232	0,053	0,04
3	АМцМ	Жир	0,058	-
4	АМцМ	ДДМА №2	0,078	-
5	Сталь 10	Тиокол	0,083	0,055
6	АМцМ	УКРИНОЛ 5/5	0,11	-
-	АДЗ1	Без змащування	0,44	0,25



а



б

Рис. 7.68 – Залежність коефіцієнта контактної тертя від приведенного тиску при видавлюванні алюмінієвого сплаву і сталі 10 (а), свинцю (б),

Спрощення моделі (7.14) за допомогою допущення про те, що відносний нормальний тиск на контакті може бути встановлено за тиском деформування в пластичній зоні з урахуванням умови пластичності (зі зниженням на величину напруження текучості) $\sigma_n/\sigma_{sk} = \bar{p} - 1$, дає вираз

$$f = K_k \cdot \sigma_{sk} \cdot (1 - e^{-0,75(\bar{p}-1)}), \quad (7.16)$$

де K_k – коефіцієнт, що залежить від умов тертя.

Аналіз експериментально отриманих залежностей коефіцієнта (відносного напруження) тертя $\mu = f/\sigma_s$ від нормального радіального тиску в матриці $(\bar{p} - 1)$ видавлювання показує, що вони також представляють собою експоненти. (рис. 7.68, а). При цьому, найбільш значний вплив на зростання кривих надають матеріал заготовки і вид мастила, яке використовують.

Аналіз отриманих значень коефіцієнтів K_k (табл. 7.7) дозволив встановити, що кращі показники має мастило на основі MoS_2 (ВНИИ НП-232), а при теоретичному аналізі і при оцінці адекватності математичних моделей середній коефіцієнт тертя Зібеля доцільно приймати в межах $\mu_s = 0,04 \dots 0,08$ для поширених мастил, які використовуються при холодному деформуванні.

За дослідними даними з видавлювання свінцових заготовок С1 значення коефіцієнта рівні: $K_k = 0,42$ – для випадку знежирення контактних поверхонь, $0,34$ – при видавлюванні без спеціального мастила і $0,12$ – при застосуванні технологічного мастила (на рис. 7.68, б – криві 1, 2, 3 відповідно) [466].

Складність застосування експоненційних залежностей в тому, що вони включають в різній формі опір деформації приграничного шару, для визначення якого рекомендацій недостатньо. В роботі [307] вказано, що у першому наближенні опір деформації σ_{sk} приграничного шару металу можна виразити через показник твердості цього шару HV :

$$\sigma_{sk} = T(HV) \quad - \text{функція твердості приграничного шару.}$$

$T(HV)$ може бути задана залежністю виду:

$$\sigma_{sk} = T(HV) = G(HV) + B, \quad (7.17)$$

Коефіцієнти G і B , що входять у вираз (7.17), можна встановити шляхом апроксимації тарувальних графіків твердості « $\sigma_s - HV$ » (див. рис. 2.20) [292]. Наприклад, для алюмінієвих сплавів АД1 і АМцМ коефіцієнт G дорівнює 10, а відповідно σ_{sk} – 310 і 380 МПа. Розрахунки показали, що значення встановлених коефіцієнтів тертя незначно відрізняються від наведених у табл. 7.7.

Слід зазначити значні можливості для зниження контактного тертя нанесенням на робочі поверхні інструменту плівкових покриттів на основі ТаВ. Як показали дослідження, навіть при повній відсутності мастила (поверхні знежирювались ацетоном), наявність на інструменті плівкового покриття дозволяла знизити силу тертя на 50–55%. Крім того, при видавлюванні без застосування мастила інструментом з нанесеним плівковим покриттям не спостерігалось утворення ділянок схоплювання. У всіх інших випадках зниження коефіцієнта тертя також має велике значення, що дозволяє говорити про можливість застосування плівкових дифузійних покриттів для інструменту штампів холодного деформування. Рекомендації з використання даних покриттів пройшли ефективну апробацію на Дружківському заводі металовиробів в процесах ХОШ на висадочних автоматах.

Результати досліджень також підтверджують літературні відомості про істотну долю сил тертя в силовому режимі процесів ХОШ [305, 307]. Внесок сил тертя в загальне значення сил видавлювання коливається в межах від 3 до 15% – при деформуванні свинцю; від 2 до 25% – для алюмінієвого сплаву і від 16 до 35% для сталі 10. При видавлюванні знежиреної заготовки частка сили тертя може доходити до 70%. Результати обробки експериментальних даних дозволили уточнити уявлення про рівень опірних сил контактного тертя і обґрунтовано приймати значення коефіцієнтів тертя μ в комп'ютерних і розрахункових моделях процесів видавлювання. Величина питомої сили тертя є поряд з коефіцієнтом тертя важливим показником умов тертя і може бути

використана в якості основного показника трибологічних властивостей технологічних мастил [292, 302–306].

При дослідженні тертя доцільно використовувати методи безпосереднього вимірювання величини тертя з огляду на їх явні переваги і можливості реально відобразити зміну величини тертя в процесі деформування.

Висновки

1. Систематизовані на основі експериментальних і теоретичних досліджень і аналізу публікацій види дефектів, які виникають у деталей, отриманих простими і комбінованими способами холодного видавлювання. Розглянуто процес виникнення дефектів форми типу утягнень і незаповнення порожнини при радіально-зворотному видавлюванні деталей з фланцем і встановлений характер впливу технологічних параметрів на процес появи утягнень.

2. Експериментально і методом скінченних елементів досліджено формоутворення деталей з фланцями при видавлюванні за основними кінематичними варіантами. Встановлено, що при радіальному видавлюванні деталей з фланцем види відхилень форми фланців, рівномірність розподілу зміцнення в осередку деформації і ступінь заповнення приймальної порожнини матриці залежать від способу подачі металу в приймальну порожнину матриці. Показана за допомогою розрахунків накопиченої ступені деформації на основі розривних полів швидкості можливість зниження нерівномірності деформацій за рахунок взаємної компенсації нерівномірностей при їх поєднанні або доповненні. Для цього деформування порожнистої деталі зворотним видавлюванням запропоновано доповнити прямим видавлюванням заготовки, розгорнутої на 180° .

3. Енергетичним методом верхньої оцінки встановлені залежності для визначення тиску деформування протидавлячого середовища, що дозволяють встановити геометричні параметри інструменту, достатні для створення протитиску, необхідного для отримання якісних деталей з фланцями.

4. Методом скінченних елементів встановлено умови отримання якісних деталей при комбінованому видавлюванні – поділі деталей типу втулок і кілець з суцільних вихідних заготовок і показана можливість зниження відхилень форми втулок за рахунок використання заготовок зі сферичними торцями, і підвищення якості пробивки кілець введенням прийому підсадки фланця в напівфабрикаті.

5. На основі результатів досліджень визначено, що спосіб об'ємного деформування ступінчастими бойками забезпечує інтенсивні деформації зсуву в заготовці. Встановлено, що зі збільшенням висоти уступу бойків і ходу обтиснення рівень зсувної деформації в заготівці зростає і для найбільшого деформаційного опрацювання деформування має здійснюватися інструментом з кутом скосу ступені $\alpha = 15^\circ \dots 45^\circ$; відносна величина подачі заготовки повинна дорівнювати $f/H=0,5\dots 1,0$, відносний зазор між інструментами $z/H=-0,15\dots 0,3$, відносна висота ступені (відносне обтиснення) $h/H=0,1\dots 0,2$, відносні розміри заготовки $V/H=1,5\dots 2$.

6. Вперше отримані для прямого видавлювання з роздачею порожнистих виробів дані по силам вилучення пуансона з заготовки і виштовхування її з матриці. Розроблено спосіб отримання деталей з порожниною, що дозволяє поліпшити умови експлуатації штампового оснащення за рахунок зміни принципу експлуатації штампів зворотного видавлювання і підвищити стійкість деформуючих пуансонів за рахунок зниження величини розтягуючих напружень при їх вилученні з деталі.

7. Проведено комплекс досліджень з вимірювання сил контактного тертя безпосередньо в процесі пластичного деформування. Розроблено новий вид пристроїв – вимірювачів сил тертя, що сприяють розширенню діапазону вимірюваних параметрів, що характеризують умови деформування.

Результати досліджень відображені в опублікованих роботах [309, 353, 356-357, 359 – 360, 363, 365-368, 405, 415, 445, 447-464, 466-468].

РОЗДІЛ 8

РОЗРОБКА МЕТОДИК ПРОЕКТУВАННЯ І ВДОСКОНАЛЕННЯ ПРОЦЕСІВ ОБ'ЄМНОГО ДЕФОРМУВАННЯ

8.1 Методика проектування технологічних процесів комбінованого видавлювання

Технологічні способи точного об'ємного штампування (ТОШ), в тому числі процеси видавлювання, відрізняються різноманіттям можливостей і високою ефективністю в порівнянні з іншими процесами формоутворення деталей.

Науково-методичні засади сучасних методик проектування технологічних процесів (ТП) базуються на концепції групового методу організації виробництва деталей і системному підході до вирішення поставлених завдань [45, 157, 209, 321, 454].

Аналіз і узагальнення досвіду технологічної підготовки, в тому числі і в умовах експлуатації сучасних методів моделювання і САПР, створили можливості для подання роботи технолога у вигляді комплексу взаємопов'язаних етапів проектування, які виконуються в певній послідовності незалежно від способу деформування і типорозміру штампувало деталі (заготовки або поковки).

Сутність методики стосовно до розробки процесів виготовлення заготовок видавлюванням пояснюється вдосконаленою схемою проектування процесів (рис. 8.1), в основу якої лягли відомі алгоритми розробки технологій штампування [33, 40, 44, 322, 469, 470].

В системі проектування технологій видавлювання можна виділити сім основних етапів проектування, інформаційне забезпечення і систему моделей, необхідних для реалізації цих етапів [33, 44, 321].

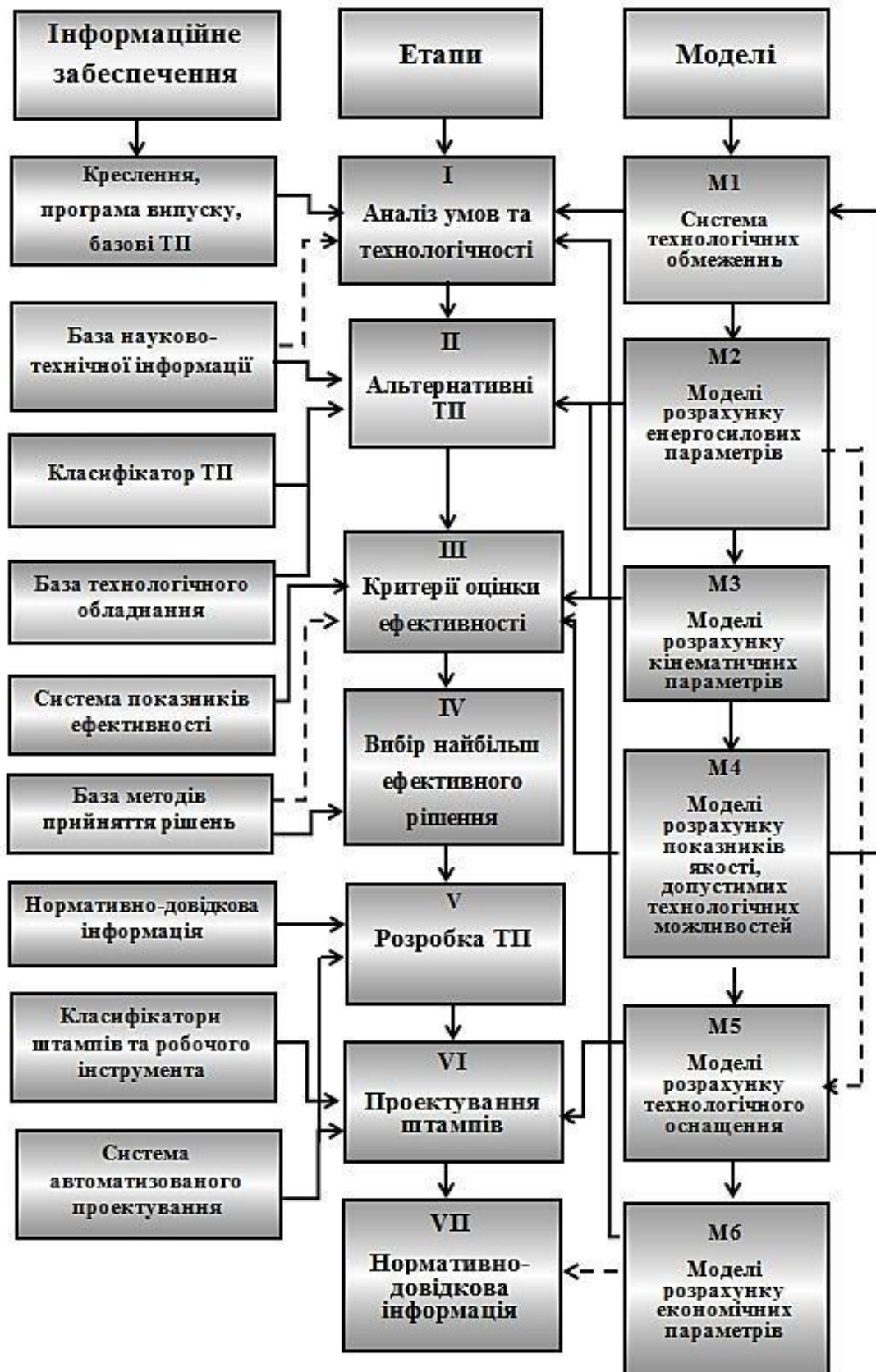


Рис. 8.1 – Алгоритм розробки процесів холодного видавлювання

На першому етапі проектування ТП виконується конструкторсько-технологічна класифікація деталей, аналіз їх технологічності, а також умов виробництва і рівня базових технологій. До складу вихідної інформації, необхідної для класифікації, входять креслення деталей і відомості про програми випуску, базових процесах і складі технологічного обладнання. На цьому етапі необхідно оцінити можливості виготовлення кожної деталі видавлюванням і видалити ті деталі, які видавлюванням неможливо виготовити [33, 321, 469].

Можливість виготовлення деталей способами холодного видавлювання оцінюється за допомогою баз обмежень, що містять спрощені розрахункові співвідношення та рекомендації щодо визначення значень граничних параметрів, які окреслюють область раціонального застосування технологічних способів комбінованого видавлювання.

При цьому для деталей з фланцями до розробки технологічного процесу необхідно встановити можливість отримання цілісного фланця після визначення граничної ступені деформації. В цьому випадку можна скористатися результатами досліджень, присвячених питанню вичерпання ресурсу пластичності (див. розділ 4.3). Важливим етапом проектування технологічного процесів комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання є також аналіз можливості утворення дефекту в вигляді утяжин. Процедура включає необхідність уточнення для заключної стадії процесу при на основі моделей (див. розділи 5 і 7) характеру зміни параметрів процесу і визначення критичного значення товщини фланця або дна стакану, відповідного початку утворення утяжини. Також в якості попередньої оцінки можливого утворення дефекту в вигляді утяжини можна скористатися діаграмами (див. рис. 5.32 і рис. 7.44), що отримані на основі результатів моделювання.

Другий етап розробка альтернативних варіантів ТП і їх аналіз. До вихідної інформації, необхідної для реалізації цього етапу, відноситься класифікатор технологічних способів, відомості про типові процесах видавлювання, бази характеристик обладнання та штампованих матеріалів.

Для ряду поширених типових операцій і деталей розрахунки силових режимів виконують за відомими аналітичними і статистичними моделям і розрахунковим програмами, в тому числі і з використанням МСЕ.

Третій етап визначення системи критеріїв для оцінки ефективності альтернативних процесів [33, 321, 322]. Вихідною інформацією для цього етапу є узагальнена система показників ефективності технологій і база методів прийняття рішень [33, 157], а також узагальнені принципи виконання технологій об'ємного штампування [33, 40, 44, 322]. Четвертий етап проектування вибір найбільш ефективного варіанту технологічного процесу реалізується з використанням встановлених критеріїв оцінки [33, 45, 468].

П'ятий етап – розробка технологічного процесу. Оптимальним вирішенням завдань даного етапу є їх виконання на персональних комп'ютерах в діалоговому режимі. Для проектування технологій і штампового оснащення створені сучасні системи САПР ТП [158, 323, 298], для яких необхідно поповнення інформаційної бази і створення модулів розрахунку, що дозволяють розширити коло проєктованих процесів. Розрахункові моделі і програми, розроблені в ході справжніх досліджень, використані в якості модулів проєктних систем як в ДДМА, так і на підприємствах, де здійснювалася апробація нових технологій і штамтів.

На шостому етапі здійснюється детальна розробка технологічної оснастки. В якості вихідної інформації використовуються класифікатори штамтів і змінних інструментів, в т.ч., з роз'ємними матрицями [44, 226, 322, 328, 329, 469], сучасні комп'ютерні системи проектування штамтів, а також нормативна та методична документація.

Завершальний сьомий етап власне відноситься і складається в необхідній (на нинішньому рівні розвитку і поширення технології холодного видавлювання) дослідно-промислової відпрацювання технології, а також випробуванні штампового оснащення і деформуючого інструменту.

В рамках реалізації другого етапу проектування процесів комбінованого видавлювання розроблена база даних в вигляді матриці плоских і

осесиметричних кінематичних модулів - КВПС, що імітують осадку, обтиснення, розворот, розтягнення і затікання в кут. Для вирішення осесиметричних задач на базі простих полів швидкостей з елементами прямокутної і трикутної форми в ДДМА розроблені кінематичні модулі (елементи) трапецеїдальної і трикутної форми з різним орієнтуванням прямої і криволінійної похиленої границі, що дозволяють описати практично будь-який осередок деформації [2, 113, 398, 467]. Деякі з цих модулів наведені в табл. 3.2.

Для деталей з фланцем нижче з урахуванням рекомендацій по вибору відповідної розрахункової схеми в залежності від співвідношень геометричних параметрів напівфабрикату, форми інструменту, а також можливого дефектоутворення у вигляді утяжин [403, 428, 453], представлені відповідні математичні моделі (рис. 8.2) [467].

Розроблена програма «Energy Model» призначена для побудови моделі і розрахунку енергетичним методом силового режиму процесу холодного видавлювання, а також формозміни напівфабрикату (рис. 8.3, 8.4). Мова розробки - Object Pascal, засіб розробки програмне середовище Borland Delphi 6.0. Введення вихідних параметрів і аналіз результатів роботи програми можливі в діалоговому режимі [467, 468].

Основними операціями, що здійснюються за програмою, є:

- вибір одного з можливих типів кінематичних модулів;
- визначення геометричних параметрів і меж кінематичного модуля, напрямків течії і розривів швидкостей;
- розрахунок потужностей сил деформування, зрізу і тертя;
- варіювання параметрів процесу з метою мінімізації тисків деформування.

Введення вихідних параметрів і розгляд результатів роботи програми можливі в діалоговому режимі. Створений програмний продукт крім виробничої сфери та науково-дослідних організацій використовується в навчальному процесі на кафедрі ОМТ ДДМА.

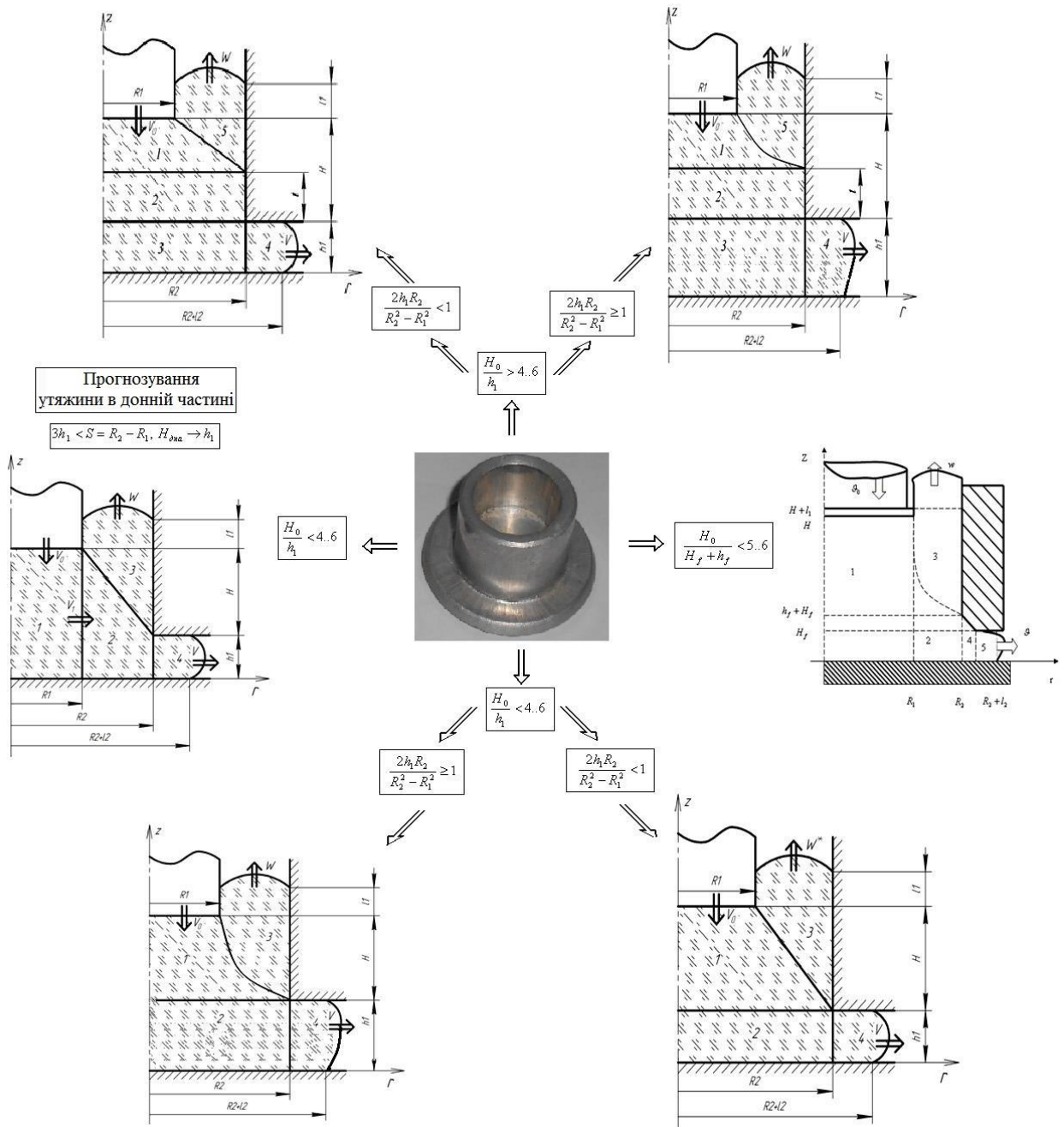


Рис. 8.2 – База розрахункових схем комбінованого радіально-зворотного видавлювання деталі типу «стакан з фланцем»

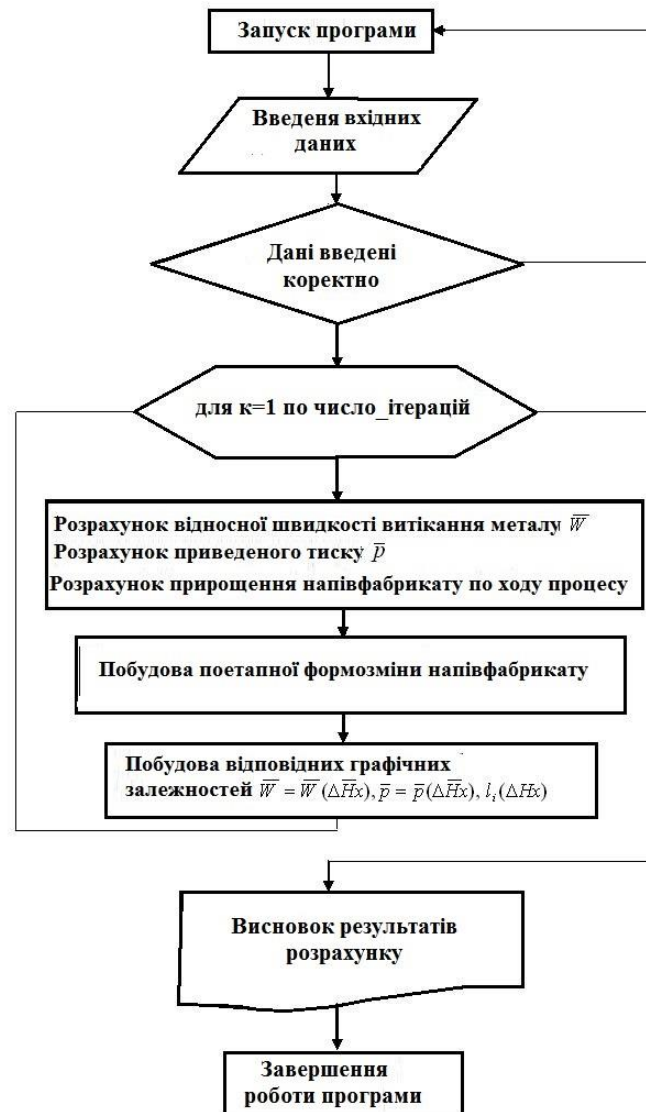


Рис. 8.3 – Блок схема програми

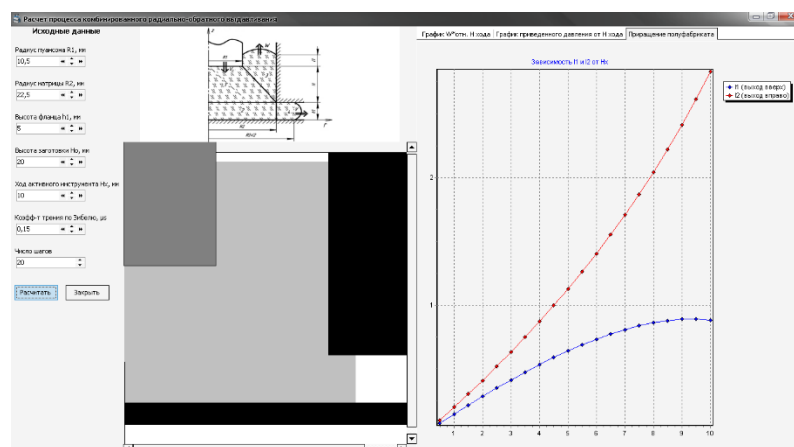


Рис. 8.4 – Головне вікно програми (введення вихідних даних та перегляд результатів)

8.2. Нові способи комбінованого деформування і видавлювання

8.2.1 Способи видавлювання складнопрофільованих деталей

Виходячи з отриманої інформації про закономірності формозміни при комбінованому деформуванні і витісненні розроблені ряд способів, які дозволяють розширити можливості процесів ТОШ за рахунок ускладнення форми деталей, скорочення числа переходів і підвищення якості обробки, реалізувати шляхи деформування матеріалу, що забезпечують мінімальний витрата ресурсу пластичності, знизити нерівномірність деформацій і сили деформування. Ряд способів описані вище при дослідженні технологічних режимів (див. рис. 7.19, 7.46, 7.66) [363, 365, 460].

У розвиток процесу радіально-прямого видавлювання з роздачею запропоновані деякі нові способи комбінованого видавлювання. Відмінною особливістю нового способу є те, що по ньому радіус зони розвороту течії з радіального на пряме витікання є змінним і регульованим в залежності від необхідних діаметральні розмірів сходинок порожнистої деталі (рис. 8.5) [364]. В результаті створюється можливість виготовлення деталей зі складним зовнішнім або внутрішнім профілем зі змінною товщиною стінки (див. рис. 6.55).

Дослідження процесу радіально-прямого видавлювання з обтисненням на рухомий конічної оправці і встановлені закономірності дозволили розробити ряд нових способів комбінованого деформування. Одним з них є напівбезперервне видавлювання порожнистих деталей із змінною товщиною стінки (рис. 8.6) [355].

Даний спосіб реалізується шляхом виготовлення декількох деталей з однієї вихідної багатоштучної заготовки напівбезупинним радіально-прямим видавлюванням в зазор, утворений між оправкою і матрицею. Відділення готової деталі від багатоштучної заготовки здійснюється в зоні зміни напрямку течії металу з радіального на пряме шляхом переміщення оправки відносно матриці у напрямку руху пуансона при видавлюванні. Спосіб дозволяє за

рахунок варіювання зазору між матрицею і оправкою також отримувати деталі типу втулок зі змінною товщиною стінки, яка значно розширює технологічні можливості процесу і номенклатуру штампованих деталей (див. рис. 6.77).

Завдання підвищення якості і розширення номенклатури деталей за способом радіально-прямого видавлювання вирішується тим, що спочатку виконується видавлювання напівфабрикату із ступінчастою внутрішньою поверхнею із порожнистої заготовки, та потім отриманий напівфабрикат встановлюється в наступний штамп із роз'ємними уздовж осі симетрії напівфабрикату матриці і виконується протяжка циліндричною оправкою на внутрішній поверхні напівфабрикату (рис. 8.7) [472].

Реалізація раніше запропонованого способу поетапного видавлювання стаканів зі змінною товщиною стінки [353] в новому штампі здійснюється за рахунок того, що пристрій додатково обладнаний проміжною плитою, на якій встановлюється формоутворююча матриця, та приводом для заданого узгодження переміщення матриці. Виконання у вигляді основному двох змонтованих на нерухомій плиті гідроциліндрів, штоки, які з'єднані з проміжною плитою, при цьому порожнина матриці виконано профільованою (рис. 8.8) [473].

8.2.2 Способи видавлювання деталей з керуванням кінематикою течії металу

Обмеження, властиві відомим способам поперечного видавлювання з односторонньою подачею металу в приймальню порожнину, були розглянуті в п. 7.1. [428, 450]. Усунення нерівномірності деформування можна досягти за рахунок того, що за новим способом процес виконують в дві стадії, при цьому на першій стадії виробляють видавлювання з односторонньою подачею за рахунок деформування частини заготовки, розташованої з одного боку від порожнини матриці (рис. 8.9, а). На іншій стадії здійснюють видавлювання з двосторонньою подачею металу частин заготовки, що деформується, розташованих по обидві сторони від порожнини матриці [359].

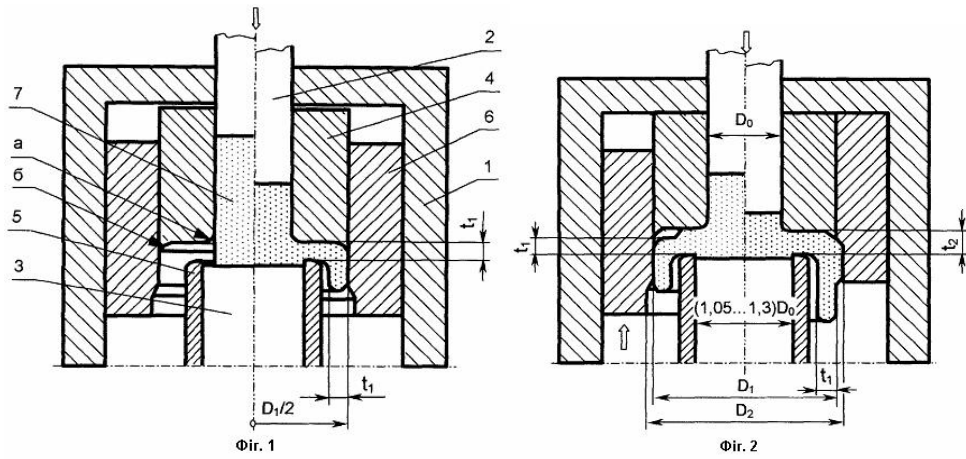


Рис. 8.5 – Спосіб комбінованого радіально-прямого видавлювання порожнистих деталей с перемінною товщиною стінки

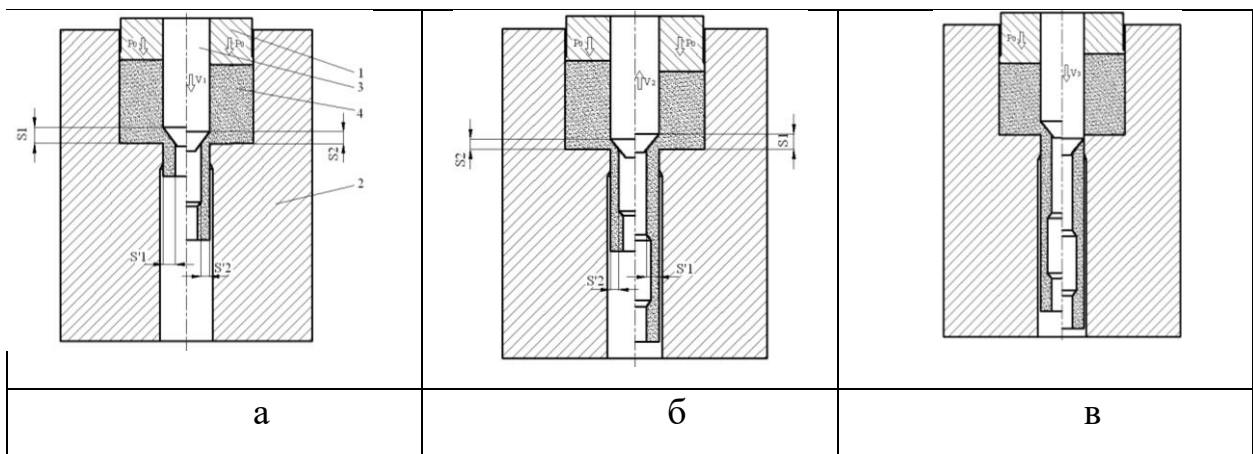


Рис. 8.6 – Спосіб комбінованого видавлювання на конічній оправці: радіально-пряме видавлювання (а, б), відрізка готової деталі від багатоштучної заготовки (в)

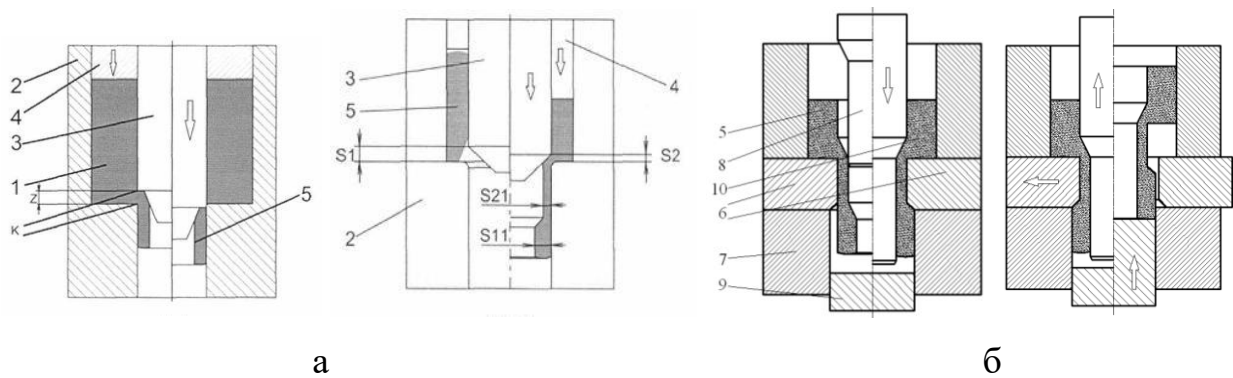


Рис. 8.7 – Способи радіально-прямого видавлювання порожнистих деталей с перемінною товщиною стінки: с відрізкою від вихідної заготовки (а) і з протягуванням півфабрикату (б)

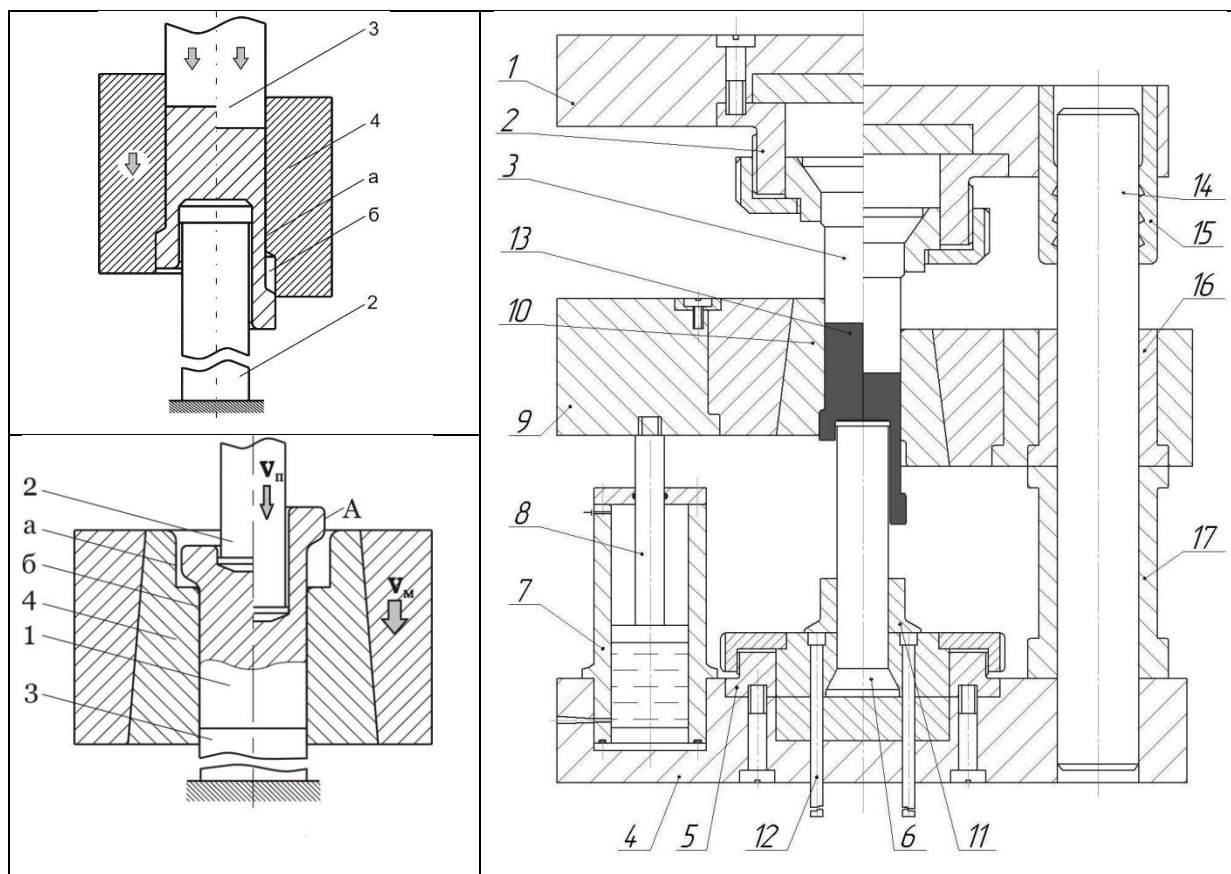


Рис. 8.8 – Схема штампа для реалізації способу комбінованого видавлювання порожнистих деталей с перемінною товщиною стінки

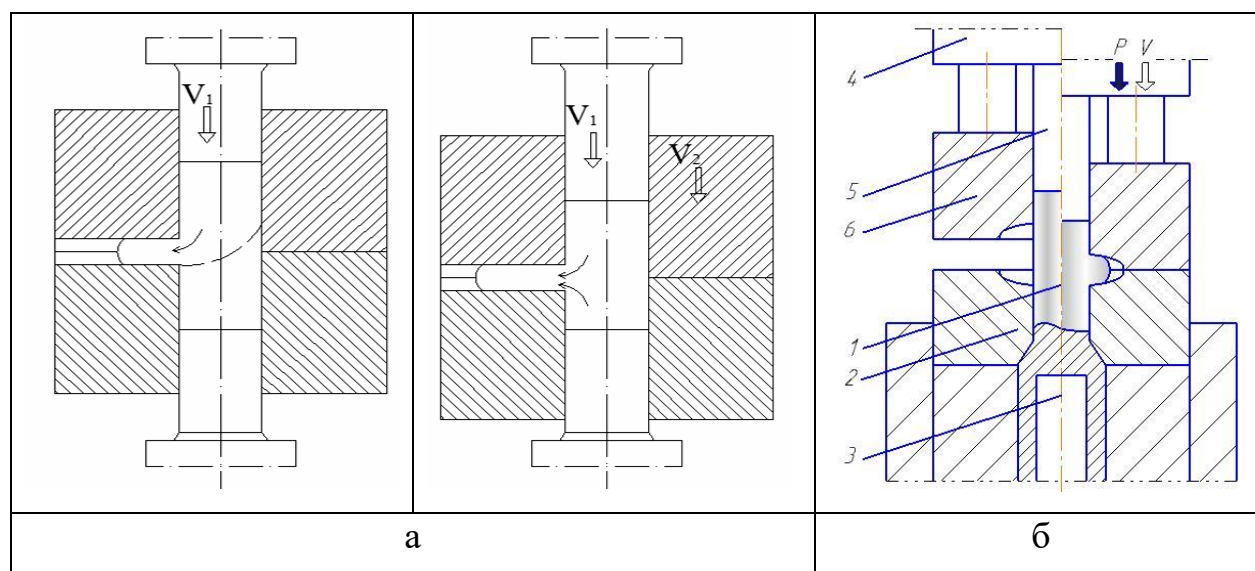


Рис. 8.9 – Способи поперечного видавлювання с регульованою подачею металу в порожнину матриці

У тих випадках, коли видавлювання з двосторонньої подачею неможливо здійснити через особливості конструкції деталі, на першій стадії здійснюється висадка заготовки, а на другій стадії, навпаки, виконують видавлювання з односторонньою подачею в порожнину матриці металу відростка напівфабрикату, що деформується, розташованої зверху від порожнини (рис. 8.9, б) [360].

Комбінування висадки з видавлюванням є суттю нових способів деформування, спрямованих на підвищення об'ємів фланців, що видавлюються, усунення відхилень форми і збільшення граничних діаметрів цих фланців (рис. 8.10) [362], а також підвищення ступеня опрацювання металу по всьому об'єму виробів, що видавлюються (рис. 8.11) [361].

Для зниження або повного усунення такого дефекту, як утягнення на дні стакану можливе використання сил контактної тертя, зокрема шляхом виконання процесу в режимі реверсивного тертя (рис. 8.12) [353, 432].

Завдання зменшення чи усунення утягнення можна вирішити за рахунок того, що на бічній поверхні в зоні дна стакану (рис. 8.13) [366] або на дні стакану (рис. 8.14) [367] формують зовнішній кільцевий виступ (бурт) шляхом заповнення заглиблення, який передбачення в матриці або в торці контрпуансона.

8.2.3 Способи інтенсифікації пластичного деформування

Задачею способів інтенсифікації пластичної деформації є розширення технологічних можливостей та покращення якості виробів за рахунок забезпечення проробки металу і зниження нерівномірності деформованого стану. За способом видавлювання порожнистих деталей ця задача вирішується за рахунок того, що деформування відбувається в два етапи таким чином, що на першому етапі одночасно виконують зворотне видавлювання стінки стакану та пряме видавлювання з утворенням технологічного відростку в донній частини стакану, а на другому етапі відбувається витіснення металу з технологічного відростку назад у донну частину стакан (рис. 8.15) [474]. Знакозмінна

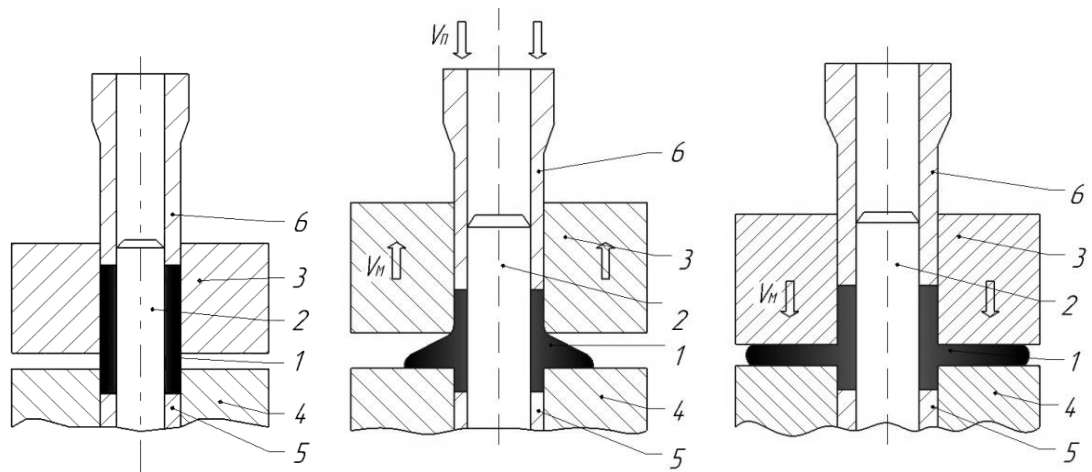


Рис. 8.10 – Спосіб комбінування радіального видавлювання с висадкою фланця

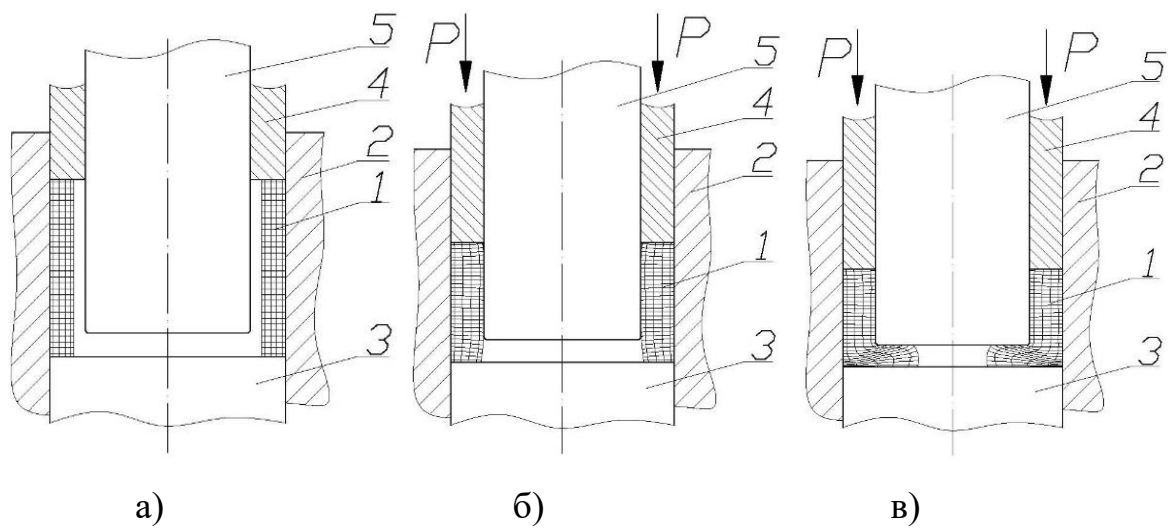


Рис. 8.11 – Спосіб комбінування радіального видавлювання с висадкою вихідної заготовки і фланця

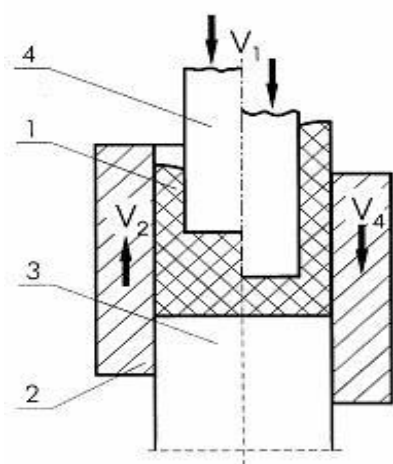


Рис. 8.12 – Спосіб видавлювання
с реверсивним тертям [160]

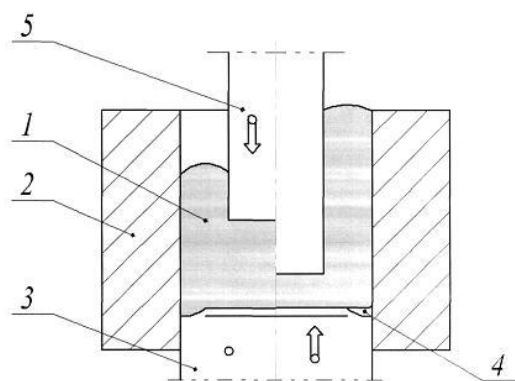


Рис. 8.13 – Спосіб попередження
утягнень

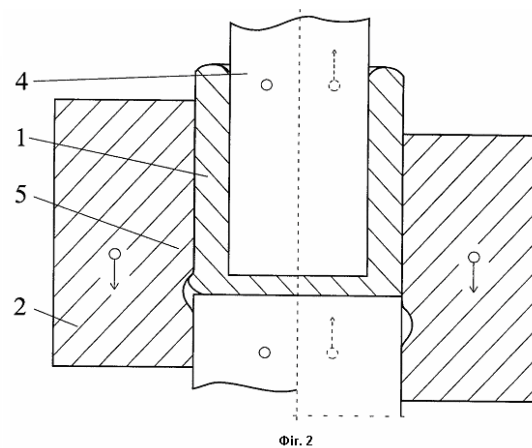
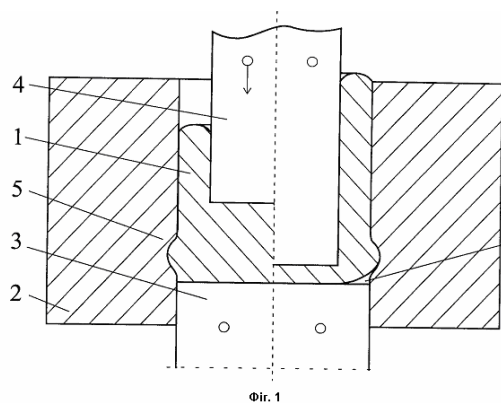


Рис. 8.14 – Спосіб усунення утягнення за допомогою технологічного бурта

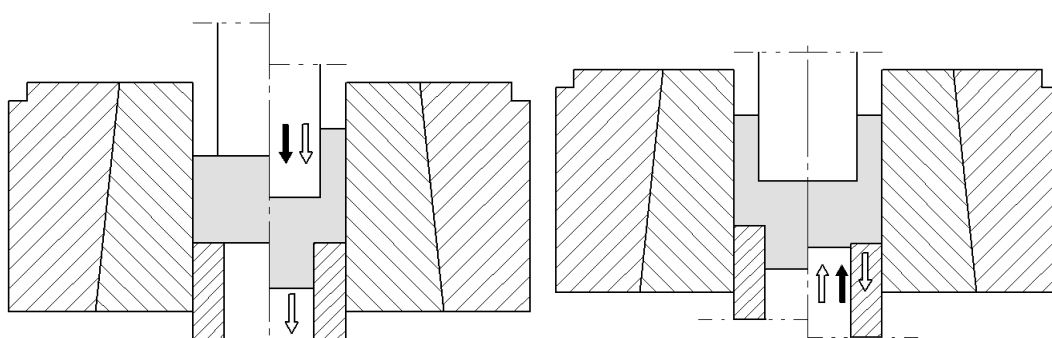


Рис. 8.15 – Спосіб зниження нерівномірності пластичного деформування

деформація, якій піддається метал в донній частини напівфабрикату - стакану за рахунок спочатку прямого, а потім зворотного витискування (видавлювання) металу в донну частину, забезпечує добру проробку металу цієї донної зони.

Спосіб пластичного деформування заготовки (рис. 8.16, а) фасонними бойками вздовж осі симетрії поперечного перерізу на локальній ділянці забезпечує підвищення компонентів зсуву в загальній деформації і відповідно підвищення ступеня високоякісної проробки осьової структури металу по всій довжині за рахунок перехресного зсуву (см. п. 7.5) [368]. Аналогічного результату досягає спосіб знакозмінного поперечного зсуву частин заготовок (рис. 8.16, б) [369].

Для розширення номенклатури заготовок із підвищеними механічними властивостями спочатку отримують порожнисту циліндричну заготовку із підвищеними механічними властивостями циклічним багаторазовим радіально-прямим видавлюванням в зазор, який утворюється між матрицею із конічною ділянкою та ступінчастою конічною оправкою. Після отримання циліндричної заготовки із підвищеними механічними властивостями її розрізають вздовж вісі симетрії та вигинають в полотно (рис. 8.17) [475].

Способі знакозмінного деформування корисні і для виготовлення деталей з фланцем. Способі полягають у радіальному видавлюванні металу заготовки в кругову порожнину [353] відрізняється тим, що заготовка попередньо редукується у нижній (рис. 8.18, а) або верхній напівматриці (рис. 8.18. б) [476]. При обтисненні заготовки створюється сприятлива схема напружено-деформованого стану, а саме всебічне стиснення, що підвищує якість поверхневих шарів заготовки і пластичність металу, так як "заліковує" мікротріщини та дефекти поверхневого шару заготовки та сприяє кращій обробці металу у фланці на стадії радіального видавлювання.

8.2.4 Способи комбінування процесів видавлювання і поділу деталей

Раніше були розглянуті способи, за якими комбіноване радіально-пряме видавлювання супроводжувалося відрізків отриманого напівфабрикату від вихідної багатоштучної заготовки в зоні радіального плину (рис. 8.19, а) [437] або в зоні розвороту течії (див. рис. 8.6). Для отримання деталей типу кілець комбінуванням радіального видавлювання з пробивкою-відділенням кільця від багатоштучної вихідної пруткової заготовки розроблений спосіб, наведений на рис. 8.19, б і досліджений в п. 7.4 [356].

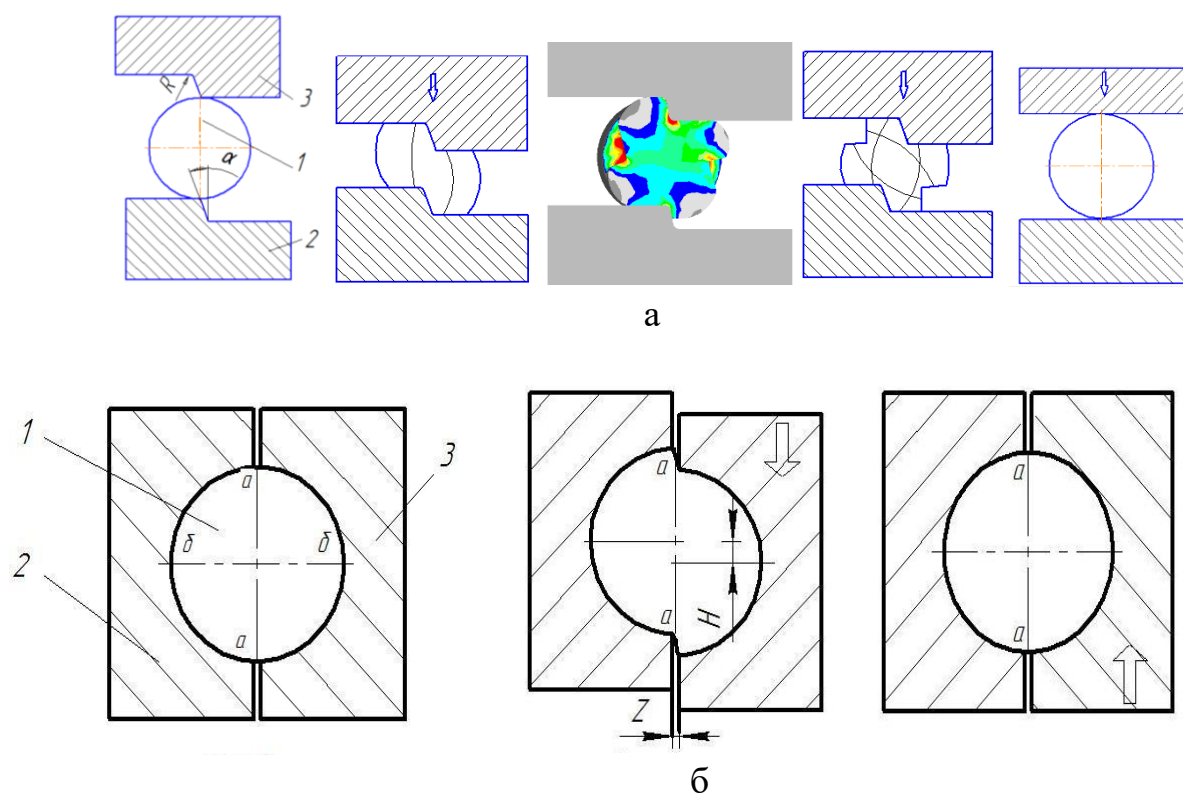


Рис. 8.16 – Способи інтенсифікації пластичного деформування

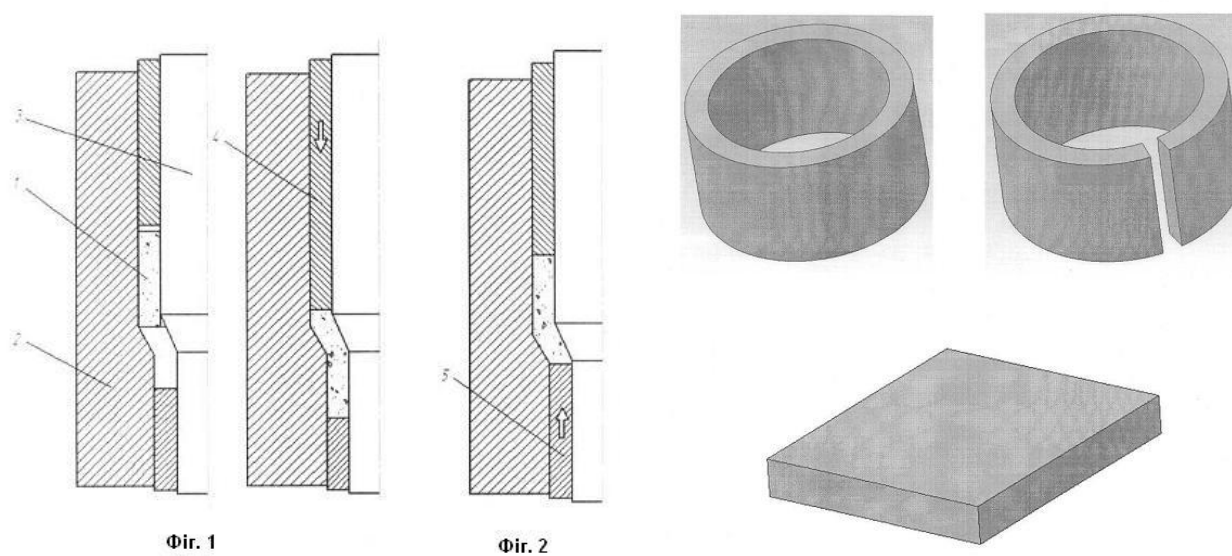


Рис. 8.17 - Спосіб інтенсивного пластичного деформування

Для підвищення якості й розширення типорозмірів заготовок, які виготовляють відрізанням від прутка, при розділенні сортового прокату відбувається попереднє деформування заготовки що відрізається, яке здійснюється шляхом радіального видавлювання з одnobічною подачею металу в поперечному кругову порожнину. Крім того для підвищення якості заготовок, що відрізаються після радіального видавлювання, заготовку висаджують (розгладжують торці заготівки) пуансоном втулки. При відрізання заготовок в такий спосіб осередок деформації при радіальному видавлюванні з одnobічною подачею приймає таку форму, що зміцненій метал концентрується в зоні відрізання, що сприяє поліпшенню якості зрізу при відрізання (рис. 8.20) [357].

8.3 Розробка технологій комбінованого видавлювання і деформування

8.3.1 Розробка технологій комбінованого видавлювання порожнистих і стрижневих деталей

У металообробних галузях промисловості широко використовуються деталі типу глибоких гільз і склянок, а також порожнисті і суцільні деталі з фланцями різної форми, такі як корпусу з різним оформленням зовнішньої поверхні і фланця, штуцери, наконечники та ін. До великогабаритним виробам, одержуваних гарячим об'ємним деформуванням, відносяться поковки типу валів і роторів, а також порожнисті поковки типу чаш, склянок і гільз.

Ґрунтуючись на проведених теоретичних і експериментальних дослідженнях комбінованого видавлювання, розроблені технології штампування деталей типу склянки з фланцем (рис. 8.21 і 8.22), стрижня з фланцем, наконечники, гільзи, сердечників муздраттеатру і ін.

Як приклад розглянемо деталь «стакан з фланцем» (див. рис. 8.22). Її можна виготовляти різними способами: механічною обробкою, литтям, гарячої об'ємним штампуванням. При цьому виготовлення даної деталі холодним видавлюванням також відрізняється значною різноманітністю можливих варіантів процесу формоутворення.

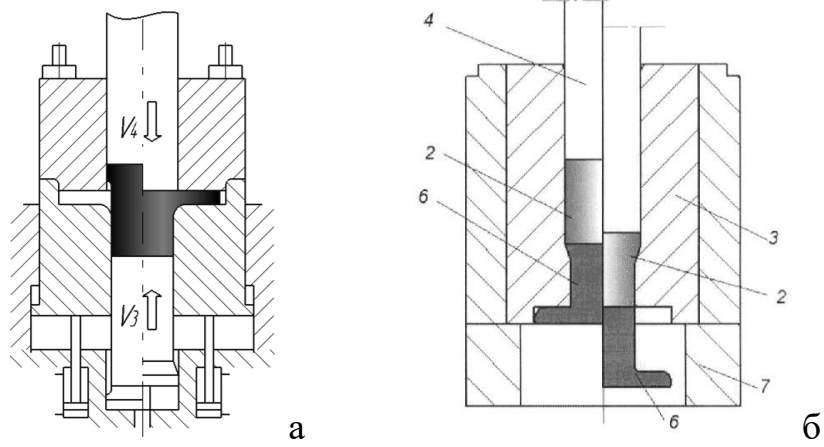


Рис. 8.18 - Способи комбінування процесів обтиснення заготовки і радіального видавлювання (способи знакозмінного деформування)

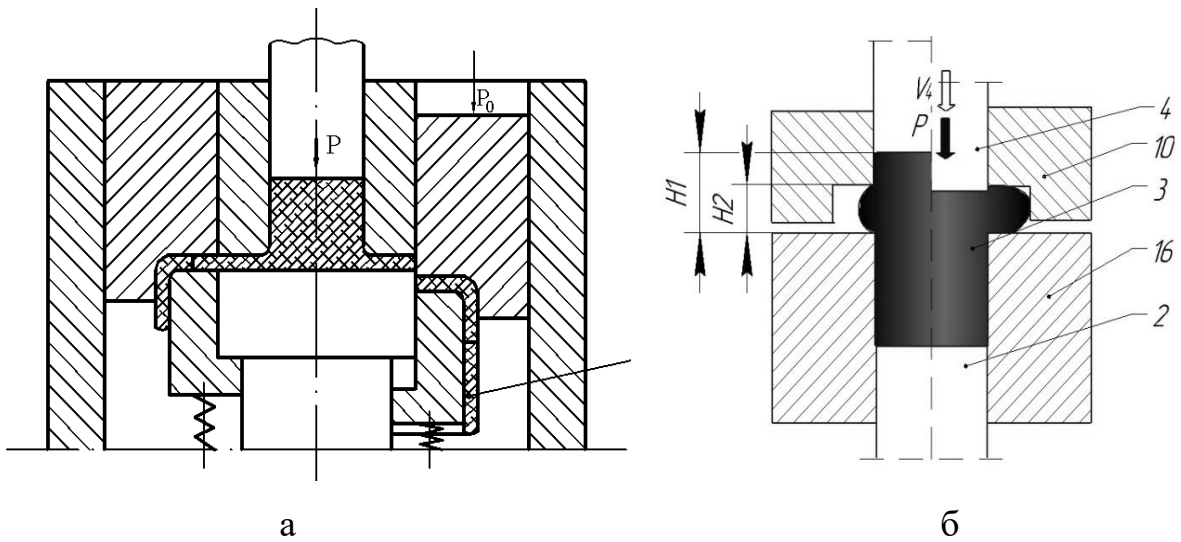


Рис. 8.19 - Способи комбінування процесів видавлювання та відділення деталей від вихідних заготовок

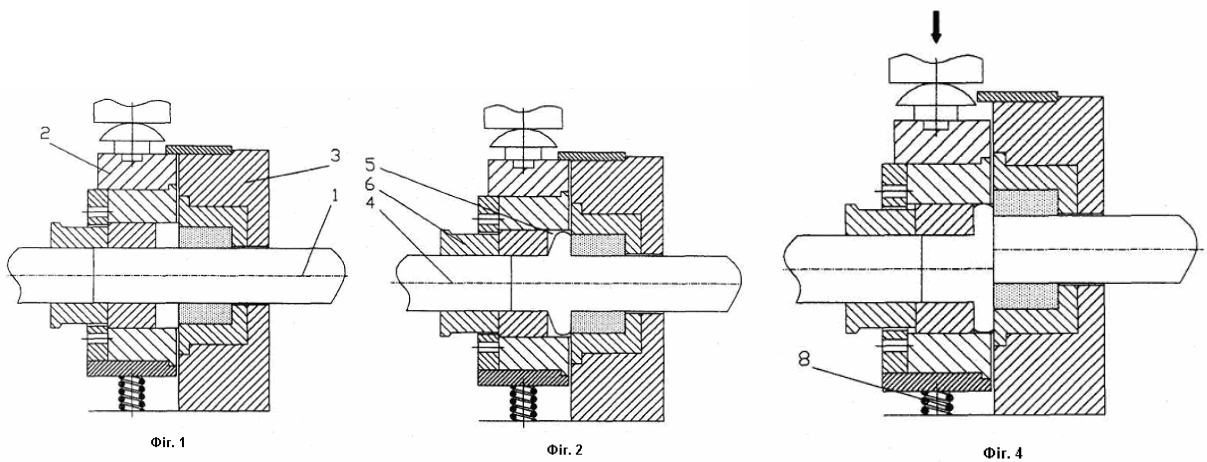


Рис. 8.20 – Спосіб комбінованого розподілу пруткового матеріалу

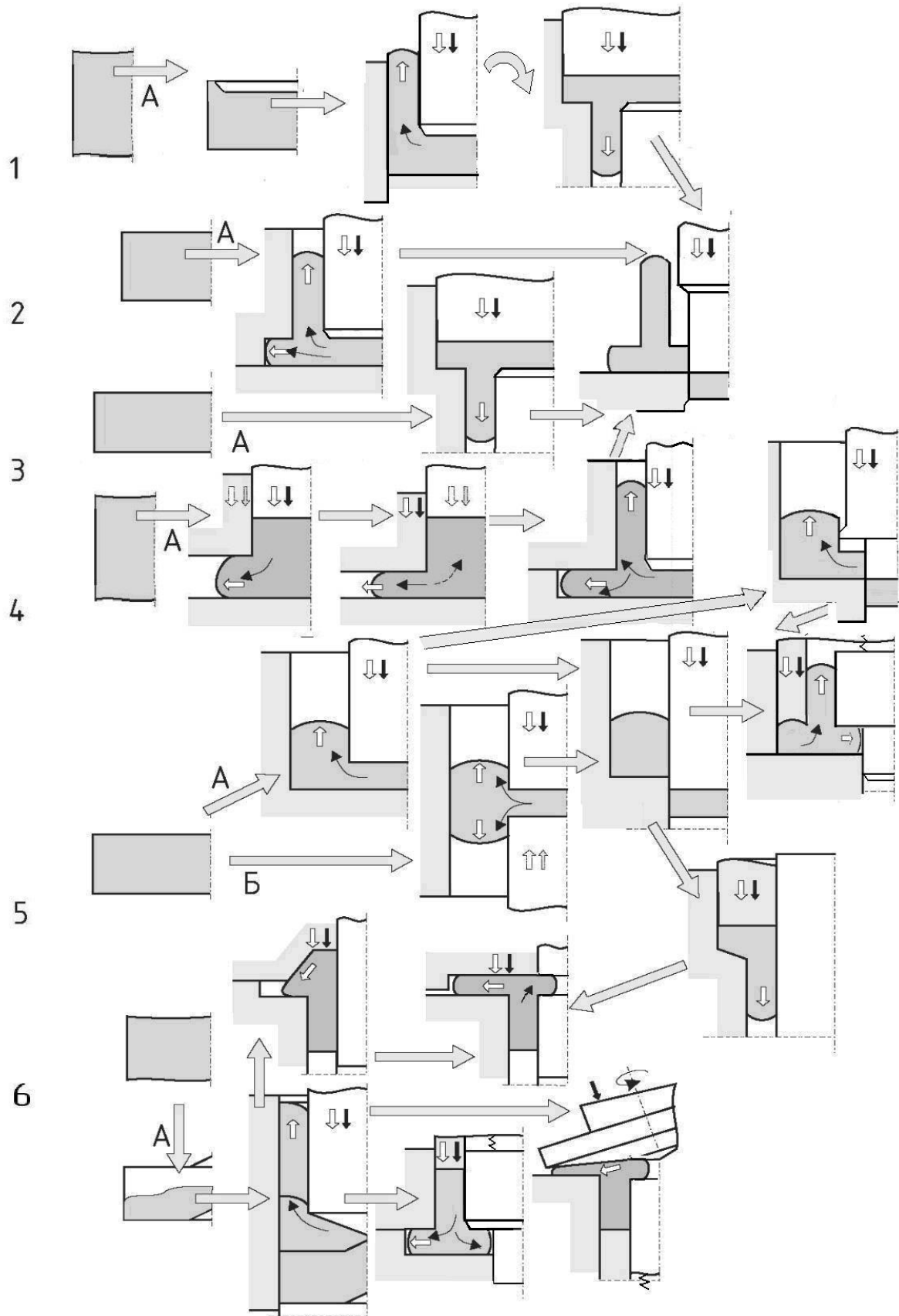


Рис. 8.21 - Варіанти маршрутної технології холодного видавлювання деталі типу «стакан с фланцем»

У більшості випадків точність розмірів (квалітет 12) і шорсткість поверхонь, задана в кресленнях для механічної обробки, цілком досяжна і при холодному видавлюванні. У таких випадках припуски не призначаються. Припуски і допуски, одержувані при холодному видавлюванні, не регламентовані стандартом і вони встановлюються за погодженням між постачальником і споживачем.

Варіанти можливого поєднання різних способів деформування розглянемо на прикладі виготовлення деталей типу "стакан з фланцем" способами поздовжнього і поперечного видавлювання (див. рис. 8.21), які розроблені за аналогією з варіантами поздовжнього видавлювання, запропонованими Х. Кудо [156, 322, 470]. Всі варіанти отримання склянки передбачають видавлювання вихідних суцільних заготовок в нерухомій або рухомій матрицях.

Спосіб традиційного зворотного видавлювання (варіант 1) деталей типу склянки вимагає, як правило, підготовки відрізаною від прутка заготовки калібруванням. Отриманий порожнистий напівфабрикат з товстим дном можна перевернути і в штампі для висадки відформувати фланець необхідних розмірів. Отвір в дні можна пробити на окремій позиції. Обмеження можуть бути пов'язані з нерівномірністю деформування і руйнуванням крайок фланця. При необхідності отримання тонких фланців (товщиною до 5 мм і діаметром $D=50$ мм і більше) доцільно поєднання видавлювання з остаточної формуванням (схеми а і б) на вертикальних пресах підвищеної жорсткості або на сферодвіжних установках [470].

Способи комбінованого радіально-зворотного (варіант 2) і прямого видавлювання на контрпуансоні (варіант 3) займають діаметрально протилежне місце з точки зору потрібних робочих навантажень. Комбіноване радіально-зворотне видавлювання відрізняється меншою енергоємністю процесу. До обмежень можна віднести: недостатню деформовність металу ($D < 2,6$), недостатньо висока якість поверхні торця фланця і бічних поверхонь втулки. При прямому видавлюванні ступінь деформації обмежується високими

навантаженнями на інструмент. Тому третій варіант може бути рекомендований лише для матеріалів з низьким опором деформації.

При отриманні деталей з масивними фланцями комбінованого видавлювання може передувати радіальне видавлювання (варіант 4), що забезпечує набір необхідного обсягу фланця. Отримання напівфабрикатів у вигляді втулок (варіант 5) методом поздовжнього прямого або зворотного видавлювання і подальше видавлювання або висадка фланця дозволить виготовити деталі з отвором в донній частині.

Заключна операція висадки сприяє розгонки металу і оформлення фланців із зовнішнім діаметром, що перевищує діаметр стрижневий частини в 3-4 рази. Інтерес представляє безвідходний спосіб отримання гладких втулок методом наскрізної прошивки (варіант 6). З таких напівфабрикатів можна отримати втулки з фланцем на зовнішньої або внутрішньої поверхні шляхом висадки або суміщеного радіального видавлювання. Особливим методом формоутворення фланців є і спосіб холодної торцевої розкочування фланців. Для отримання масивних фланців рекомендується виконати попередній набір металу під фланець, що дозволяє віднести до перспективних процеси, засновані на поєднанні видавлювання зі схемою розкочування.

Для даної деталі був обраний варіант 2 комбінованого радіально-зворотного видавлювання і проведено економічне обґрунтування процесу холодного видавлювання порівнянням (за обсягом витрачається матеріалу для отримання готової деталі і вартості вихідної заготовки) базових варіантів технологічних процесів отримання деталей механічною обробкою і об'ємним штампуванням на пресах (табл. 8.1).

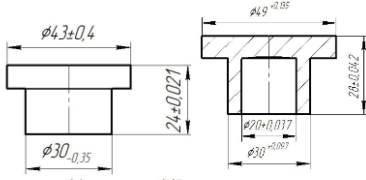
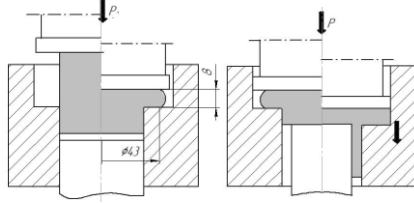
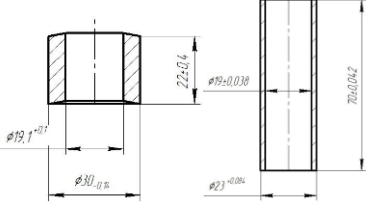
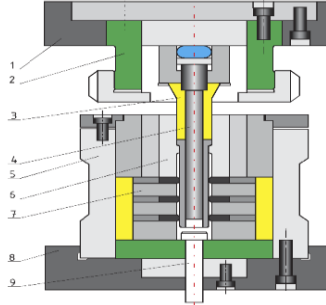
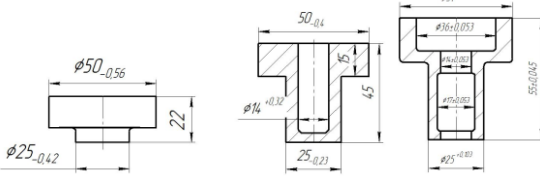
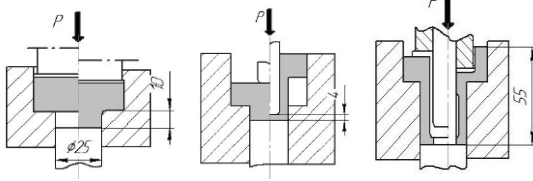
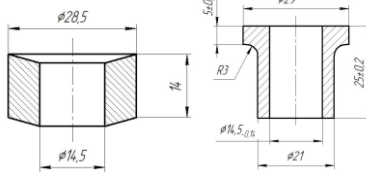
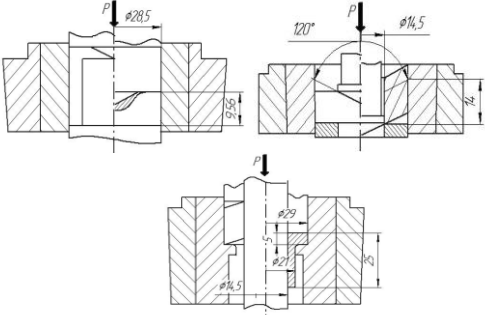
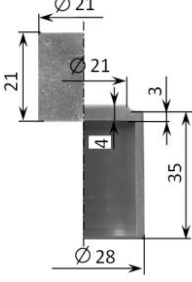
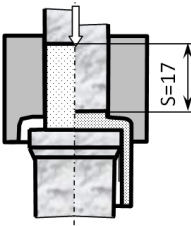
Аналогічно розроблені і інші технології і штампи для деталей з номенклатури підприємств (див. табл. 8.1). За результатами теоретичних і експериментальних досліджень процесу видавлювання порожнистих деталей з фланцем і по встановленим режимам видавлювання, розроблені методичні рекомендації, технології та штампи для видавлювання деталей з фланцем з номенклатури промислових підприємств.

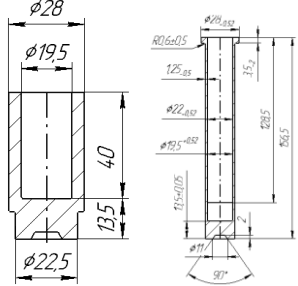
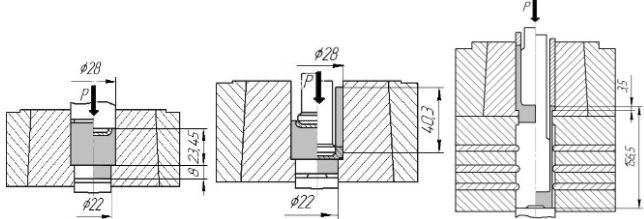
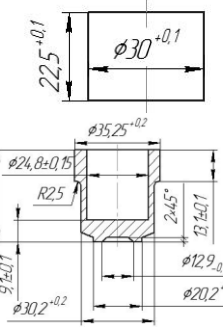
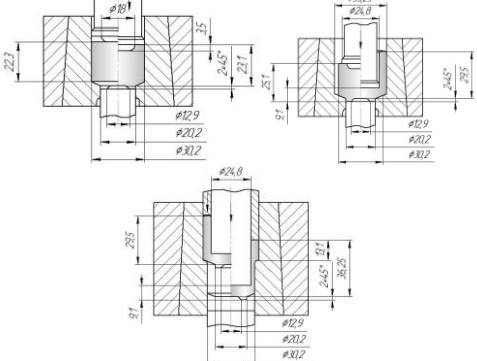
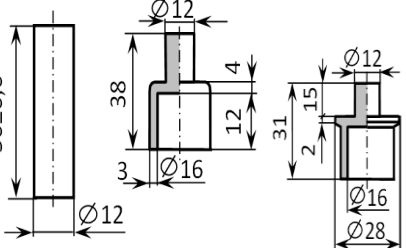
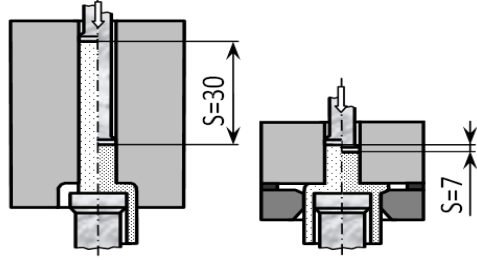
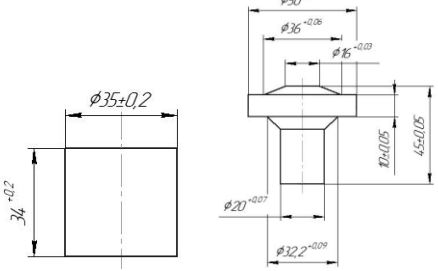
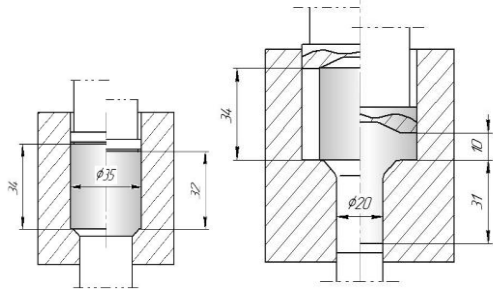
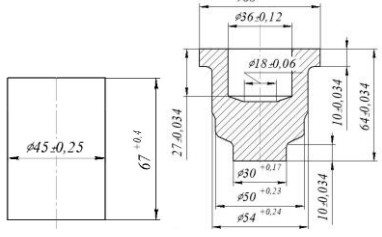
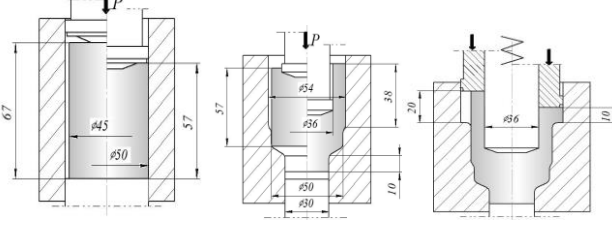
8.3.2 Комбіноване об'ємне деформування великогабаритних заготовок

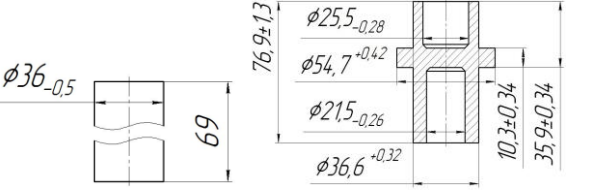
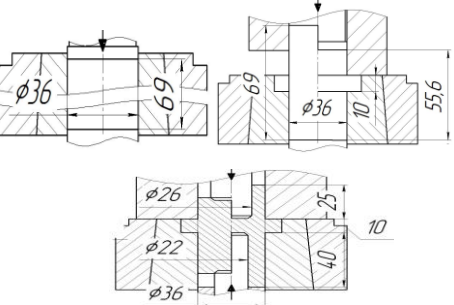
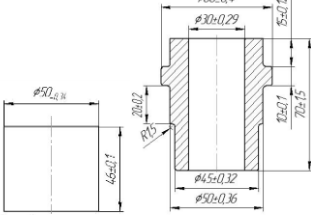
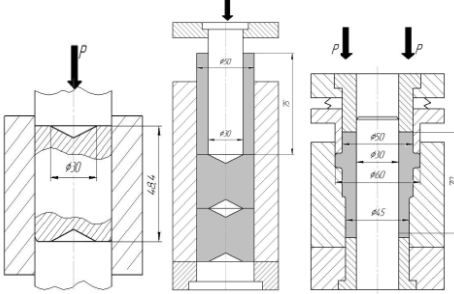
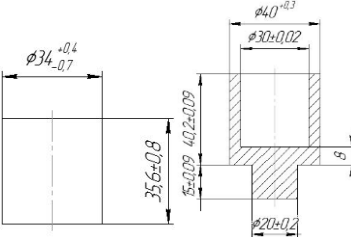
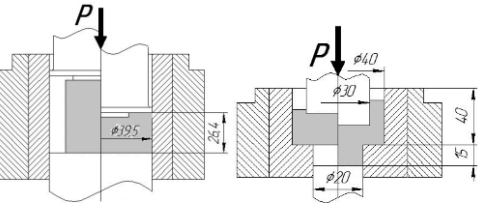
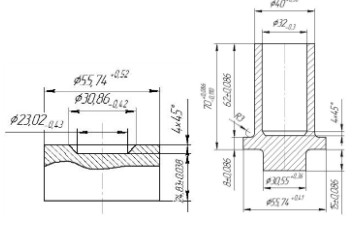
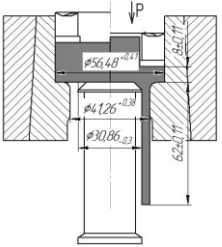
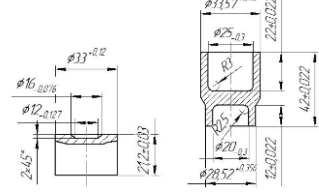
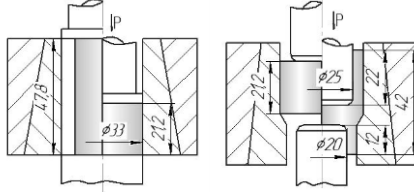
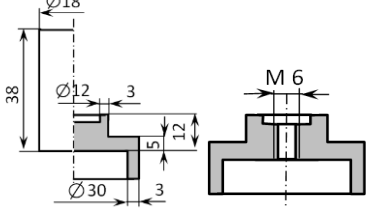
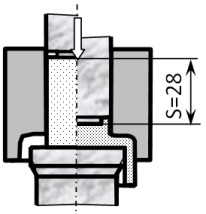
При розробці процесів об'ємного деформування великогабаритних заготовок типу валів і гільз (стаканів) відповідального призначення використані результати досліджень, виконаних в п. 7.4. Розробки виконані спільно з Жбанковим Я. Г. та фахівцями промислових підприємств [75, 461-464].

Ескіз поковки наведені на рис. 8.23. Використовуючи результати дослідження процесів деформування великих заготовок типу валів (див. п. 7.4) приймаємо, що найбільш доцільною для виробництва високоякісних виробів є кування заготовки через пластину з проміжним профільованням ступінчастими бойками. Технологія в цілому буде припускати ковку злитка стандартним інструментом по стандартному термомеханічної режиму на заключному етапі, але попередня підготовка заготовки буде проводитися спеціальним оснащенням [74, 75, 462, 463]. Відмінність нового процесу полягає в тому, що після отримання напівфабрикату у вигляді валу з прямокутним перетином здійснюється його профілювання ступінчастими бойками (рис. 8.23, б). Для найбільшої деформаційного опрацювання заготовки профілювання повинно здійснюватись бойком з кутом скоса сходинки $\alpha = 15^\circ \dots 45^\circ$; відносна величина подачі заготовки повинна бути дорівнює $f / H = 0,5 \dots 1,0$, відносний зазор між бойками $z / H = -0,15 \dots -0,3$, відносна висота сходинки бойка (відносне обтиснення) $h / H = 0,1 \dots 0,2$, відносні розміри заготовки $B / H = 1,5 \dots 2,0$. Запропонований спосіб комбінованого деформування з проміжним профільованням ступінчастими бойками знайшов застосування для виготовлення поковки «ротор» (див. рис. 8.23). Заготовки для великогабаритних стаканів (плунжерів) отримують за традиційною схемою - куванні труби з буртом і заковка отриманого бурту. Більш ефективною схемою виробництва подібних виробів є ковальська прошивка з роздачею (див. рис. 1.9) з послідовним протяганням (рис. 8.24). Розроблені технології передані для освоєння на ПАТ «Енергомашспецсталь» та ПАТ НКМЗ (додаток Л).

Таблиця 8.1 – Технологічні процеси комбінованого видавлювання

	Ескіз заготовки (полуфабриката, виробу)	Схема видавлювання
1	<p style="text-align: center;">2</p>  <p style="text-align: center;">Матеріал М3 сила видавлювання 405 кН</p>	<p style="text-align: center;">3</p> 
2	 <p style="text-align: center;">Матеріал Л63 сила видавлювання 595 кН</p>	
3	 <p style="text-align: center;">Матеріал АД33М сила зворотного видавлювання 170 кН сила прорідки 114 кН сила зворотного видавлювання 560,4 кН</p>	
4	 <p style="text-align: center;">Матеріал Сталь 15Х ГОСТ 4543-71 Сила видавлювання 4,90 кН</p>	
5	<p style="text-align: center;">АД1</p> 	

1	2	3
6	 <p>Матеріал Ст 15 Сила видавлювання 340 кН</p>	
7	 <p>М1 ГОСТ 859-01</p>	
8	 <p>АД31</p>	
9	 <p>Матеріал сталь 10</p>	
10	 <p>Матеріал АМГ2</p>	

1	2	3
11	 <p>Material АД33М</p>	
12	 <p>Material АМцМ(1)</p>	
13		
14	 <p>Material АМц</p>	
15	 <p>Material М1</p>	
16	 <p>Л63</p>	

8.4. Розробка штампів для видавлювання в роз'ємних матрицях

Штампи для комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання містять такі ж робочі частини, що і звичайні штампи для поздовжнього видавлювання: пуансон, матрицю, вузли напрямки, знімання і виштовхування, а також блок штампа, що включає взаємопов'язані напрямними вузлами опорні плити, до яких прикріплені опори і власники змінного інструменту. Головна відмінність полягає в тому, що матриці виконані роз'ємними і штампи забезпечені вузлами затиску (замикання), призначеними для виконання нової функції затиску півматріц, що утворюють при змиканні приймальню поперечну порожнину. Функціональний аналіз штампів і вузлів затиску показує можливість генерування безлічі варіантів їх конструктивного виконання [246, 258, 325-326]. Перш за все, необхідно реалізувати безліч кінематичних варіантів видавлювання в штампах з роз'ємними і рухливими матрицями [209, 322].

На рис.8.25 представлена класифікація штампів з роз'ємними матрицями. Вона дає загальне уявлення про класифікаційних ознаках штампів і дозволяє проводити аналіз конструкцій штампів [322, 328].

Основні обмеження у використанні штампів з роз'ємними матрицями пов'язані з труднощами одночасного забезпечення затиску півматріц і їх розкриття при зворотному ході повзуна преса. Тому крім відомих вимог до штампів (надійність, довговічність, простота налагодження, висока продуктивність), штампи з роз'ємними матрицями повинні забезпечувати щільне стиснення півматріц на всьому протязі деформування і швидке і вільне розмикання при зворотному ході.

Ознаки стиснення і замикання півматріц ділять все різноманіття штампів на штампи з пружинним, гідравлічним (пневматичним), механічним вузлом затиску, а також без вузла, що забезпечує затиску. За принципом дії штампи з роз'ємними матрицями можуть бути розділені на 4 групи: штампи, в яких сила затиску півматріц повідомляється пресом, створюється спеціальним приводом, створюється і замикається в штампі або регулюється мимовільно (див. рис.

1.30) [325, 328]. З точки зору зниження енерговитрат кращі схеми з механічними замикаючими елементами [209, 322, 329].

З безлічі існуючих і можливих конструктивних схем штампів з роз'ємними матрицями в огляді [329] виділені окремі групи штампів, що відрізняються становищем рознімної матриці (верхнє або нижнє) і площині роз'єму (поздовжнє або поперечнє), кількістю площин роз'єму, що реалізовується кінематичною схемою і, відповідно, ступенем рухливості матриці.

Найпростіші компоновальні схеми 1 (рис. 8.26) містять підпружинену до рухомої частини штампа півматрицю, яка знаходиться в нерухомому стані в процесі видавлювання. Гідність штампів, в яких замикання поперечно-рознімної матриці здійснюється механічними вузлами (скобами, важелями і т.д.) складається в замиканні сил розкриття в штамповому блоці без їх передачі на повзун преса. Недолік - в труднощі налагодження і забезпечення швидкого розкриття матриць по завершенню видавлювання.

Особливістю схем 2 штампів є можливість реалізації нового способу поперечного видавлювання з двосторонньої подачею в рухомий матриці [258, 329]. Використання рухливих матриць для регулювання кінематики течії більш переважно, тому що уможливорює видавлювання по новим способам деформування і без залучення спеціального устаткування. Схеми штампів 3 і 4 (див. рис. 8.26) відрізняються тим, що передбачають видавлювання в радіальну порожнину змінної висоти. Компоновальні схема 4 характеризується поетапними збільшенням висоти поперечної порожнини за допомогою клинових повзусек, систем важелів або штовхачів [329, 263].

Експериментальні дослідження силового режиму поперечного видавлювання дозволили встановити, що максимальні сили розпору матриць виникають після зняття навантаження на інструмент (в початковий момент зворотного ходу повзуна).



Рис.8.25 – Класифікація штампів с роз'ємними матрицями

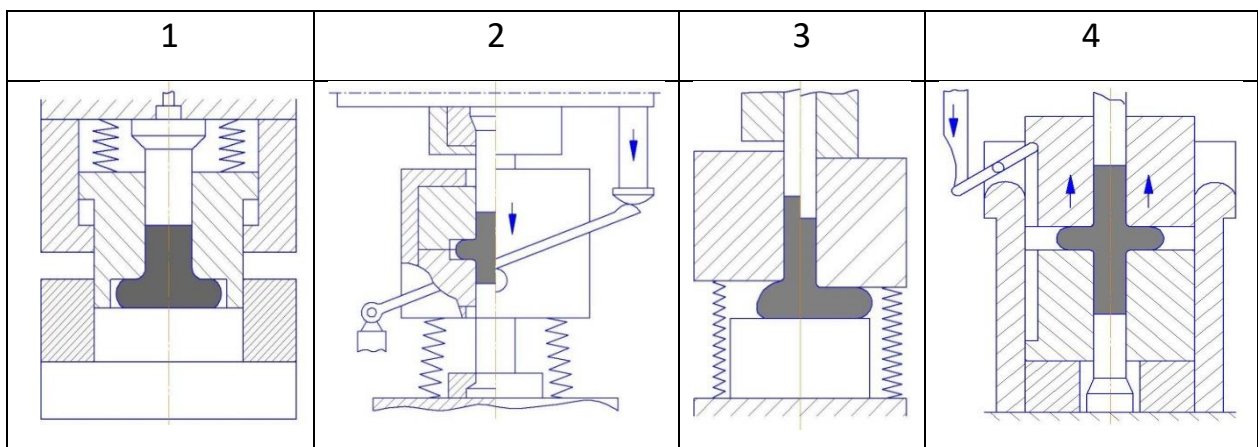


Рис. 8.26 – Типові схеми компоновки штампів с роз'ємними матрицями

Ця особливість призводить до ненадійної роботи штампів з механічним замиканням матриць, так як вимагає значних сил для розкриття затискних пристроїв і супроводжується заклинюванням цих пристроїв. Концептуальним рішенням проблеми усунення впливу сил розпору на надійність роботи вузлів затиску може служити схеми деформування і конструкції штампів, представлені на рис. 8.27 і 8.28 [209, 322, 328, 467, 329]. Особливість цих штампів в тому, що на заключній стадії видавлювання здійснюється додаткове кінематичне і силовий вплив - «підсадка» фланця зближенням половинок рознімною матриці (розставлених під дією зусилля розпору на величину Z). При цьому точність висотних розмірів відштампованих деталей забезпечується вже не за рахунок запобігання розкриття півматриць, а за рахунок підсадки, що одночасно є і калібруванням.

Здійснення технологічного прийому підсадки може проводитися за наступними варіантами (рис. 8.27):

- за схемою висадки, коли пуансон разом з півматрицею виконують прийом за рахунок опаді металу в зоні фланця (схема а);
- сумісно з робочим ходом пуансона - за схемою видавлювання плюс висадка, коли пуансон рухається разом з матрицею зі швидкістю, відмінною від швидкості матриці (схема б);
- зі зняттям навантаження з пуансона, тобто контурної осадкою (схема в).

Штамп для видавлювання з підсадки стрижневих деталей з фланцем (див. рис. 8.28) складається з верхньої та нижньої плит, з'єднаних за допомогою пар колонка-втулка. При робочому ході, півматриця починає рухатися вниз стискаючи пружини і при цьому пуансоном 3 виробляється радіальне видавлювання в конічну звужується порожнину і формується фланець. На заключній стадії процесу, коли півматриця досягає обмежувача, її переміщення припиняється і здійснюється підсадка видавленого фланця за допомогою пуансон-матриці 2. Застосування даного штампа дозволило виключити два технологічних переходу і знизити тим самим собівартість деталей.

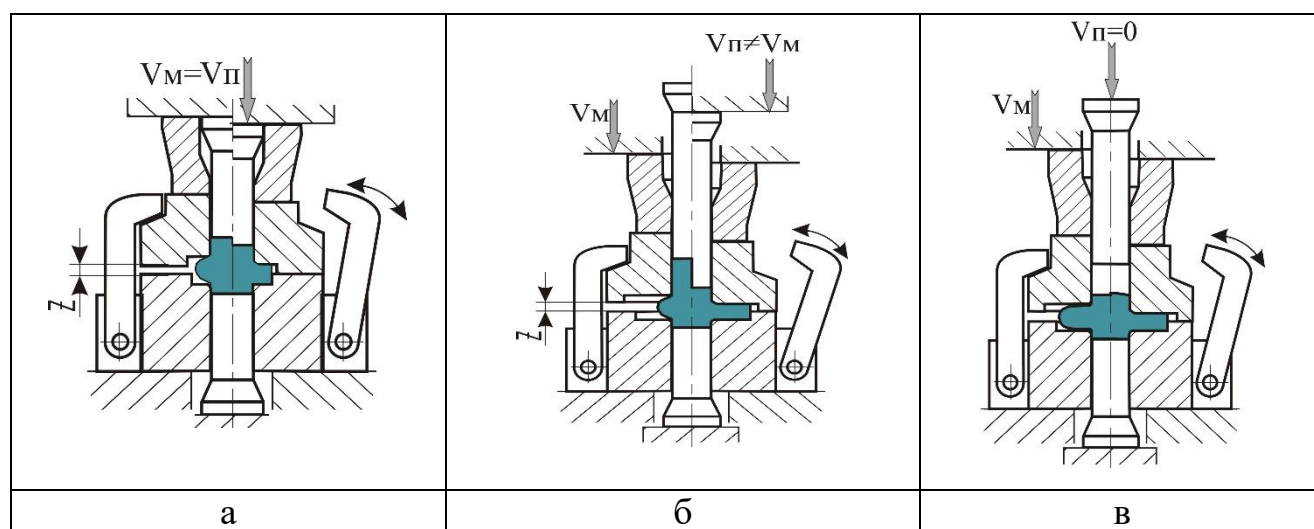


Рис. 8.27 – Варіанти виконання способів «підсадки» фланцю

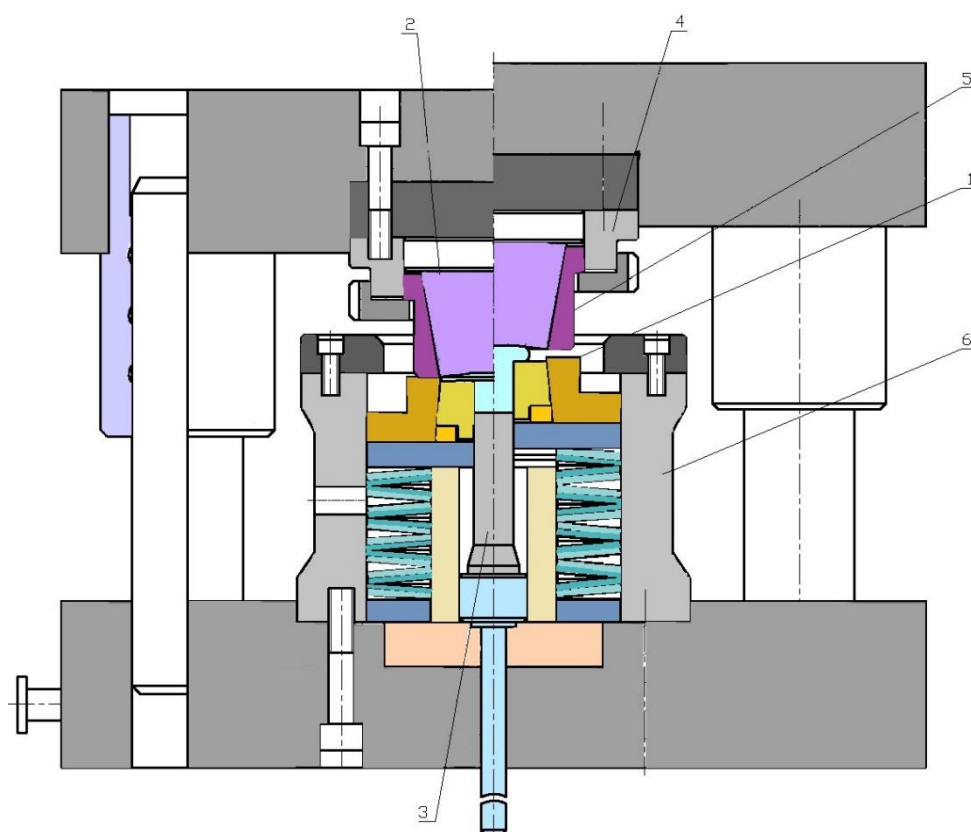


Рис. 8.28 – Штамп для комбінованого видавлювання-висадки деталей с фланцем

Для виготовлення деталі «болт спеціальний» розроблена і апробована у виробничих умовах Дружківського заводу металевих виробів (ДЗМВ) технологічне оснащення для холодно-відсаджувального автомата з роз'ємними матрицями і підсадки фланця, наведена (рис. 8.29). Дослідна перевірка способів видавлювання з підсадки в умовах ДМЗ показала перевага застосування схем радіального видавлювання з підсадки при штампуванні на холодно-відсаджувальних автоматах стрижневих деталей з фланцем і підвищення продуктивності за рахунок зменшення кількості переходів.

Пристрій для процесу комбінованого видавлювання-пробивки кілець з багатоштучних пруткових заготовок (див. п. 7.3) розроблена у вигляді гідроустановки, яка містить пуансон і дві роз'ємні півматриці, закріплені на рухомих поперечках з автономними приводами, а також цанговий механізм затиску прутка (рис. 8.30) [343, 460].

Установка працює в такий спосіб. У вихідному положенні всі механізми розташовані як показано на рис. 8.30, а. Плунжер гідроциліндра 4 з пуансоном 12 і поперечина 6 з півматрицею 14 знаходяться в крайніх лівих положеннях, а поперечки 7 з півматрицею 15 і 8 з цангою 16 - в крайніх правих. Після подачі прутка немірної довжини 17 через отвори в поперечках 8 і 3, цанзі 16 і пуансон-матриці 13 до упору в пуансон 12, поперечина 8 від штоків гідроциліндрів 11 переміщається вліво. Цанга 16 входить в конічний отвір задньої поперечки 3 і затискає пруток 17 позбавляючи його, таким чином, можливості осьового переміщення. Від плунжера гідроциліндра 4, розміщеного в плиті 2 починає рухатися пуансон 12 і виробляти поперечне видавлювання металу в поперечну порожнину. Після досягнення деформуючим торцем пуансона площині стику напівматриць 14 і 15 починається закрита прошивка видавленого фланця на прутки 17. Цанга 16 виходить з конічного отвору в задній поперечині 3 і звільняє пруток 17, а рухомий пуансон 12 переміщує пруток 17 у напрямку свого руху, виробляючи тим самим відділення кільця, утвореного в поперечній порожнині, від прутка.

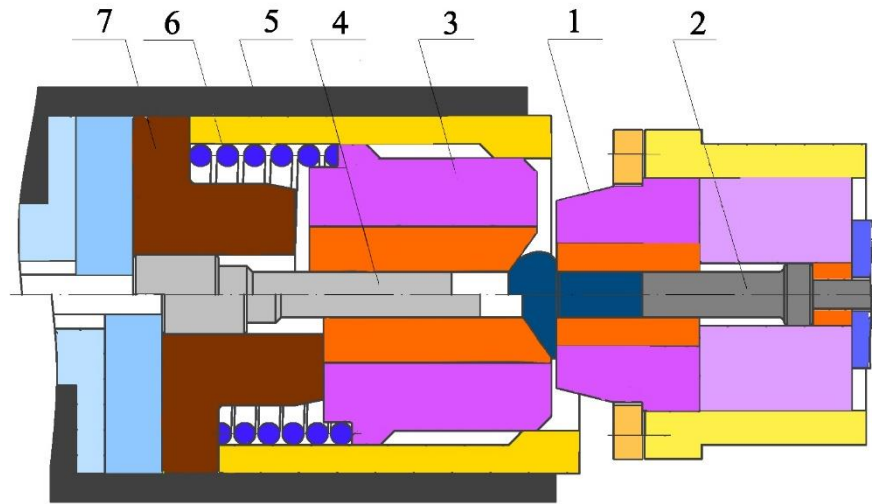


Рис. 8.29 – Схема налагодження холодно-відсаджувального автомата для видавлювання с підсадкою деталі «болт спеціальний»

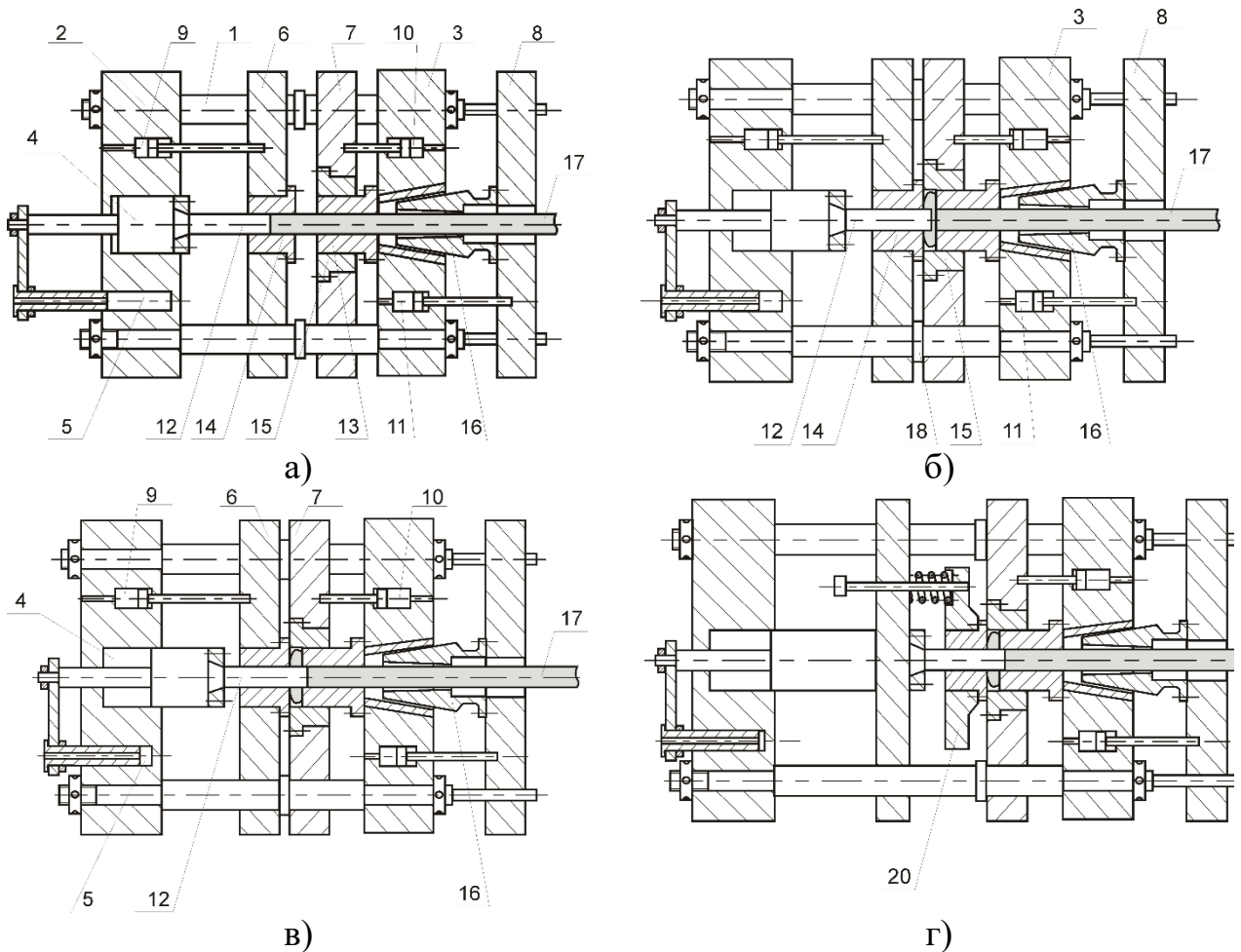


Рис. 8.30 – Схема роботи гідроустаткування для комбінованого видавлювання – пробивання деталей типу кілець

Таким чином, запропонований гідропрес дозволяє виготовляти деталі типу кілець з дроту немірної довжини в автоматичному режимі, що зумовлює низьку собівартість виробу і високу продуктивність праці.

Для наскрізний закритою прошивки і видавлювання втулок розроблені різні за ступенем складності і автоматизації варіанти конструкцій штампів (рис. 8.31). Для вирівнювання деформацій і усунення утяжин втулки, отримані наскрізний прошивкою доцільно піддати прямому видавлюванню (див. табл. 8.1, №5), наприклад, в штампі з шиберною подачею (рис. 8.32).

Для комбінованого радіально-зворотного видавлювання деталей типу «стакан з фланцем» (див. табл. 8.2, № 4) розроблений штамп з пружинним затискним пристроєм (рис. 8.33), в якому передбачена можливість переналагодження на виготовлення типових деталей з фланцем і для калібрування вихідних заготовок.

Для радіально-прямого послідовного видавлювання штампи відрізняються більшою складністю, що обумовлено подовженням виготовлених деталей [444, 469]. (рис. 8.34, 8.35, 8.36).

Аналогічно для реалізації нових способів, описаних в п. 8.2 розроблені конструкції ряду штампа з роз'ємними матрицями для холодного видавлювання деталей з фланцями. Вони розроблені спільно з аспірантами кафедри ОМТ ДДМА і детально описані в кандидатських дисертаціях Грудкіної Н.С., Мартинова С.В., виконаних під наукової консультацією автора [234, 421]. На конструкції ряду штампів отримані також патенти України (№№ 48901, 51884, 64958, 65528, 76204, 79736, 104517) та їх опис в дисертації не наводиться через недостатність обсягу.

Розроблені технологічні рекомендації, процеси і креслення оснащення для видавлювання деталей передані для промислового освоєння на АТ «Мотор Січ» і ПрАТ ДЗМВ. Ефективність нових технологій забезпечується за рахунок зниження матеріаломісткості і трудомісткості виробництва, розширення номенклатури деталей, підвищення якості деталей і надійності технологічного оснащення (див. додаток Л).

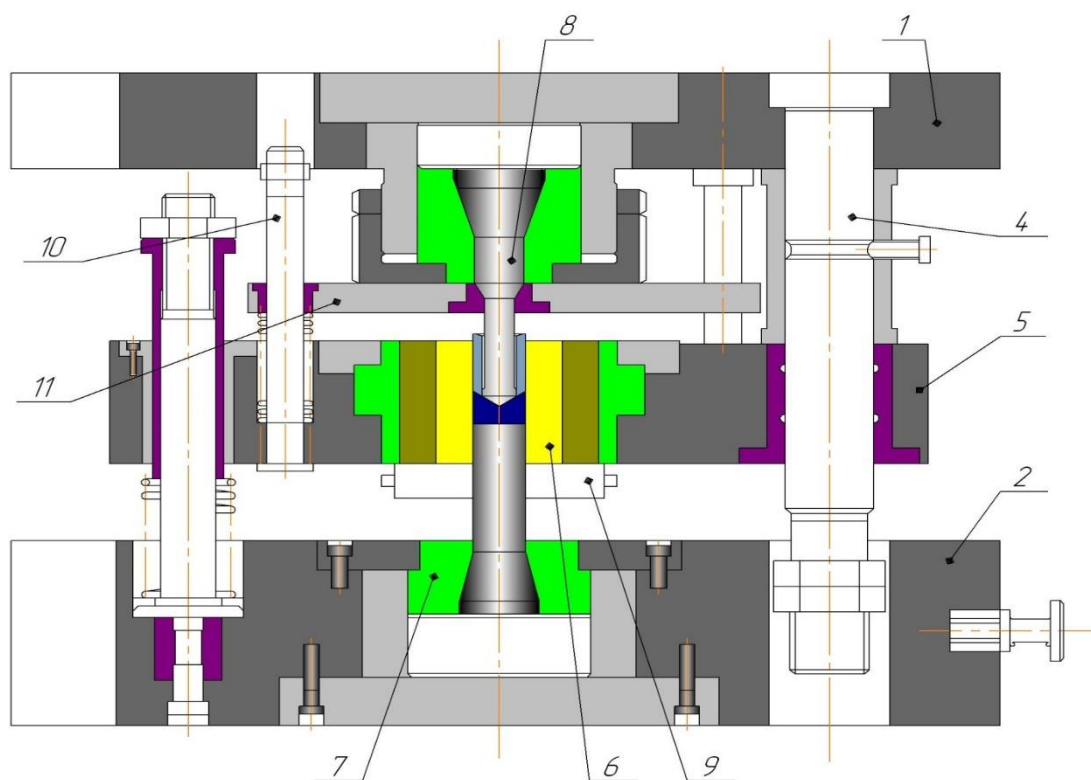


Рис. 8.31 – Штамп для наскрізного прошивання деталей типу втулки

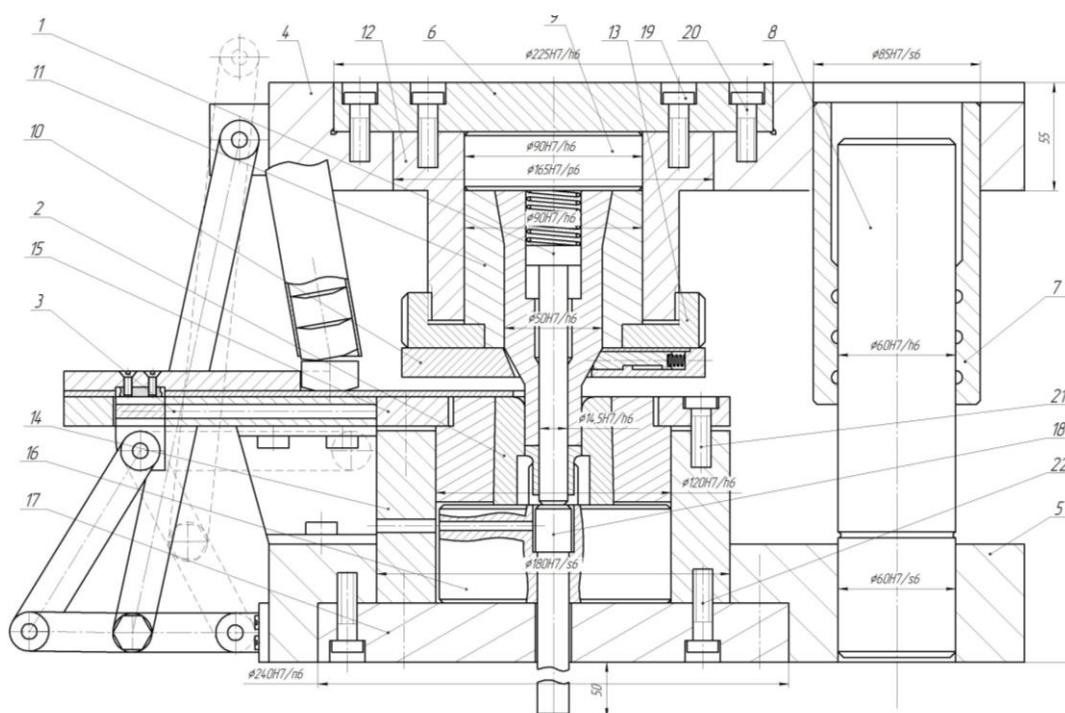


Рис. 8.32 – Штамп с шибрною подачею для видавлювання порожнистих деталей типу втулок

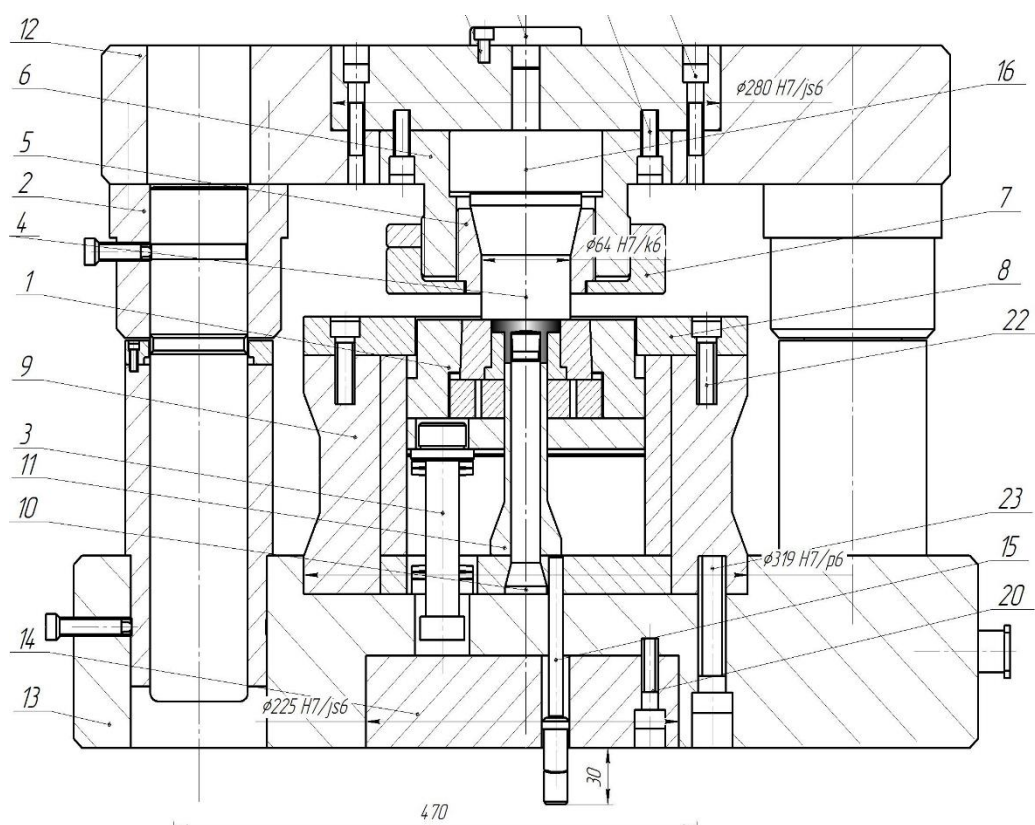


Рис. 8.33 – Штамп для комбінованого видавлювання

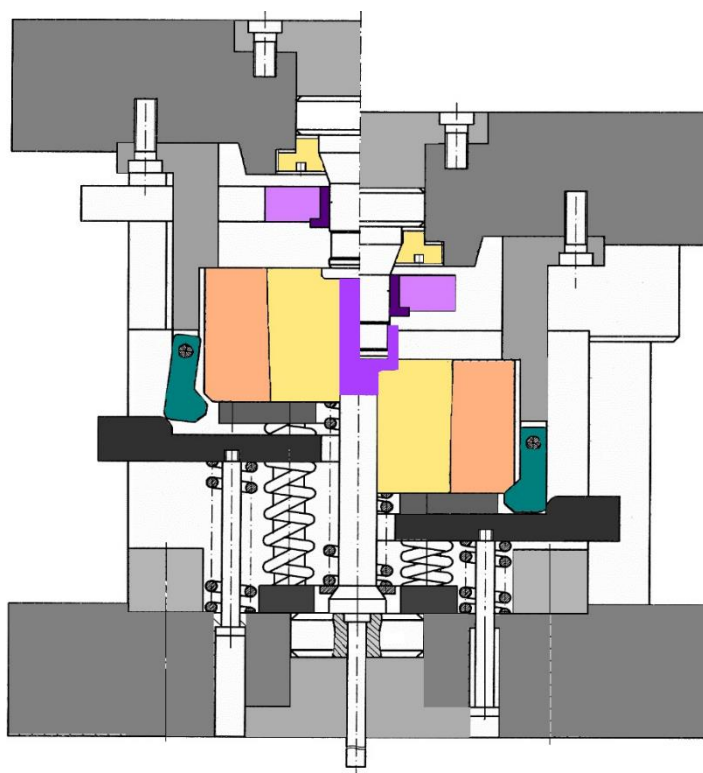


Рис. 8.34 – Штамп для комбінованого радіально-прямого видавлювання з рухливою матрицею

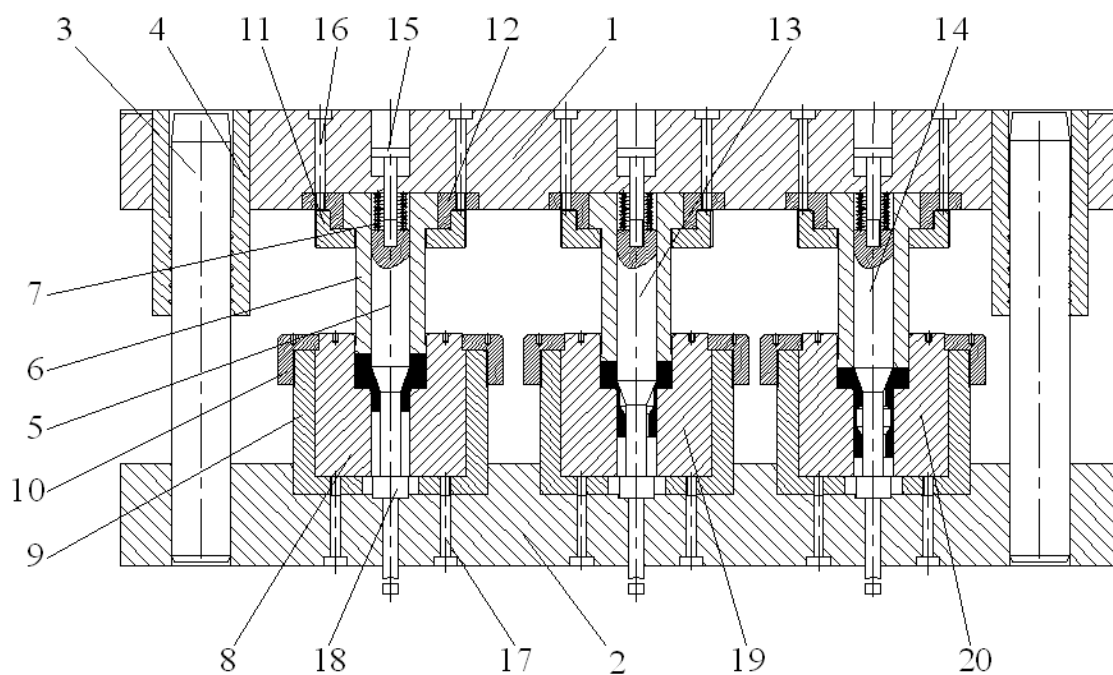


Рис. 8.35 – Багатопозиційний штамп для комбінованого радіально-прямого видавлювання деталей

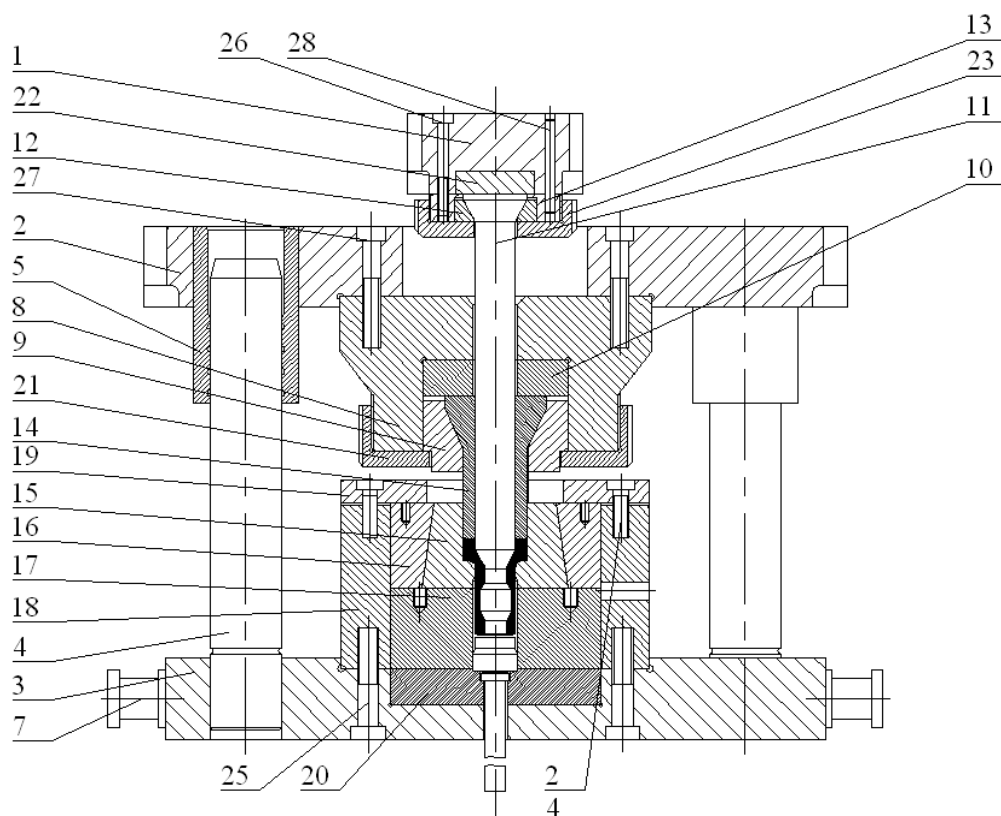


Рис. 8.36 – Штамп для комбінованого видавлювання порожнистих деталей с перемінною товщиною стінки

Розроблене програмне забезпечення для розрахунку силових параметрів процесів холодного видавлювання деталей з фланцем в роз'ємних матрицях і результати досліджень використовуються в навчальному процесі на кафедрі «Обробка металів тиском» ДДМА в розділах лекційних курсів в рамках викладання наступних спеціальних дисциплін: «Технологія ковальсько-штампувального виробництва. Холодне об'ємне штампування», «Теорія процесів кування і штампування», «Основи наукових досліджень», а також при виконанні курсових і дипломних проектів студентами і магістрами спеціальності «Металургія: Обробка металів тиском» (див. додаток Л).

Висновки

1. Розроблено методику проектування технологічних процесів видавлювання в роз'ємних матрицях, спрямована на підвищення стабільності технологічних процесів і штамів видавлювання; технологічні рекомендації та розрахункові програми для розрахунку процесів видавлювання в роз'ємних матрицях, спрямовані на підвищення точності і скорочення термінів проектних робіт.

3. Запропоновано нові способи видавлювання з прийомом підсадки, що дозволяють розширити технологічні можливості процесів точної штампування, підвищити точність розмірів штампованих деталей за рахунок підвищення стабільності роботи штампів і зміни способів експлуатації штампового оснащення.

4. Практичне додаток результатів досліджень здійснено у вигляді розроблених технологічних рекомендацій, технологічних процесів і штампів комбінованого і поперечного видавлювання, а також об'ємного деформування великих заготовок з номенклатури підприємств важкого машинобудування.

5. Розроблено класифікації штампів з роз'ємними матрицями, їх затискних вузлів, вбудованих в штамп для здійснення технологічного прийому підсадки, що дозволяють оптимізувати процес конструювання штампів,

спростити конструкцію штампа, скоротити час проектування, оцінити технологічні можливості і конструктивні особливості штампів з роз'ємними матрицями, а також службовці базою даних про конструкції і обмеження при автоматизованому проектуванні технологічних процесів і оснащення.

6. Ефективність нових технологій комбінованого холодного видавлювання прецизійних деталей і комбінованого деформування великогабаритних заготовок досягнута за рахунок зниження технологічних переходів і підвищення точності і якості заготовок і деталей. Апробація і впровадження нових конструкторських і технологічних розробок підтвердила доцільність освоєння нових технологій комбінованої обробки тиском. Отримано акти про результати апробації та впровадження технологічних рекомендацій, методик розрахунку і проектування, а також процесів і оснащення точної об'ємного штампування і деформування заготовок.

7. Методи досліджень, отримані результати у вигляді розрахункових методик і проектних рекомендацій, а також дослідні установки для дослідження технологічних режимів процесів точного об'ємного деформування навчальному процесі використовується в науково-дослідницькій практиці та навчальному процесі кафедри ОМТ ДДМА.

Результати досліджень та конструкторсько-технологічних розробок відображені в опублікованих роботах [75, 353, 355, 361,362, 369, 444, 445, 457, 459, 462, 463, 466, 469-476].

ВИСНОВКИ

У дисертаційній роботі вирішена важлива науково-технічна проблема підвищення ефективності процесів об'ємного пластичного формоутворення на базі розвитку наукових основ і вдосконалення технологічних способів і режимів комбінованого деформування.

1. На підставі проведеного літературного аналізу встановлено шляхи і проблеми розвитку процесів об'ємного пластичного формоутворення заготовок і точного штампування деталей. Визначено основні напрями вдосконалення даної галузі обробки тиском, які полягають у створенні нових способів, що базуються на комбінованих методах обробки, застосуванні нових методик проектування процесів, заснованих на нових і вдосконалених методах моделювання, в тому числі, на методах прогнозування закономірностей формоутворення і деформівності матеріалів. На основі комбінаторного методу і методу розробки морфологічних карт розширена сфера пошуку та запропоновано нові схеми комбінованого деформування.

2. Встановлено можливості і властивості розроблених кінематичних модулів нових конфігурацій, що моделюють течію металу в умовах об'ємного і плоского деформованого стану. Проаналізовано такі їх властивості, як універсальність, пристосовність, здатність до використання рішень, отриманих в одних умовах, при зміні напрямків навантаження і витікання, що сприяло подальшому розвитку методу кінематичних модулів для аналізу процесів пластичного деформування на основі балансу енергетичних витрат на кінематично можливих швидкостях переміщень. Співставленні різні кінематичні модулі і встановлено перевагу трикутних модулів з криволінійними сторонами для процесів видавлювання металу к осі симетрії і трапецеїдальних модулів при витіканні від осі симетрії.

3. Визначено на основі аналізу експериментальних даних проведених в камері високого тиску на зразках, що піддаються спільному крученню з розтягуванням, що основний вплив на накопичення пошкоджень і їх заліковування надає не тільки схема напружено-деформованого стану та рівень деформації, але і швидкість зміни показників напруженого стану, тобто похідна шляху деформування по накопиченої інтенсивності деформацій. Результати досліджень впливу на пластичність металів 3-го інваріанту тензора напружень

дозволили встановити межі застосовності феноменологічних критеріїв деформовності без руйнування в залежності від інтервалу значень другої похідної від показника напруженого стану. Для шляхів деформування з великою кривиною на величину граничних деформацій помітний вплив здійснюють перша і друга похідні від показників напруженого стану. Ці похідні для сталей різних марок істотно впливають на величину коефіцієнта, що враховує історію деформування. Максимальне значення цей коефіцієнт досягає при $\frac{d\eta}{de_u} > 3,0$.

4. Отримав подальший розвиток метод розрахунку технологічної деформовності металу, що дозволяє прогнозувати граничне формозмінення заготовки в процесах поетапного деформування за допомогою урахування ефекту відновлення пластичності холоднодеформована металу при використанні проміжних відпалів. Метод поширений також на процеси гарячого пластичного деформування для прогнозування ефекту відновлення пластичності металу в технологічних паузах, що дозволило розробити режими підвищення в 1,3-1,6 рази граничної ступеня формозміни заготовок в складних умовах деформування.

5. Встановлено області раціонального застосування розрахункових схем, що містять кінематичні модулі з прямолінійними і криволінійними межами, із залученням прийомів отримання верхніх оцінок потужності сил деформування без використання процедур лінеаризації інтенсивності швидкостей деформації, що дозволяє більш повно відобразити характер зміни швидкостей одночасного видавлювання металу в декількох напрямках. Розроблено на основі вдосконалених трапецеїдальних, трикутних і криволінійних кінематичних модулів комплекс залежностей для розрахунку силового режиму деформування і поетапного збільшення розмірів деталей в залежності від технологічних параметрів процесів осесиметричного суміщеного радіально-поздовжнього видавлювання порожнистих і суцільних деталей з фланцем і осьовим відростком. При цьому уточнення верхньограничних оцінок для силових параметрів досягає до 40%, а в прогнозуванні параметрів формозміни - до 60%.

6. На основі проведених експериментальних і теоретичних досліджень холодного комбінованого видавлювання деталей з фланцем встановлені зони з граничним вичерпанням ресурсу пластичності на зовнішній поверхні і на

поверхні розділу течії, уточнені обмеження і можливості процесу формозміни заготовок з різних матеріалів при суміщеному радіально-поздовжньому видавлюванні порожнистих деталей типу «стакан з фланцем» і стрижневих деталей з фланцем і відростком і запропоновані способи підвищення граничної ступеня формозмінення осесиметричних заготовок шляхом додатка протитиску, поділу осередків деформації, комбінування видавлювання з висадкою та ін.

7. Визначено енергетичним методом, що найбільший вплив на наведене тиск радіально-прямого видавлювання з роздачею порожнистих деталей надають відносні товщина стінки, товщина дна стакану і умови контактного тертя. При зменшенні значень безрозмірного параметра, що характеризує товщину стінки, від 0,6 до 0,2 відбувається збільшення величини приведенного тиску на 40% через підвищення ступеня деформації в зоні розвороту течії металу з радіального напрямку на пряме. Експериментальний аналіз і МСЕ-моделювання впливу параметрів деталі на силовий режим процесу радіально-прямого видавлювання і ступінь накопиченої деформації підтвердили адекватність результатів розрахунків по енергетичній моделі. Найбільше перевищення розрахункових значень сил деформування над експериментальними даними склало для заготовок з алюмінієвих сплавів 11%.

8. Встановлено шляхом зіставлення силового режиму виготовлення порожнистих виробів типу стакану в процесах зворотного, прямого, прямого - «безматричного», радіально-прямого з роздачею (і його різновидів) видавлювання, що в процесі радіально-прямого видавлювання з роздачею сила деформування може бути знижена в кілька разів у порівнянні зі зворотним і прямим видавлюванням. Для способу прямого видавлювання з роздачею визначені оптимальні для опрацювання металу кути матриці, рівні 25° - 30° . Для зниження нерівномірності деформованого стану запропоновано зворотне видавлювання (або наскрізну прошивку) доповнити прямим видавлюванням полого напівфабрикату, перевернутого на 180° . Результати дослідження силового режиму дозволили запропонувати новий спосіб експлуатації пуансона, як найбільш навантаженого при зворотному видавлюванні інструменту, за яким не допускається витягування пуансона з видавленої деталі до моменту їх спільного видалення з порожнини матриці.

9. Встановлено енергетичним методом верхньої оцінки і МСЕ режими видавлювання і оптимальні значення кута нахилу твірної конусної оправки ($\beta = 46-52^\circ$), при яких приведений тиск процесу радіально-прямого видавлювання з обтисненням мінімальний. Тиск деформування при послідовному комбінованому видавлюванні вище тисків радіального (доцентрового) видавлювання в 1,5-2,1 рази залежно від величини зазору для прямої течії металу. Процес ефективний для профілювання внутрішньої поверхні трубчастих деталей за рахунок зміни зазорів між рухомою оправкою і матрицею, а також профілюванням самої оправки.

10. Розширено уявлення про закономірності процесів комбінованого деформування, що дозволили розробити нові способи формоутворення і маловідходного видавлювання деталей: напівбезперервне видавлювання порожнистих деталей типу кілець і втулок зі змінною товщиною стінки з багатоштучної заготовки; видавлювання деталей з попередженням дефектів за допомогою заготовок спеціальної форми; комбіноване деформування із зсувом; видавлювання порожнистих деталей з потовщеннями на зовнішній поверхні; комбіноване видавлювання складнопрофільованих деталей; видавлювання фланців з протитиском та ін. Розроблено і запатентовано пристрої для способів деформування в рухомих і роз'ємних матрицях, а також для дослідження умов деформування і вимірювання сил контактного тертя.

11. Розроблено технологічні рекомендації з проектування процесів комбінованого деформування з розглядом основних етапів розробки процесів на основі створеної бази розрахункових моделей. Запропоновано нові способи і оснащення комбінованого деформування великих заготовок і прецизійних деталей. Методики і результати теоретичних і експериментальних досліджень використовуються в навчальному процесі і в науково-дослідних роботах академії. Методичні матеріали, рекомендації з проектування технологічних процесів комбінованої обробки великих заготовок, процеси і штампове оснащення передані для освоєння на промислові підприємства. Впровадження розробок дозволило підвищити техніко-економічні показники процесів точної об'ємного штампування деталей і формоутворення великих заготовок типу валів, фланців і чаш. Сумарний частковий економічний ефект від впровадження розробок склав 1750 тис. грн., очікуваний економічний ефект становить 2890 тис. грн.

СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ

1. Теория пластических деформаций металлов / Е. П. Унксов, У. Джонсон, В. Л. Колмогоров [и др.]; под ред. Е. П. Унксова, А. Г. Овчинникова. – М. : Машиностроение, 1983. – 598 с.
2. Теорияковки и штамповки / Е. П. Унксов, У. Джонсон, В. Л. Колмогоров, В. А. Огородников [и др.]. Под общ. ред. Е. П. Унксова, А. Г. Овчинникова. – М. : Машиностроение, 1992. – 720 с.
3. Евстратов В. А. Теория обработки металлов давлением / В. А. Евстратов. – Харьков : Вища школа, 1981. – 248 с.
4. Сторожев М. В. Теория обработки металлов давлением : учебник для вузов / М. В. Сторожев, Е. А. Попов. – 4-е изд., перераб. и доп. – М. : Машиностроение, 1977. – 423 с.
5. Колмогоров В. Л. Механика обработки металлов давлением / В. Л. Колмогоров. – М. : Металлургия, 1986. – 688 с.
6. Томсен Э. Механика пластических деформаций при обработке металлов / Э. Томсен, Ч. Янг, Ш. Кобаяши. – М. : Машиностроение, 1969. – 502 с.
7. Шофман Л. А. Основы расчета процессов штамповки и прессования / Л. А. Шофман. – Москва : Машгиз, 1961. – 338 с.
8. Смирнов–Аляев Г. А. Сопротивление материалов пластическому деформированию. Инженерные расчеты процессов конечного формоизменения материалов / Г. А. Смирнов–Аляев. – Л. : Машиностроение, 1978. – 368 с.
9. Теория обработки металлов давлением / Под ред. И. Я. Тарновского. – М. : Metallurgizdat, 1963. – 672 с.
10. Гун Г. Я. Математическое моделирование процессов обработки металлов давлением / Г. Я. Гун. – М. : Металлургия, 1983. – 352 с.
11. Инженерная теория пластичности / Под ред. В. И. Беляева. – Минск : Наука и техника, 1985. – 288 с.

12. Томленов А. Д. Теория пластического деформирования металлов / А. Д. Томленов. – М. : Metallurgiya, 1972. – 408 с.
13. Данченко В. М. Теорія процесів обробки металів тиском / В. М. Данченко, В. О. Гринкевич, О. М. Головка. – Дніпропетровськ : Пороги, 2008. – 370 с.
14. Степанский Л. Г. Расчеты процессов обработки металлов давлением / Л. Г. Степанский. – М. : Машиностроение, 1982. – 217 с.
15. Зенкевич О. Метод конечных элементов в технике / Пер. с англ. – М. : Мир, 1975. – 541 с.
16. Сегал В. М. Технологические задачи теории пластичности / В. М. Сегал. – Минск : Наука и техника, 1977. – 256 с.
17. Дель Г. Д. Технологическая механика / Г. Д. Дель. – М. : Машиностроение, 1978. – 174 с.
18. Огородников В. А. Оценка деформируемости металлов при обработке давлением / В. А. Огородников. – К. : Вища школа, 1983. – 175 с.
19. Губкин С. И. Пластическая деформация металлов. Физико-механические основы пластической деформации / С. И. Губкин. – М. : Metallurgizdat, 1961. – 376 с.
20. Алюшин Ю. А. Механика твердого тела в переменных Лагранжа: учеб. пособие для вузов / Ю. А. Алюшин. – М. : Машиностроение, 2012. – 192 с.
21. Ренне И. П. Экспериментальные методы исследования пластического формоизменения в процессах обработки металлов давлением с помощью делительной сетки. – Тула, 1970. – 147 с.
22. Полухин П. И. Сопротивление пластической деформации металлов и сплавов: справочник / П. И. Полухин, Г. Я. Гун, А. М. Галкин. – 2-е изд., перераб. и доп. – М. : Metallurgiya, 1983. – 352 с.
23. Дзугутов М. Я. Пластическая деформация высоколегированных сталей и сплавов / М. Я. Дзугутов. – М. : Metallurgiya, 1977. – 480 с.

24. Сопротивление деформации и пластичность металлов (при обработке давлением) / В. С. Смирнов, А. К. Григорьев, В. П. Пакудин, Б. В. Садовниченко. – М. : Металлургия, 1975. – 272 с.

25. Ильюшин А. А. Труды (1946–1966) Т.2. Пластичность (Составители Е. А. Ильюшина, М. Р. Короткина). – М.: Физматлит. 2004. – 480 с. – ISBN 5–9221–0364–4.

26. Воронцов А. Л. Теория и расчеты процессов обработки металлов давлением : учеб. пособие : в 2 т. / А. Л. Воронцов. – М. : Изд-во МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2014. – ISBN 978–5–70038–3916–4.

27. Малинин Н. Н. Прикладная теория пластичности и ползучести / Н. Н. Малинин. – М. : Машиностроение, 1975. – 400 с.

28. Теоретические основыковки и горячей объемной штамповки / Е. М. Макушок, А. С. Матусевич, В. П. Северденко, В. М. Сегал. – Минск : Наука и техника, 1968. – 407 с.

29. Алюшин Ю. А. Теоретические основы энергетических методов расчета процессов обработки металлов давлением : Учебное пособие / Ю. А. Алюшин, С. А. Еленев – Ростов н/Д : РИСХМ, 1987. – 106 с.

30. Артеc А. Э. Объемная штамповка в мелкосерийном и серийном производстве / А. Э. Артеc. – М. : НИИМАШ, 1982. – 58 с.

31. Изготовление заготовок и деталей пластическим деформированием / В. М. Авдеев, Л. Б. Аксенов, И. С. Алиев [и др.]; под ред. К. Н. Богоявленского, В. В. Риса, А. М. Шелестова. – Л. : Политехника, 1991. – 351 с.

32. Овчинников А. Г. Основы теории штамповки выдавливанием на прессах / А. Г. Овчинников. – М.: Машиностроение, 1983. – 200 с.

33. Евстратов В. А. Основы технологии выдавливания и конструирования штампов / В. А. Евстратов. – Харьков: Вища школа. Изд-во при Харьк. Ун-те, 1987. – 144 с.

34. Холодная объемная штамповка. Справочник / Под ред. Г. А. Навроцкого. – М. : Машиностроение, 1973. – 496 с.

35. Хван Д. В. Повышение эффективности в обработке давлением / Д. В. Хван. – Воронеж: Изд-во Воронежского университета, 1995. – С. 224.

36. Головин В. А. Технология холодной штамповки выдавливанием / В. А. Головин, А. Н. Митькин, А. Г. Резников. – М. : Машиностроение, 1970. – 152 с.
37. Богоявленский К. Н. Экономические методы формообразования деталей / К. Н. Богоявленский, В. В. Рис. – Л. : Ленинград, 1984. – 144 с.
38. Розенберг О. А. Технологическая механика деформирующего протягивания / О. А. Розенберг, Ю. А. Цеханов, С. Е. Шейкин. – Воронеж : Изд-во ВГТА, 2001. – 203 с.
39. Дмитриев А. М. Технологияковки и объемной штамповки. Часть 1. Объемная штамповка выдавливанием: учебник для вузов / А. М. Дмитриев, А. Л. Воронцов. – М. : Машиностроение–1, 2005. – 500 с.
40. Ковка и штамповка. В 4 т. Т. 3. Холодная объемная штамповка / Е. И. Семенов [и др.]. – М. : Машиностроение, 1987. – 384 с.
41. Данилин Г. А. Теория и расчеты процессов комбинированного пластического формоизменения / Г. А. Данилин, В. П. Огородников. – СПб. : БГТУ, 2004. – 304 с.
42. Сопротивление материалов пластическому деформированию в приложениях к процессам обработки металлов давлением / Под ред. Д-ра техн. наук, проф. А. В. Лясникова. – СПб. : Внешторгиздат – Петербург, 1995. – 527 с.
43. Калюжний О. В. Інтенсифікація формоутворюючих процесів холодного штампування : монографія / О. В. Калюжний, В. Л. Калюжний. – К.: ТОВ «Сік Груп Україна», 2015. – 292 с.
44. Кузнецу-штамповщику : справочное пособие / Л. Н. Соколов [и др.]. – Донецк : Донбас, 1986. – 144 с.
45. Аксенов Л. Б. Системное проектирование процессов штамповки / Л. Б. Аксенов. – Л. : Машиностроение, 1990. – 240 с.
46. Марков О. Е. Ресурсосберегающие технологические процессыковки крупных валов и плит : монография / О. Е. Марков, И. С. Алиев. – Краматорск : ДГМА, 2012. – 324 с. – ISBN 978–966–379–583–6.

47. Охрименко Я. М. Технология кузнечно-штамповочного производства / Я. М. Охрименко. – М. : Машиностроение, 1976. – 560 с.
48. Тюрин В. А. Теория и процессыковки слитков на прессах / В. А. Тюрин. – М. : Машиностроение, 1979. – 240 с.
49. Соколов Л. Н. Усовершенствование технологииковки комбинированными бойками / Л. Н. Соколов, Б. С. Каргин // Известия вузов. Черная металлургия. – 1974. – № 1 – С. 102–103.
50. Семёнов Е. И. Определение технологических усилий и скоростей деформирования при комбинированном выдавливании с раздачей / Е. И. Семёнов, К. В. Хидешели // Вестник машиностроения. – 1989. – №11. – С. 50–53.
51. Журавлев А. З. Основы теории штамповки в закрытых штампах / А. З. Журавлев. – М. : Машиностроение, 1973. – 224 с.
52. Milenin A. Podstawy metody elementow skonczoneynch / A. Milenin. – Krakow : AGH, 2010. – 172 s.
53. Компьютерное моделирование процессов обработки металлов давлением. Численные методы / В. М. Данченко, А. А. Миленин, В. И. Кузьменко [и др.]. – Днепропетровск : Системные технологии, 2005. – 448 с.
54. Богатов А. А. Ресурс пластичности металлов при обработке давлением / А. А. Богатов, О. И. Мижирицкий, С. В. Смирнов. – М. : Металлургия, 1984. – 144 с.
55. Колмогоров В. Л. Напряжения. Деформации. Разрушение / В. Л. Колмогоров. – М. : Металлургия, 1970. – 229 с.
56. Грушко А. В. Карты материалов в холодной обработке давлением : монография / А. В. Грушко. – Винница : ВНТУ, 2015. – 348 с.
57. Матвийчук В. А. Совершенствование процессов локальной ротационной обработки давлением на основе анализа деформируемости металлов : монография / В. А. Матвийчук, И. С. Алиев. – Краматорск : ДГМА, 2009. – 268 с.

58. Огородников В. А. Деформируемость и разрушение металлов при пластическом формоизменении / В. А. Огородников. – К.: УМК ВО, 1989. – 152 с.

59. Сопротивление деформации и пластичность металлов при обработке давлением / Ю. Г. Калпин, В. И. Перфилов, П. А. Петров, В. А. Рябов, Ю. К. Филиппов. – М.: Машиностроение, 2011. – 244 с.

60. Михалевич В. М. Тензорні модели накопичення пошкоджень / В. М. Михалевич. – Винниця: «Універсум–Винниця», 1998. – 195 с.

61. Алиева Л. И. Перспективы развития процессов точной объемной штамповки / Л. И. Алиева, Я. Г. Жбанков // Вісник ДДМА : зб. наук. праць. – Краматорськ : ДДМА, 2008. – № 1 (11). – С. 13–19.

62. Сидельников С. Б. Комбинированные и совмещенные методы обработки цветных металлов и сплавов: монография \ С. Б. Сидельников, Н. Н. Довженко, Н. Н. Загиров. – М.: МАКС Пресс, 2005. – 344 с.

63. Фастыковский А. Р. Совмещенные процессы, использующие резервные силы трения в очаге деформации при прокатке: монография / А. Р. Фастыковский. – Новокузнецк: Изд-во НПК, 2007. – 246 с.

64. Сапожникова Ю. А. Гибридные и комбинированные технологии в процессах обработки металлов давлением / Ю. А. Сапожникова, Д. Г. Черников // Электронный журнал «Труды МАИ». – Выпуск № 45. – С. 34–38.

65. Щербатов Д. А. Исследование напряженно–деформированного состояния и удельных нагрузок при осадке с кручением и без кручения образцов из алюминиевых сплавов / Д. А. Щербатов Ф. П. Михаленко // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 2008. – №10. – С. 3–13.

66. Басалаев Э. П. Проблемы интенсификации процессов холодной обработки металлов давлением / Э. П. Басалаев, Д. Э. Басалаев // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 2000. – №9. – С. 20–23.

67. Найзабеков А. Б. Анализ деформированного состояния и качества заготовок при ковке / А. Б. Найзабеков, В. В. Исаенко // Известия вузов. Черная металлургия. – 1998. – № 2. – С. 17–20.

68. Тюрин В. А. Дополнительные макросдвиги – технологические резервыковки / В. А. Тюрин // Кузнечно-штамповочное производство. – 1993. – № 12. – С. 8–9.

69. Сегал В. М. Технологические особенностиковки–протяжки с продольным сдвигом бойков / В. М. Сегал, В. И. Резников, Д. А. Павлик // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 1980. – № 1. – С. 8–10.

70. Воропаева М. В. Возможности ИПД при прокатке: автореферат / М. В. Воропаева. – Донецк: ДонНТУ, 2011. – URL: <http://uran.dgtu.donetsk.ua/~masters/2011/fmf/voropayeva/diss/index.htm>.

71. Ковка и штамповка. Справочник в 4–х т. Т. 1. Ковка / Под ред. Е. И. Семенова [и др.]. – М. : Машиностроение, 1987. – 384 с.

72. Технологія кування : підручник для студентів вищих технічних навчальних закладів / Л. М. Соколов, І. С. Алієв, О. Є. Марков, Л. І. Алієва. – Краматорськ : ДДМА, 2011. – 268 с.

73. Aliiev I. S. Strong shear deformations in billet during heavy forging by special anvils / I. S. Aliiev, I. G. Zhabankov, L. V. Taghan // XIII International scientific conference. New technologies and achievements in metallurgy and materials engineering. – Czestochowa, 2012. – P. 348–355.

74. Жбанков Я. Г. Развитие научных основ процессов горячего пластического деформирования и совершенствование технологийковки крупных поковок. : дис. ... д-ра. техн. наук : 05.03.05 – процессы и машины обработки давлением / Ярослав Геннадиевич Жбанков. – Краматорск : ДГМА, 2016.

75. Элементы штамповки в процессахковки крупных поковок / Л. И. Алиева, Я. Г. Жбанков, В. Н. Злыгорев, Л. В. Таган // Обработка материалов давлением : сб. науч. тр. – Краматорск : ДГМА, 2014. – № 1 (38). – С. 62–70.

76. Соловцов С.С. Безотходная резка сортового проката в штампах / С.С. Соловцов. – М.: Машиностроение, 1985. – 176 с.

77. Кухарь В. В. Профилирование заготовок продольным изгибом под объемную штамповку поковок с изогнутой осью : монография / В. В. Кухарь. – Мариуполь : ПГТУ, 2016. – 181 с.

78. Артес А. Э. Алюминиевые сплавы в производстве деталей механизмов и машин (Штампованные поковки). Методические указания / А. Э. Артес. – М. : МГТУ «Станкин», 2004. – 56 с.

79. Изотермическое деформирование высокопрочных анизотропных металлов / С. П. Яковлев, В. Н. Чудин, С. С. Яковлев, Я. А. Соболев. – Тула: Машиностроение–1, 2003. – 427 с.

80. Савчинский И. Г. Современные тенденции развития методов изотермического пластического деформирования // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні : зб. наук. пр. – Краматорськ : ДДМА, 2000. – С. 154–156.

81. Строганов Г. Б. Сверхпластичность при обработке материалов давлением / Г. Б. Строганов, О. А. Кайбышев, О. Х. Фаткуллин. – М.: Изд-во МААТИ–РГТУ, 2000. – 93 с.

82. Слобода А. А. Комбинированное выдавливание защитной накладки для углепластиковой лопатки из ультрамелкозернистого титанового сплава / А. А. Слобода, А. А. Круглов, В. В. Астанин // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 2014. – № 12. – С. 13–16.

83. Использование сверхпластичности в обработке металлов давлением / Г. Б. Строганов, И. И. Новиков, В. В. Бойцов [и др.]. – М. : Машиностроение, 1987. – 108 с.

84. Einsatzpotenzial des Tixschmiedens // Technica. – 2002. – №10. – S. 12–16.

85. Thixoforming. Semi–solid Metal Processing / Edited by Gerhard Hirt and Reiner Kopp. // Wiley–VCH Verlag GmbH. – 2009. – 474 p. – Online ISBN 9783527623969.

86. Umform- und Zerteiltechnik / Manuskript. Herausgeber: Prof. R. Neugebauer / Chemnitz: Fraunhofer-Institut IWU, 2005. – 632 s.

87. Технологические процессы пластического деформирования в машиностроении / А. В. Алифанов, Л. В. Захаревич, Е. М. Макушок, Л. Д. Оленин. – Мн. : Наука и техника, 1989. – 208 с.

88. Спусканюк В. З. Развитие теории и методов гидроэкструзии / В. З. Спусканюк // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні : зб. наук. пр. – Краматорськ: ДДМА, 2002. – С. 206–215.

89. Бейгельзимер Я. Е. Физическая механика гидростатической обработки материалов / Я. Е. Бейгельзимер, В. Н. Варюхин, Б. М. Эфрос. – Донецк : Дон. физ.-техн. ин-т им. А. А. Галкина НАН Украины, 2000. – 192 с.

90. Холодное выдавливание деталей сложной формы из алюминиевых сплавов / В. Л. Калужный, Е. Г. Бердов, Ю. Е. Шамарин, Т. К. Стеценко // Технология и организация производства. – 1989. – №4 – С. 4–6.

91. Розов Ю. Г. Технологии изготовления прецизионных трубчатых изделий холодным пластическим деформированием : монография / Ю. Г. Розов. – Херсон: Изд-во ХНТУ, 2013. – 336 с.

92. Ямамото Акира. Технологии точной объемной штамповки алюминия и стали и их применение / А. Ямамото // Оборудование и инструмент для профессионалов. – 2005. – № 4. – С. 4–8.

93. Соколов Л. Н. Условие пластичности при деформации металла под воздействием импульсного магнитного поля / Л. Н. Соколов, Н. Н. Кузнецов // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні : зб. наук. пр. – Краматорськ, 1996. – . – Вип. №3. – С. 213–218.

94. Барыкин Н. П. Влияние электроимпульсной обработки на технологическую деформируемость в процессах ОМД / Н. П. Барыкин, И. Ш. Валеев, А. Х. Валеева // Прогрессивные методы и технологическое оснащение процессов ОМД: сб. тезисов междунар. НТК. – СПб., 2005. – С. 31–34.

95. Shall reduziert die Umformcrafte // Technica. – 2000. – №18. – P. 20–25.
96. Экспериментальное изучение зависимости времени процесса ультразвукового прессования от его параметров / И. Г. Гун, Д. С. Осипов, В. В. Сальников [и др.] // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 2015. – № 11. – С. 24–26.
97. Ёлкин Н.М. Технология холодной раскатки точных заготовок / Н. М. Ёлкин // Кузнечно-штамповочное производство. – 1995. – №1. – С. 20–22.
98. Агеев Н. П. Технологические возможности процессов объемной штамповки обкатыванием на сферодвижном прессователе. Предельные деформации / Н. П. Агеев // Metalloobrabotka. – 2002. – №1. – С. 25–31.
99. Алиев И. С. Развитие локальных методов обработки металлов давлением / И. С. Алиев, В. А. Матвийчук // Обработка материалов давлением : сборник научных трудов. – Краматорск : ДГМА, 2008. – № 1 (19). – С. 201–205.
100. Титов В. А. Обобщенная математическая модель взаимодействия инструмента и поверхностного слоя материала детали при выглаживании / В. А. Титов, А. Д. Лавриненков, А. В. Титов // Обработка материалов давлением : сб. науч. тр. 2013. – № 3 (36). – С. 68–73.
101. Капорович В. Г. Поиск новых технических решений в области обкатки трубчатых заготовок / В. Г. Капорович // Вестник машиностроения. – 1983. – №9. – С. 49–54.
102. Zhang S. H. Some new features in the development of metal forming technology / S. H. Zhang, Z. R. Wang // J. Mater. Process. Technol. – 2004. – № 1. – P. 39–47.
103. Balendra R. Research dedicated to the development of advanced metal-forming technologies / R. Balendra, Y. Qin // J. Mater. Process. Technol. – 2004. – №2. – P. 144–152.
104. Холодная листовая и объемная штамповка в ОАО «Заволжский моторный завод» / И. И. Столяров, В. А. Ромашкин, А. А. Суслов, Ф. П. Михаленко // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 2000. – №12. – С. 11–15.

105. Гафуров Р. М. Прогрессивные технологии холодной объемной штамповки в ОАО «ГАЗ» / Р. М. Гафуров, Ф. П. Михаленко // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 2000. – №4. – С. 14–18.

106. Spezialist fur die Kaltmassivumformung // Umformtechnik. – 2001. – №2. – Р. 30–32.

107. Бирбраер Р. А. Повышение эффективности производства на примере изготовления заготовок корпусов автомобильных свечей / Р. А. Бирбраер, И. Ф. Брыкин, Е. Ю. Горбунов // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 2004. – № 6. – С. 17–19.

108. Jontschew R. Mit einem Gegendruck–Werkzeug Kegelformige Bouteile formen / R. Jontschew // Maschinenmark. – 2000. – №37. – Р. 36–38.

109. Пат. 19832503 Германия, МПК⁷ В 21 К 1/76. Verfahren zum Herstellen eines rotationssymmetrischen Formteils und zugehöriges Werkzeug: Пат. 19832503 Германия, МПК⁷ В 21 К 1/76 / Sinner R., Bretting W. (Германия); INA Walzlager Schaeffer. – № 19832503.7; Заявл. 20.07.98, Опубл. 27.01.00.

110. Алиев И. С. Разработка технологических процессов холодной объемной штамповки, основанных на дифференцированном упрочнении металла / И. С. Алиев // Труды ФПИ. – Фрунзе : ФПИ, 1988. – С. 154–155.

111. Басалаев Э. П. Эффект восстановления (возврата) пластических свойств металла при знакопеременном деформировании / Э. П. Басалаев, Д. Э. Басалаев, К. В. Краснов // Механика деформируемого твердого тела и обработка металлов давлением : сб. научн. тр. – Тула: ТулГУ, 2000. – С. 185–196.

112. Хван Д. В. Экспериментальная механика конечных деформаций / Д. В. Хван, Ф. Х. Томилов, В. И. Корольков. – Воронеж: Изд-во «ЭЛИСТ», 1996. – 248 с.

113. Казаченок В. И. Штамповка с жидкостным трением / В. И. Казачек. – М.: Машиностроение, 1978. – 77 с.

114. Прогрессивные технологические процессы холодной штамповки / Ф. В. Гречников, А. М. Дмитриев, В. Д. Кухарь [и др.] – М. : Машиностроение, 1985. – 184 с.

115. Мороз Б. С. Расчет технологических параметров процессов прессования и волочения : учебное пособие / Б. С. Мороз, Г. Н. Баклаг. – Ростов н/Д : Дон. ГТУ, 2012. – 101 с.

116. Шибаков В. Г. Интенсивное пластическое деформирование выдавливанием / В. Г. Шибаков, С. Н. Гончаров, Р. В. Шибаков // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 2004. – №3. – С. 31–33.

117. Валиев Р. З. Парадокс интенсивной пластической деформации металлов / Р. З. Валиев, И. В. Александров // Доклады РАН. – 2001. – №1. – С. 34–37.

118. Техника винтового прессования / Я. Е. Бейгельзимер, Д. В. Орлов, С. Г. Сынков С.Г. [и др.] // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні : зб. наук. пр. – Краматорськ: ДДМА, 2003. – С. 324–327.

119. Винтовая экструзия – процесс накопления деформаций. / Я. Е. Бейгельзимер, В. Н. Варюхин., Д. В. Орлов, С. Г. Сынков. – Донецк : Фирма ТЕАН, 2003. – 87 с.

120. Особенности использования процесса реверсивного сдвига для получения субмикроструктурных объемных заготовок / А. Ф. Тарасов, А. В. Алтухов, Н. И. Даниленко, Н. Д. Рудык // Обработка материалов давлением : сб. науч. тр. – Краматорск: ДГМА, 2015. – №1 (40). – С. 113–119.

121. Формирование механических свойств деталей при обработке уширяющей экструзией / К. М. Иванов, Г. А. Данилин, П. М. Винник [и др.] // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 2015. – № 5. – С. 3–10.

122. Утяшев Ф. З. Интенсивная пластическая деформация и структурообразование металла при равноканальном угловом прессовании /

Ф. З. Утяшев, А. К. Галимов // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 2015. – №11. – С. 33–37.

123. Власов А.В. Методика прогнозирования механических свойств материала после холодной деформации по результатам математического моделирования / А.В. Власов // Обработка материалов давлением: сб. науч. тр. – Краматорск: ДГМА, 2013, №1 (34) – С. 72-78.

124. Семашко М. Ю. Моделирование в среде DEFORM микроструктуры металлических образцов, подвергнутых интенсивной пластической деформации / М. Ю. Семашко, В. Г. Шеркунов, П. А. Чигинцев // Вестник МГТУ им. Г.И. Носова. – 2013. – №1. – С. 57–61.

125. Шестаков Н. А. Технология получения объемных заготовок с мелкозернистой структурой / Н. А. Шестаков, В. Н. Субич, А. В. Шукшин // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 2013. – № 8. – С. 26–34.

126. Чучин О.В. Течение упрочняющегося материала при комбинированном радиально-прямом выдавливании / О.В. Чучин, Л.И. Алиева, А.И. Лобанов // Ресурсосберегающие технологии производства и ОМД в машиностроении: сб. науч. тр. – Луганск: ВНУ им. В. Даля, 2001. – С. 37–44.

127. Холодная пластическая деформация в процессах обработки металлов давлением / Е. И. Разуваев, Д. В. Капитаненко; С. В. Выдумкина, Н. А. Якушева // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 2016. – № 3. – С. 19–25.

128. Паршин В. Г. Развитие теории и технологии холодной объемной штамповки / В. Г. Паршин, Л. В. Решетников, Д. А. Савинкин // Прогрессивные методы и технологическое оснащение процессов ОМД: сб. тезисов междунар. НТК. – СПб., 2005. – С. 215–217.

129. Тюленев Д. Г. Новые смазочные материалы для холодной объемной штамповки / Д. Г. Тюленев, В. Ю. Шолом, Д. Ф. Пузырьков // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 2003. – №9. – С. 6.

130. Paraffinic mineral oil lubrication for cold forward extrusion: Effect of lubricant quantity and friction / S. M. Hafis, M. J. M. Ridzuan, R. N. Farahana, Amran Ayob, S. Syahrullail // *Tribology International* 60. – 2013. – p. 111–115.

131. Experimental evaluation of palm oil as lubricant in cold forward extrusion process / S. Syahrullail, B. M. Zubil, C. S. N. Azwadi, M. J. M. Ridzuan // *International Journal of Mechanical Sciences* 53. – 2011. – P. 549–555.

132. Пасько А. Н. Холодная объемная штамповка осесимметричных заготовок: монография / А. Н. Пасько. – Тула: Изд-во ТулГУ, 2004. – 252 с.

133. Гусинский В. И. О возможностях процессов холодного прессования / В. И. Гусинский // *Разработка и исследование технологических процессов ОМД*. – М. : Машиностроение, 1968. – С. 45–56.

134. Оленин Л. Д. К выбору оптимальной заготовки под точную объемную штамповку / Л. Д. Оленин // *Повышение точности и качества при штамповке*. – М. : МДНТП, 1975. – С. 72–79.

135. Алиева Л. И. Формообразование утолщений на полых и сплошных заготовках / Л. И. Алиева, Р. С. Борисов // *Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні : зб. наук. пр.* – Краматорськ – Слов'янськ: ДДМА, 2003. – С. 262–267.

136. Выдавливание тонкостенных деталей с резьбовыми поверхностями / В. А. Евстратов, А. В. Матвиенко, В. Б. Крахт [и др.] // *Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением*. – 2001. – №5. – С. 20–22.

137. Influence of billet material of extruded circular tube with spiral projections on inside wall / M. Murata, T. Kuboki, M. Kobayashi, H. Yamazaki // *Proceedings of the Int. Conf. on Metal Forming “Metal Forming 2012”* 16-19.09.2012, AGH, Krakow. – P. 463–466.

138. Газизов Б. Я. Технологические возможности термофрикционной формовки стержневых заготовок / Б. Я. Газизов, В. А. Трусов // *Кузнечно-штамповочное производство*. – 1981. – № 7. – С. 8–10.

139. Liewald M. Die Produktanforderungen bestimmen die zukünftigen Kompetenzen in der Massivumformung – ein Situationsbericht des Instituts für Umformtechnik. / M. Liewald, A. Felde // *Internationale Konferenz: Neuere*

Entwicklungen in der Massivumformung, 17. – 18.05.2011, Fellbach, – S. 207–244. – ISBN 978–3–88355–386–3.

140. Экспериментальное исследование деформированного состояния при комбинированном обратном выдавливании стаканов / Ф. П. Михаленко, А. М. Шнейберг, О. С. Кошелев [и др.] // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 2003. – №3. – С. 3–8.

141. Логинов Ю. Н. Вращение матрицы как способ расширения возможностей процесса прессования / Ю. Н. Логинов // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 2009 – №7. – С. 22–26.

142. Поксеваткин М. И. Повышение эффективности процессов получения тонкостенных полых деталей на основе активизации контактных сил трения / М. И. Поксеваткин, С. В. Герман, Е. М. Басова // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 2008 – №7. – С. 3–8.

143. Радченко С. Ю. Основные технологические процессы валковой штамповки / С. Ю. Радченко // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 2003. – №4. – С. 18–30.

144. Штамповка с кручением: монография / В. Н. Субич, В. А. Демин, Н. А. Шестаков, А. В. Власов. – М.: МГИУ, 2008. – 389 с.

145. Тарасов А. Ф. Перспективы использования комбинированных методов обработки металлов давлением / А. Ф. Тарасов // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні : зб. наук. пр. – Краматорськ: ДДМА, 2002. – С. 216–220.

146. Чучин О. В. Комбинированное последовательное радиально-прямое выдавливание полых деталей / О. В. Чучин, Л. И. Алиева // Совершенствование процессов и оборудования обработки давлением в металлургии и машиностроении: сб. науч. тр. – Краматорск: ДГМА, 2002. – С. 352–355.

147. Geiger R. Precision forging by means of radial extrusion presses // 7th International congress Cold Forging. – Birmingham, 1985. – P.117–125.

148. Ренне И. П. Холодное выдавливание алюминиевых сплавов / И. П. Ренне, Ю. В. Подливаев. – Тула: ТГУ, 2000. – 336 с.

149. Малоотходная, ресурсосберегающая технология штамповки / Под ред. В.А. Андрейченко. – Кишинев: UNIVERSITAS, 1993. – 238 с.

150. Janssen S. Napf–Ruckwartsflie pressen von Magnesiumknetlegierungen // Maschinenmark. – 2000. – № 23. – P. 30–32.

151. Дмитриев А.М. Изготовление поковок деталей из легированных сталей холодной штамповкой выдавливанием / А.М. Дмитриев, Н.В. Коробова // Заготовительные производства в машиностроении. – 2016. – №2. – С. 12–16.

152. Бейгельзимер Я.Е. Синтез гибридных материалов: новая область применения методов интенсивной пластической деформации / Я.Е. Бейгельзимер, Ю.З. Эстрин, Р.Ю. Кулагин // Обработка материалов давлением : сб науч.тр. – Краматорск: ДГМА, 2016. – №1(42). – С.77–83.

153. Евтектичні композиційні матеріали на основі перехідних металів з тугоплавкими фазами втілення. Основи створення та застосування : монографія / В.Є. Панарін, М.В. Кіндрачук, П.І. Лобода, В.А. Тітов [та ін.] – К. : КВІЦ, 2015. – 240 с.

154. Yamin Hu. The study of cup–rod combined extrusion processes of magnesium alloy (AZ61A) / Hu Yamin, Lai Zhouyi, Zhang Yucheng // Journal of Materials Processing Technology 187–188. – 2007. – P. 649–652.

155. Холодная и полугорячая штамповка на прессах: Методические рекомендации / В. А. Головин, В.А. Евстратов, Л.И. Рудман [и др.]. – М.: НИИМАШ, 1981. – 73 с.

156. Cold forging of hollow cylindrical components having an intermediate flange – Ubet analysis and experiment. / H.Kudo, B.Avitzur, T.Yoshikai, J.Luksaza a.o. // CIRP Annals, 1980, –29, N1. – P. 129–133.

157. Сосенушкин Е.Н. Формализация процесса принятия технологических решений / Е.Н. Сосенушкин, К.И. Васильев // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 1993. – №4. – С. 6–9.

158. Методологическая база САПР переналаживаемых штампов для выдавливания / В.А. Евстратов, В.И. Кузьменко, В.В. Торяник [и др.] //

Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 1992. – № 1. – С. 10–11.

159. Джонс Дж. К. Методы проектирования / Дж. К. Джонс. – М. : Мир, 1986. – 326 с.

160. Алиева Л. И. Совершенствование процессов холодного выдавливания осесимметричных деталей с фланцем : дис. ... канд. техн. наук : 05.03.05 : защищена 30.11.2006 / Алиева Лейла Ибрагимовна. – Луганск, 2006. – 264 с.

161. Алиев И.С. Интенсификация технологических процессов выдавливания полых деталей / И.С. Алиев, В.П. Еремин // Совершенствование процессов и машин обработки металлов давлением: сборник научных статей / Редкол.: Л. Н. Соколов (отв. ред.) [и др.] – К.: УМК ВО, 1988. – С. 9–18.

162. Разработка технологии получения труб из легированного скандием сплава с использованием прямого прессования / В.В. Андреев, А.Н. Головкин, Я.В. Фролов, Ш. Берски // В кн. : Пластическая деформация металлов. Днепропетровск: Акцент ПП, 2014. – С. 277–288. – ISBN 978-617-7109-18-0.

163. Алиев И. С. Обобщение и разработка ресурсосберегающих технологических процессов выдавливания : дис. ... д-ра техн. наук : 05.03.05 – процессы и машины обработки давлением / Алиев Ибрагим Серажутдинович. – Краматорск : ДГМА, 1995. – 646 с.

164. Артес А. Э. Технологические процессы изготовления поковок из трубных заготовок / А. Э. Артес // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 2003. – №11. – С. 25–31.

165. Пат.6513587 США, МПК⁷ F 28 F 1/30. Fin collar and method of manufacturing: Пат.6513587 США, МПК⁷ F 28 F 1/30 / Ali A., McCabe M. (США); Carrier Corp. – №909139; Заявлено 19.07.01; Оpubл. 04.02.03.

166. Евдокимов А.К. Особенности выдавливания сложнопрофильных деталей / А. К. Евдокимов // Сб. тезисов 2-й Междунар. НТК «Механика пластического формоизменения». – Тула: ТулГУ, 2004. – С. 106.

167. Ресурсосберегающие технологии на КИЗ «СИТОМО» / А.О. Рудович, В.А. Клушин [и др.] // Материалы конференции «Прогрессивные

технологии обработки материалов давлением», в двух частях. Часть 1. – Мн.: УП «Технопринт»; 2004. – С. 153–160.

168. Пат. 10228437 Германия, МПК ⁷ В 21 К 1/30, В 21 J 13/02. Verfahren zur Herstellung einer Verzahnung an einem Werkstück sowie Umformwerkzeug zur Durchführung des Verfahrens: Пат.10228437 Германия, МПК ⁷ В 21 К 1/30, В 21 J 13/02 / Raedt Н. (Германия); Freundeskreis des Lab. – № 10228437.7; Заявл. 26.06.02; Оpubл. 22.01.04.

169. Zadshakoyan M. Injection forging of splines using numerical and experimental study / M. Zadshakoyan, H. Jafarzadeh, E. Abdi Sobbouhi // World Academy of Science, Engineering and Technology. 52. 2009. – P. 410–415.

170. Пат. 2257280 Россия, Способ изготовления стаканов с двумя фланцами: МПК ⁷ В 21 К 1/28. Басюк С.Т., Грешилов В.М., Мягих Е.С. – № 2004119382/02; Заявл. 28.06.2004; Оpubл. 27.07.2005.

171. Краснопольский М.А. Поперечное выдавливание при изготовлении коллекторов электрических машин / М. А. Краснопольский // Вестник машиностроения – 1964. – № 2. – С. 43–46.

172. Jontschew R. Mit einem Gegendruck–Werkzeug Kegelformige Bouteile formen // Maschinenmark. – 2000. – №37. – P. 36–38.

173. Алиев И. С. Деформированное состояние полых конических деталей при комбинированном выдавливании / И. С. Алиев, М. В. Косенко, И. В. Нагорская // Научный вестник ДГМА: сб. науч. тр. – №3 (14Е). Краматорск ДГМА. – С. 105–111.

174. Stefan Rudolf. Hollow lateral extrusion of tubular billets – a newly developed cold forging process // http://www.umformtechnik.net/binary_data/154121_hollow_lateral_extrusion_stuttgart_rudolf_ifu_stuttgart.pdf

175. Stand der Forschung und Entwicklung im Bereich der Verfahren der Kaltmassivumformung in Europa / M. Liewald, A. Felde, R. Völkl and an. // www.umformtechnik.net/binary.../2516505_001xx0411ut_ifu.pdf .

176. Семёнов И.Е. Управление течением металла при обратном выдавливании изделий сложной формы / И.Е. Семёнов, С.Н. Рыженко,

С.В. Поворов // Заготовительные производства в машиностроении. – 2010. – № 1. – С. 23–28.

177. Митькин А.Н. Разработка и внедрение процессов холодной объёмной штамповки в автомобилестроении (К 30-летию лаборатории холодной объёмной штамповки НПО «НИИавтопром») / А.Н. Митькин, И.А. Быков, Ю.А. Митькин // Кузнечно-штамповочное производство. – 1991. – №1. – С. 12–14.

178. Kondo K. Divided Flow Method / K. Kondo // 60 Excellent Inventions in Metal Forming / Springer-Verlag. Berlin-Heidelberg. 2015. – P. 301–305. – ISBN 978-3-662-46311-6.

179. Qin Y. An approach for the forming of large-thickness-flange components by injection forging / Y. Qin, R. Balendra // Journal of Materials Processing Technology 145. – 2004. – P. 153–162.

180. Серов Е.С. Холодное выдавливание на свободных оправках / Е.С. Серов, А.Г. Мазурин // Кузнечно-штамповочное производство. – 1991. – №12. – С. 7–9.

181. Дмитриев А. М. Выдавливание полых изделий с раздачей заготовки в движущейся матрице / А. М. Дмитриев, А. Л. Воронцов // Вестник машиностроения. – 2004. – № 10. – С. 55–61.

182. Алиев И. С. Технологические процессы выдавливания с раздачей / И. С. Алиев, О. В. Чучин // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні : зб. наук. пр. – Краматорськ : ДГМА, 2003. – С. 328–334.

183. Овчинников А. Г. Штамповка прямым выдавливанием с раздачей / А. Г. Овчинников, А. В. Хабаров, Е. П. Добряков // Кузнечно-штамповочное производство. – 1985. – №4. – С. 4–6.

184. Ренне И.П. Технологические возможности процесса свободного выдавливания (без матрицы) полых деталей / И.П. Ренне, А.И. Сумарокова // Кузнечно-штамповочное производство. – 1987. – №6. – С. 25–26.

185. Чучин О.В. Совершенствование процессов штамповки полых деталей на основе применения способов радиально-прямого выдавливания с

раздачей. – : дис. ... канд. техн. наук : 05.03.05 – процессы и машины обработки давлением / Олег Владимирович Чучин. – Краматорск : ДГМА, 2009.

186. Журавлев А. З. Безотходное изготовление втулок машин для животноводческих ферм / А. З. Журавлев, Ю. Н. Верзилов, Г. А. Кузнецова // Кузнечно-штамповочное производство. – 1983. – №7. – С. 7–9.

187. А.с. 1052306 СССР, МКИ В 21 J 5/10. Способ изготовления деталей типа втулок / И.С. Алиев, В.В. Лапин. – № 3452440/25–27; Заявлено 11.06.82; Открытия. Изобретения. 1983, № 41.

188. Постолакий П.И. Безотходная штамповка деталей кольцевой формы // П.И. Постолакий, В.А. Тимошенко // Изв. вузов. Машиностроение. – 1982. – №11. – С. 138–142.

189. Дорошко В.И. Автоматизированное проектирование технологии штамповки полых деталей / В.И. Дорошко, Е.Ю. Коваленко, В.М. Гришин // Кузнечно-штамповочное производство. – 1993. – №5–6. – С. 2–4.

190. Гришин В.М. Совершенствование процессов выдавливания полых осесимметричных деталей / В.М. Гришин, Д.В. Гришин // Кузнечно-штамповочное производство. – 1996. – №6. – С. 12–15.

191. Оленин Л.Д. К расчёту технологических переходов при холодной двусторонней прошивке в принудительно перемещаемом контейнере / Л.Д. Оленин // Кузнечно-штамповочное производство. – 1995. – №2. – С. 8–12.

192. Игнатенко В. Н. Применение холодной объемной штамповки в заготовительном производстве / В. Н. Игнатенко // Обработка материалов давлением : сборник научных трудов. – Краматорск: ДГМА, 2008.– № 1(19). – С. 168–170.

193. Дмитриев А.М. Производство корпусных деталей выдавливанием, совмещенным с раздачей стенки, на специализированных гидравлических прессах / А.М. Дмитриев, Н.В. Коробова, Н.С. Толмачев // Заготовительные производства в машиностроении. – 2015. – №7. – С. 14–19.

194. Калюжный В.Л. Створення високопродуктивних, ресурсозаощаджуючих технологій холодного об'ємного штампування /

В.Л. Калюжний // Вісник НТУ України «Київський політехнічний інститут». Серія Машинобудування. – 2010. – № 60. – С. 19–24.

195. Кондо К. Повышение точности поковок, изготавливаемых холодной объёмной штамповкой / К. Кондо // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 2000. – №5. – С. 28–32.

196. Исмагилов И.М. Моделирование процесса обратного выдавливания с подпором жидкости и активными силами трения по матрице методом конечных элементов / И.М. Исмагилов, А.В. Вахрушев // Известия вузов. Машиностроение. – 1985. – №8. – С. 92–94.

197. Калюжний В.Л. Математичне моделювання процесу холодного видавлювання з протитиском стаканів методом скінчених елементів / В.Л. Калюжний // Наукові вісті Національного технічного університету України «КПІ». – 2001. – №4. – С. 88–93.

198. Коган Р.М. Штамповка с противодавлением / Р.М. Коган // Конструирование и технология машиностроения. – 1965. – № 2. – С. 1–7.

199. Евдокимов А.К. Комбинированное выдавливание с противодавлением / А.К. Евдокимов, К.А. Антонкина // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 2012. – №12. – С. 6–12.

200. Hayashi K. Extrusion of Scroll against counter pressure / K. Hayashi, K. Osakada // 60 Excellent Inventions in Metal Forming / Springer-Verlag. Berlin-Heidelberg, 2015. – P. 330–335. – ISBN 978-3-662-46311-6.

201. Napf-Fließpressen mit mehreren bewegten Werkzeugelementen zur Reduzierung der Stempelkraft / Ch. Mletzko, M. Liewald, A. Felde T. Schiemann // Schmiede JOURNAL. – 2012, September. – P. 30–33.

202. Алієв І.С. Методи пошуку нових технологічних способів видавлювання / І.С. Алієв // Теорія та практика обробки матеріалів тиском. Колективна монографія. Запоріжжя: Мотор-Січ. 2016. – С. 364-485. – ISBN 978-966-2906-60-8.

203. Гуменюк Ю. И. Общая и специальная терминология ОМД на примере классификации основных видов процесса выдавливания /

Ю. И Гуменюк, Д. П. Кузнецов // Заготовительные производства в машиностроении. – 2005. – № 2. – С. 26–35.

204. Євстратов В. О. Проблеми розробки національної технічної термінології в галузі обробки металів тиском / Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні : зб. наук. пр. – Краматорськ : ДДМА, 2002 – С. 48–56.

205. Белан А.К. Холодная штамповка головок стержневых изделий методом поперечного выдавливания / А. К. Белан, М. С. Малышева, О. А. Белан. – Магнитогорск : МГТУ, 2008. – 176 с.

206. Калпин Ю. Г. Экспериментальное и численное исследование комбинированного процесса «высадка-радиальное выдавливание» с «бегущим» очагом деформации применительно к деталям типа «стержень с утолщением» / Ю. Г. Калпин, П. А. Петров, М. А. Петров // Известия Тульск. гос. ун-та. Сер. Мех. деформируемое тверд. тела и ОМД. – 2006. – № 2. – С. 66–75.

207. А. с. 874256 СССР, МКИ В 21 J 5/12. Способ получения полых изделий с фасонной боковой поверхностью / К. Н. Богоявленский, И. С. Алиев. – № 2763761 / 25–27 ; заявл. 11.05.79 ; опубл. 05.06.81, Бюл. № 39.

208. Алиев И. С. Технологические возможности новых способов комбинированного выдавливания / И. С. Алиев // Кузнечно-штамповочное производство. – 1990. – № 2. – С. 7–10.

209. Проектирование процессов выдавливания в разъемных матрицах / Л. И. Алиева, А. И. Лобанов, Р. С. Борисов, И. Г. Савчинский // Известия Тульского государственного университета. Серия «Механика деформируемого твердого тела и ОМД». – Тула : ТулГУ, 2004. – Вып. 2. – С. 132–139.

210. Хыбеяги А.И. Совершенствование обработки формообразующих полостей пресс-форм и штампов // Кузнечно-штамповочное производство. – 1968. – №9. – С. 17–21.

211. Исследование технологического процесса выдавливания полых конических деталей / И.С. Алиев, Ю.А. Кащенко, В.П. Ерёмин [и др.] // Прогрессивные технология, оборудование и оснастка для интенсификации

процессов обработки давлением: сборник научных трудов [редкол.: Л.Н. Соколов (отв. ред.) и др.]. – К.: УМК ВО, 1991. – С. 22–31.

212. Даммер А.Э. Совершенствование процесса выдавливания полых деталей на кривошипных прессах / А.Э. Даммер, Е.В. Экк, В.Г. Кононов // Кузнечно-штамповочное производство. – 1977. – №2. – С. 10–11.

213. Евстифеев В.В. Методика построения геометрии инструмента при выдавливании конических стаканов / В.В. Евстифеев, Г.П. Подколзин // Кузнечно-штамповочное производство. – 1978. – №3. – С. 11–13.

214. Особенности механизма пластического деформирования в процессе прямого выдавливания с раздачей / А.В. Хабаров, А.Г. Овчинников, Ю.П. Либеров [и др.] // Кузнечно-штамповочное производство. – 1990. – №3. – С. 2–5.

215. Оленин Л.Д. Анализ комбинированного выдавливания через три канала в режиме управления течением (квазистационарная стадия) / Л.Д. Оленин // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 1997. – №2. – С. 25–29.

216. Аксененко А.Ю. Анализ различных методов разработки процесса изготовления корпусных деталей комбинированным выдавливанием / Ю.А. Аксененко, Н.В. Коробова, А.М. Дмитриев // Компьютерные системы и моделирование. – 2014. – Т. 6. – №6. – С. 967–974.

217. Левченко В.Н. Исследование процесса комбинированного выдавливания / В.Н. Левченко, И. В. Галась // Вісник НТУ «ХП». – 2014. – № 5 (1048). – С. 40–50.

218. Катрич Ю. П. Комбинированное выдавливание сдвигом / Ю. П. Катрич, А. Н. Петров, П. А. Петров // Обработка материалов давлением : сборник научных трудов. – Краматорск : ДГМА, 2010. – № 1 (22). – С. 148–154.

219. А.с. № 1522070. СССР. В21 К 5/00. Способ изготовления полых цилиндрических деталей / А.М. Дмитриев, Д.А. Дмитренко, В.М. Гришин [и др.] – БИ. – 1991. – №3.

220. Process design of the cold forging of a billet by forward and backward extrusion / H. Y. Cho, G. S. Min, C. Y. Jo, M. H. Kim // *J Mater Process Technol.* – 2003. – 135. – P. 375–381.

221. Драгобецкий В.В. Основные факторы, определяющие зависимости для расчета усилия деформирования при холодном выдавливании / В. В. Драгобецкий, В. Г. Загорянский, О. В. Луговая // *Вісник КНУ ім. М. Остроградського.* – 2011. – Випуск 2 (67). – Частина 1. – С. 50–56.

222. Jayasekara V. R. Tool wear in forward rod and backward tube forming processes / V. R. Jayasekara, J. H. Noh, B. B. Hwang // *Proceedings of the Int. Conf. “Metal Forming 2012”* 16-19.09.2012, AGH, Krakow. – P. 522–526.

223. Lee D.J. New processes to prevent a flow defect in the combined forward–backward cold extrusion of a piston–pin / D.J. Lee, D.J. Kim, B.M. Kim // *Journal of Materials Processing Technology.* – 2003. – №139. – С. 422–427.

224. Визначення зусилля прямого холодного видавлювання з роздачею прямокутних профілів / В. Л. Калюжний, О. В. Калюжний, В. М. Горностай, І. Я. Крижанівська // *Обработка материалов давлением: сб. науч. тр.* – Краматорск: ДГМА, 2009. – № 1 (20). – С. 67–75.

225. Бовтало Я. Н. Разработка технологического процесса изготовления осесимметричных деталей с фланцем с применением комбинированного трёхстороннего выдавливания: автореф. дис. ... канд. тех. наук: 28.10.11 / Ярослав Николаевич Бовтало, МГТУ «Станкин». – М., 2011. – 20 с.

226. Лобанов А. И. Совершенствование технологических режимов и конструктивных параметров оснастки для малоотходной штамповки в разъемных матрицах : дис. ... канд. техн. наук : 05.03.05 – процессы и машины обработки давлением / Александр Иванович Лобанов. – Краматорск : ДГМА, 2006.

227. Носаков А.А. Прогнозирование дефектов типа утяжин при точной штамповки выдавливанием / А.А. Носаков, Е.М. Солодун, Л.И. Алиева // *Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні : зб. наук. пр.* – Краматорськ–Хмельницький : ДДМА, 2002. – С. 105–110.

228. Комбинированное выдавливание полых деталей с фланцем / Л.И. Алиева, Я.Г. Жбанков, С.В. Мартынов, Б.С. Мороз // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні : зб. наук. пр. – Краматорськ : ДДМА, 2007. – С. 231–236.

229. Forming load and deformation energy in combined radial backward extrusion process / H. Y. Lee, B. V. Hwang, S. H. Lee // Proceedings of the Int. Conf. “Metal Forming 2012” 16-19.09.2012, AGH, Krakow. – P. 487–490.

230. Кузнецов Г. В. Комбинированное выдавливание деталей с фланцами / Г. В. Кузнецов, В. М. Мирошниченко, Ю. М. Канзберг // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 1974. – № 5. – С. 21–23.

231. Игнатенко В.Н. Совершенствование технологии комбинированного выдавливания полых деталей с фланцем с учётом механических свойств: автореф. дис. канд. техн. наук: 05.03.05 / МГТУ «МАМИ»– Москва, 2009.– 19 с.

232. Филиппов Ю. К. Кинематический анализ процесса комбинированного выдавливания детали типа стакан с внутренней и внешней конической поверхностью / Ю. К. Филиппов, В. И. Ерфилов, П. А. Петров // Сборник научных трудов. – Тула, 1999. – Выпуск 1. – С. 102–108.

233. Теоретическое исследование комбинированного процесса радиального выдавливания в конической матрице / Ю.К. Филиппов, В.Н. Игнатенко, З.С. Головина [и др.] // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 2011. – №7. – С. 3–7.

234. Грудкина Н.С. Формообразование осесимметричных деталей типа «стакан с фланцем» с использованием комбинированного радиально–обратного выдавливания : дис. ... канд. техн. наук : 05.03.05 : защищена 26.03.2014 / Грудкина Наталья Сергеевна. – Краматорск, 2014. – 264 с.

235. Чудаков П. Д. Верхняя оценка мощности пластической деформации с использованием минимизирующей функции / П. Д. Чудаков // Известия вузов. Машиностроение. – 1992. – № 9. – С. 13–15.

236. Farhoumand A. Analysis of forward–backward–radial extrusion process / A. Farhoumand, R. Ebrahimi // *Materials and Design*. – 2009. – Nr 30. – P. 2152–2157.
237. Yang D. Y. Design of processes and products through simulation of three–dimensional extrusion / Yang D. Y., Kim K. J. // *J Mater Process Technol*. – 2007. – Nr 191. – P. 2–6.
238. Choi H. J. The forming characteristics of radial–backward extrusion / Choi H. J, Choi J. H., Hwang B. B. // *J Mater Process Technol*. – 2001. – Nr 113. – P. 141–147.
239. Stress–strain state of combined backward–radial extrusion process of can–franged part / Milutinovic Mladomir, Cupkovic Dorde, Vilotic Dragisa, Pepelnjak Tomaz, Plancak Miroslav // *J. Technol. Plast*. – 2006. – 31. – № 1–2. – С. 110–116.
240. Modelling of cold extrusion with experimental verification / P. Tierman, M. T. Hillery, B. Draganescu, M. Gheorghe // *J. Mater. Process. Technol*. – 2005. – 168. – № 2. – С. 360–366.
241. Пат. 8620 Україна, В21К21/00. Спосіб видавлювання деталей зі складним профілем / Л. І. Алієва, Р. С. Борисов; власник Донбаська державна машинобудівна академія. – № 200500452; заявл. 17.01.2005; опубл. 15.08.2005., Бюл. №8.
242. А.с. №1026923. СССР, В21 К 21/08; В21 К 23/04. Способ изготовления изделий типа стаканов с наружными боковыми выступами / И. С. Алиев, К. Н. Богоявленский. – №2713987/25–27; заявл. 27.01.79; опубл. в Б.И. – 1983. – №25. – С. 46.
243. А.с. №751490 В21 J 5/12. Способ изготовления полых изделий с утолщением / И. С. Алиев. – №2080335/25–27; заявл. 04.12.74; опубл. в Б.И. – 1980. – №28. – С. 35.
244. Rowell D.W. A new process for extruding large tubes / D.W. Rowell // *Wire industry*. – 1976. – v. 43. – №515. – P. 903–906.
245. Шестаков Н.А. Расчётная модель прессования труб по методу «RAFLO» / Н.А. Шестаков // Удосконалення процесів і обладнання обробки

тиском в металургії і машинобудуванні : зб. наук. пр. – Краматорськ: ДДМА, 2002. – С. 324–330.

246. Горячая штамповка стальных поковок в разъёмных матрицах / А.В. Кузнецов, О.В. Протопопов, В.А. Блудов, А.А. Коноплин. – М. : НИИМАШ, 1968. – 80 с.

247. Osen W. Kombiniertes Quer–Hohl–Vorwärts–Fließpressen / W. Osen // Draht. – 1986. – №3. – S. 133–137.

248. Chang Y.S. A study on the forming characteristics of radial extrusions combined with forward extrusion / Y.S. Chang, B.B. Hwang // Transactions of materials processing. – Vol. 9 – 2000. – №3. – P. 242–248.

249. Отечественное развитие и решение проблемы штамповки полых деталей цилиндрической формы, имеющих конический придонный участок / А.М. Дмитриев, Н.В. Коробова, Н.С. Толмачев, А.Ю. Аксененко // Известия ТулГУ. Технические науки. Вып. 10: в 2-х частях, часть 2. 2014. – С. 3–17.

250. Алиев И. С. Исследование процесса комбинированного поперечно–прямого выдавливания / И.С. Алиев, О.К. Савченко, А.Н. Рахметуллаев // Оптимизация металлосберегающих процессов при ОМД. – Ростов-на-Дону : РИСХМ, 1989. – С. 132–139.

251. Алиев И.С. Технологические возможности радиально–прямого выдавливания / И.С. Алиев, О.К. Савченко, О.В. Чучин // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 2007. – №11. – С. 21–25.

252. Исследование возможностей комбинированного продольно–поперечного выдавливания полых полуфабрикатов из прутковых заготовок / Г.А. Данилин, Н.П. Агеев, Д.С. Филин [и др.] // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 2015. – № 6. – С. 11–16.

253. Lee Y.S. The forming characteristics of radial-forward extrusion / Y.S. Lee, S.K. Hwang, Y.S. Chang, B.B. Hwang // Journal of Materials Processing Technology. – 2001. – №113. – С. 136–140.

254. Jafarzadeh H. Numerical studies of some important design factors in radial–forward extrusion process / H. Jafarzadeh, M. Zadshakoyan, E. Abdi Sobbouhi // *Materials and Manufacturing Processes*. – 2010. – №25. – P. 857–863.

255. Перлин И.Л. Теория прессования металлов / И.Л. Перлин, Л.Х. Райтбарг // М. : Металлургия, 1975. – 448 с.

256. Волков С.М. Исследование возможностей процесса прессования с использованием конических игл-оправок / С.М. Волков, С.П. Буркин // *Технологии и машины обработки давлением. Труды 33–го Уральского семинара*. – Екатеринбург : Уральское отделение РАН. – 2–3. – С. 45–50.

257. Жбанков Я.Г. Получение полых деталей с переменной толщиной стенки на базе использования способов радиально-прямого выдавливания : дис. ... канд. техн. наук : 05.03.05 – процессы и машины обработки давлением / Ярослав Геннадиевич Жбанков. – Краматорск : ДГМА, 2010.

258. Алиев И. С. Технологические процессы холодного поперечного выдавливания / И. С. Алиев // *Кузнечно-штамповочное производство*. – 1988. – №6. – С. 1–4.

259. А.с. 662223 СССР, МКИ В21 J5/00. Способ выдавливания металлических изделий / И.С. Алиев (СССР). – № 2016402/25–27. Заявлено 12.04.74; Открытия. Изобретения. 1979, №18.

260. Voelkner W. Verfahrenskombination Stauchen und Seitwärtsauspressen / W. Voelkner, H.J. Mewes // *Fertigungstechnik und Betrieb*. – 1971. – № 7. – P. 151.

261. А.с. 638412 СССР, МКИ В 21 J 5/08. Способ получения изделий / Ю.А. Бочаров, А.В. Сафонов, А.Г. Овчинников (СССР). – № 2008609/25–27; Заявлено 19.03.74; Открытия. Изобретения. 1978, № 47.

262. Сивак Р.І. Холодне комбіноване видавлювання : монографія / Р.І. Сивак, В.А. Огородніков. – Вінниця: ВНТУ – 2011. – 180 с.

263. А.с. 261153 СССР, МКИ В 21 J 13/02. Штамп для изготовления деталей с фланцами / Е.И. Семенов, С.И. Рожков (СССР). – № 1278157/25–27; Заявлено 28.10.68; Открытия. Изобретения. 1970, № 4.

264. Шibaков В. Г. Влияние параметров управляемого поперечного выдавливания на образование дефектов в поковках ступенчатой формы /

В. Г. Шибakov, М. Н. Гончаров, С. Н. Гончаров // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 2005. – № 8. – С. 7–9.

265. Унксов Е. П. Выбор метода расчета технологических процессов при обработке металлов давлением / Е. П. Унксов // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 1982. – № 8. – С. 24–26.

266. Шестаков Н.А. Энергетические методы расчёта процессов обработки металлов давлением: учебное пособие / Шестаков Н.А. – М.: МГИУ, 1998. – 125 с.

267. Алиев И.С. Моделирование процессов комбинированного выдавливания / И.С. Алиев, Е.М. Солодун, К. Крюгер // Механика деформированного твёрдого тела и обработка металлов давлением. Сборник научных трудов. – Тульский гос. ун-т. Тула, 2000. – С. 21–27.

268. Джонсон В. Механика процесса выдавливания металла / В. Джонсон, Х. Кудо. – М: Metallurgia, 1965. – 174 с.

269. Hwang B.C. A UBET analysis of the non-axisymmetric combined extrusion process / B.C. Hwang, H.I. Lee, W.B. Bae // Journal of Materials Processing Technology. – 2003. – №139. – С. 547–552.

270. Lee H.I. A UBET analysis of non-axisymmetric forward and backward extrusion / H.I. Lee, B.C. Hwang, W.B. Bae // Journal of Materials Processing Technology 113. – 2001. – P. 103–108.

271. Ebrahimi R. An analytical approach for radial-forward extrusion process / R. Ebrahimi, M. Reihanian, M.M. Moshksar // Materials and Design. – 2008. – № 29. – С. 1694–1700.

272. Alexander I. On the Cold Extrusion of Flanges against High Hydrostatic Pressure / I. Alexander, B. Lengyel // I.Inst. Metals. – 1964–1965. – Vol. 93. – Part 5. – P. 137–145.

273. Kudo H. Investigation into multiaxial extrusion process to form branched parts / H. Kudo, K. Shinozaki // Proc. Int.Conf.Prog.Eng. Tokyo. – 1974. – №1. – P. 314–319.

274. Алиев И.С. Верхняя оценка усилий деформирования при поперечном выдавливании/ И.С. Алиев // *Обработка металлов давлением*. – Ростов н/Д: РИСХМ, 1978. – С. 123–134.

275. Алиев И. С. Методика анализа процессов точной объемной штамповки с помощью модульных полей скоростей / И.С. Алиев // *Разработка и исследование высокоэффективных технологических процессов, оснастки и оборудования. Обработка металлов давлением: тематический сб. науч. трудов*. – К.: УМК ВО, 1990. – С. 7–17.

276. Кузнецов Д. П. Усилие деформирования трубной заготовки при изготовлении холодным поперечным выдавливанием внутреннего фланца / Д. П. Кузнецов, Ю. И. Гуменюк, Е. Т. Савушкин // *Исследования в области пластичности и обработки металлов давлением: сб. науч. тр.* – Тула: ТПИ, 1983. – 164 с.

277. Кухарь В. Д. Формирование утолщений на стенках трубчатых заготовок / В. Д. Кухарь, А. А. Харитонов, Л. П. Бурак // *Механика деформируемого твердого тела и обработка металлов давлением: Межвуз. сб. научн. тр.* – Тула: ТулГУ, 2002. – С. 172–177.

278. Balendra R. Injection forging: Engineering and research / R. Balendra, Y. Qin // *Journal of Materials Processing*. – 2004. – 145. – P. 189–206.

279. Vickers G.W. Simulation of the Heading Process / G.W. Vickers, A. Plumtree // *Transactions of the ASME*. – 1975. – № 2. – P. 120–135.

280. Солодун Е.М. Совершенствование процессов точной объемной штамповки ступенчатых стержневых деталей с фланцем: дис. ... канд. техн. наук: 05.03.05 – процессы и машины обработки давлением / Евгений Михайлович Солодун. – Краматорск: ДГМА, 2003.

281. Авицур В. Исследование причин образования внутренних дефектов при волочении и прессовании / В. Авицур // *Конструирование и технология машиностроения*. – 1967. – № 3. – С. 195–202.

282. Алиева Л.И. Прогнозирование отклонений формы деталей при холодном выдавливании / Л.И. Алиева, Ю.И. Гуменюк, Д.В. Усманов // *Сучасні*

проблеми металургії. Наукові вісті. – Том 8. Пластична деформація металів. – Дніпропетровськ: Системні технології, 2005. – С. 515–520.

283. Алиев И. С. Прогнозирование дефектообразования при выдавливании / И. С. Алиев, К. Крюгер // Теория, технология оборудования и автоматизация обработки металлов давлением и резанием: сб. науч. тр. – Тула, 1999. – Выпуск 1. – С. 287–291.

284. Huey–Lin Ho. A study of improving warped characteristics during flange forging / Huey–Lin Ho, Su–Hai Hsiang, Chia–Ju Chang // Journal of materials processing technology 201. – 2008. – P. 14–18.

285. Beong Du Ko. The influence of die geometry on the radial extrusion processes / Du Ko Beong, Dong Joon Kim, Soo Hyung Lee, Boeng Bok Hwang // Journal of Materials Processing Technology 113. – 2001. – P. 109–114.

286. Theory and experiment in extrusion forging / S. C. Jain, A. N. Bramley, C. H. Lee, Shiro Kobayashi // Adv. Mach. Tool. Des. and Res. 1970. – Oxford e.a., 1971. – Vol. B. – P. 1097–1115.

287. Kasuga Yasuo. Material flow in sunken forging dies / Yasuo Kasuga, Shigeaki Tsutsumi, Saiki Hiroyuki // Mem. Fac. – Eng. Nagoya Univ, 1973. – 25, № 2. – P. 89–128.

288. Keife H. A new technique for determination of preforms in closed die forging of axi–symmetric products / H. Keife // Twenty–Fifth International Machine Tool Design and Research Conference, 22–24 April. – Birmingham, 1985. – P. 473–475.

289. Ян Д. Исследование процесса комбинированного выдавливания методом верхней оценки с применением произвольно ориентированных треугольных элементов / Д. Ян, Дж. Ким, К. Лим // Конструирование и технология машиностроения. – 1985. – Т. 107. – № 2. – С. 116–123.

290. Алиев И. С. Метод кинематических модулей для анализа процессов точной объемной штамповки / И. С. Алиев, А. А. Носаков, К. Д. Махмудов // Совершенствование процессов и оборудования обработки давлением в металлургии и машиностроении: сб. науч. трудов – Краматорск: ДГМА, 2001. – С. 142–146.

291. Алиев И. С. Теоретический анализ процесса комбинированного радиально-обратного выдавливания / И. С. Алиев, Н. С. Грудкина // Обработка материалов давлением : сб. науч. тр. – Краматорск : ДГМА, 2008. – № 1 (19). – С. 55–60.

292. Алиева Л. И. Исследование контактного трения в процессе холодного выдавливания / Л. И. Алиева, А. И. Лобанов // Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку. Матеріали ІІІ МНТК. – Краматорськ, 2005. – С. 99–101.

293. Биба Н. В. Разработка и совершенствование технологииковки и штамповки с помощью QForm3D / Н. В. Биба, С. А. Стебунов // Кузнечно-штамповочное производство : Перспективы и развитие : сб. научных трудов. – Екатеринбург : ГОУ ВПО «УГТУ–УПИ», 2005. – 884 с. ISBN 5–321–00–172–3.

294. Monaghan J. An investigation of plane-strain lateral extrusion to form components having staggered branches / J. Monaghan // Journal of Materials Processing Technology. – 1998. – 77. – P. 305–313.

295. QForm – универсальная и эффективна программа для моделирования коки и штамповки / Н.В. Биба, С.А. Стебунов, Ю.А. Гладков, П.С. Мордвинцев // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 2011. – № 1. – С. 36–42.

296. Fereshteh-Saniee F. A new CAD system for finisher die design of an axisymmetric forging component with arbitrary profile / F. Fereshteh-Saniee, B. Daneshzad-Moghaddam // J. Mater. Process. Technol. 2004. 153-154. - P. 157-163.

297. Программный комплекс для моделирования двумерных процессов пластического течения при обработке металлов давлением. Свидетельство об отраслевой регистрации разработки / А.В. Власов, Н.А. Шестаков, В.Н. Субич, В.А. Демин // МО РФ. – ОФАП. –Номер гос. рег. 50200400053.

298. Разработка программного комплекса для расчета параметров импульсной объемной штамповки / В.В. Третьяк, А.И. Долматов, А.С. Федорова, С.В. Бреус // Вестник двигателестроения, 2014. – С. 176–180.

299. Матвеев С. А. Возможности конечно–элементного анализа при решении технологических задач обработки металлов давлением /

С. А. Матвеев, В. С. Мамутов, К. М. Иванов // *Металлообработка*, 2003. – № 1. – С. 23–28.

300. Степанский Л. Г. Об опытной проверке результатов компьютерного моделирования процессов пластического деформирования / Л. Г. Степанский // *Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением*. 2001. – № 6. – С. 36–40.

301. Деформации и напряжения при обработке металлов давлением / Полухин П.Н., Воронцов В.К., Кудрин А.Б., Чиченов Н.А. М.: Машиностроение, 1974. – 336 с.

302. Грудев А. П. Трение и смазки при обработке металлов давлением. Справочник. / А.П. Грудев, Ю.В. Зильберг, В.Т.Тилик – М.: Металлургия, 1982. – 312 с.

303. Контактное трение в процессах обработки металлов давлением / А.Н. Леванов, В.Л. Колмогоров, С.П. Буркин [и др.] – М.: Металлургия, 1976. – 416 с.

304. Леванов А.Н. Методика испытаний контактного трения в процессах обработки металлов давлением / А.Н. Леванов // *Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением*. – 2013. – № 2. – С. 26–34.

305. Евстратов В.А. Методика исследования трения и его учета в процессах холодной объемной штамповки // В.А. Евстратов, В.И. Кузьменко, Е.А. Кузьменко // *Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением*. – 2000. – №8 – С. 3–7.

306. Алиев И. С. К вопросу изучения контактного пластического трения / И.С. Алиев, К. Крюгер // *Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні* : зб. наук. пр. – Краматорськ : ДДМА, 2002. – С. 112–120.

307. Алиев И. С. Методы и устройства для исследования контактного пластического трения при объемном пластическом деформировании / И. С. Алиев, К. Крюгер // *Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением*. – 2008. – №1. – С. 3–10.

308. Алієва Л. І. Оцінка технологічної деформівності при обробці металів тиском з урахуванням схем напруженого стану / Л. І. Алієва, В. А. Огородніков, О. В. Грушко // Научный Вестник ДГМА. – Краматорск : ДГМА, 2015. – № 1 (16Е). – С. 4–21. – Электронный доступ: [http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/science_vesnik/№1\(16E\)_2015/article/3.pdf](http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/science_vesnik/№1(16E)_2015/article/3.pdf).

309. Огородников В.А. Ресурс пластичности металлов при холодном объемном формоизменении : монография / В.А. Огородников, И.А. Деревенько, Л. И. Алиева. – Винница : ВНТУ, ООО «Меркьюри–Подолье» 2016. – 176 с. – ISBN 978–966–2696–69–1.

310. Сивак И.О. Пластичность металлов при холодной пластической деформации // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні : зб. наук. пр. – Краматорськ–Слов'янськ, 2000. – С. 168–171.

311. Огородников В. А. Диаграммы пластичности и особенности их построения / В. А. Огородников, И. Ю. Кирица, В. И. Музычук // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні : зб. наук. пр. – Краматорськ: ДДМА, 2006. – С. 251–255.

312. Дель Г.Д. Критерий деформируемости металлов при обработке давлением. / Г.Д. Дель, В.А. Огородников, В.Г. Нахайчук // Изв. ВУЗов, Машиностроение. – 1975. – №4. – С. 19–24.

313. Дель Г.Д. Пластичность деформированного металла / Г.Д. Дель // Физика и техника высоких давлений. – 1983 – №11. – С. 28–32.

314. Огородников В.А. Моделирование процессов обработки давлением на основе гипотезы о силовом и кинематическом подобии параметров деформирования / В.А. Огородников, А.В. Грушко, И.А. Деревенько // Обработка материалов давлением : сб. науч. тр. – 2012. – №4. – С. 46–52.

315. Shtern M. B. Effect of a Third Invariant on the Properties and Structure of Constitutive Relationships for Powder Materials / M. B. Shtern, A. V. Kuzmov // Powder Metallurgy and Metal Ceramics. – Volume 42. – Numbers 7–8. – July, 2003. – P. 329–335.

316. Wierzborski, T. Calibration and evaluation of seven fracture models / T. Wierzborski, Y. Bao, W. Y. Lee, Y. Bai // *International Journal of Mechanical Sciences.*, 2005. – № 47. – P. 719–743.

317. Степанский Л. Г. Энергетический критерий разрушения металла при обработке давлением / Л. Г. Степанский // *Кузнечно-штамповочное производство.* – 1988. – № 9. – С. 1–5.

318. Глинер Р.Е. Оценка деформируемости стали в процессе холодной объемной штамповки / Р.Е. Глинер, Е.Б. Катюхин // *Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением.* – 2015. – № 7. – С. 12–16.

319. Алиева Л. И. Оценка предельного формоизменения при радиальном выдавливании с использованием энергетического критерия / Л. И. Алиева // *Известия Тульского государственного университета. Серия «Механика деформируемого твердого тела и обработка металлов давлением».* – 2006. – Выпуск 1. – С. 199–206.

320. Пат. 63208 А Україна, G01N3/28. Спосіб випробування металевих зразків для визначення граничної пластичної деформації / І.С. Алієв, І.Г. Савчинський, Л.І. Алієва, К.І. Сівак (Україна). – № 2003021779; Заявл. 28.02.2003; Опубл. 15.01.2004, Бюл. № 1.

321. Алиев И.С. Систематизация информации для разработки процессов выдавливания в разъемных матрицах / И.С. Алиев, А.И. Лобанов, О.К. Савченко // *Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні : зб. наук. пр.* – Краматорськ, 2001. – С. 194–198.

322. Методика расчета и проектирования процессов выдавливания в разъемных матрицах / Л. И. Алиева, А. И. Лобанов, Р. С. Борисов, И. Г. Савчинский // *Nowe technologie i osiagniecia w metargii i inzenierii materialowej V Miedz. konf. naukowa.* – Czenstchowa, 2004. – S. 383–391.

323. Соломонов К.Н. Автоматизированное проектирование инструмента и технологий объемной штамповки (обзор) / К. Н. Соломонов // *Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением.* – 2003. – №8. – С. 42–48.

324. Винник А.В. Новые библиотеки КОМПАС–3D – быстрота и качество проектирования технологической оснастки / А. В. Винник // *Оборуд. и инструм. для профессионалов.* – 2005. – №2. – С. 70–71.

325. Смуров А.М. Из опыта разработки, освоения и внедрения штампов с разъемной матрицей для металло-экономной штамповки / А.М. Смуров // *Кузнечно-штамповочное производство.* – 1992. – №6. – С. 5–8.

326. Иосифов В.Н. Внедрение процессов безоблойной штамповки на Минском автомобильном заводе / В.Н. Иосифов, Л.А. Войналович, И.Н. Терехей // *Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением.* – 1979. – №7. – С. 7–8.

327. Эдуардов М.С. Штамповка в закрытых штампах / М.С. Эдуардов. – Л.: Машиностроение, 1971. – 240 с.

328. Савченко О.К. Проектирование штампов с разъемными матрицами // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні : зб. наук. пр. – Краматорськ: ДДМА, 1998. – С. 407–410.

329. Разработка штампов для выдавливания в разъемных матрицах / П.Б. Абхари, Л.И. Алиева, И.С. Алиев, А.А. Еремина // *Обработка материалов давлением : сб. науч. тр.* – Краматорск: ДГМА, 2016. – №1(42). – С. 223–231.

330. Штамп для радиального выдавливания: А.с. 1489915 СССР, МКИ В21 J 13/02. / Ю.Д. Баев, В.С. Чесноков, В.В. Потапов, Н.Н. и др. (СССР). – №4332272/30-27; Заявлено 23.11.87; Открытия. Изобретения. 1989. №24.

331. А.с. 1360866 СССР, МКИ В21 J 13/02. Штамп для объемной штамповки / И.С. Алиев, М.А. Атаянц, О.К. Савченко, С.А. Чигиринский. – № 4114000/25–27. Заявл. 10.07.86 // *Открытия. Изобретения.* 1987. – №47.

332. Роганов Л.Л. Разработка нового типа кузнечно-прессового оборудования для штамповочных операций / Л. Л. Роганов, С. Г. Карнаух, Н. В. Чоста // *Металлообработка.* – С.-Пб.: Политехника, 2010. – № 6(60). – С. 28–34.

333. А.с.1055581 СССР, МКИ В21 J 13/02. Штамп для безоблойной штамповки / А.М.Шулаков, В.С.Нестеров. № 3482107/25-27. Заявл. 17. 08.82 // Открытия. Изобретения. 1983. – № 49.

334. А.с. 1038045 СССР, МКИ В21 J 13/02. Штамп для получения полых поковок с фланцами / В.В.Мартынов, В.М.Сундуков. № 3308536/ 25-27. Заявл. 01.07.81 // Открытия. Изобретения. 1983. – № 32.

335. Штамп для объемной штамповки: А.с. 1238873 СССР, МКИ В21 J 13/02. / Ю.М. Лебедев, Э.Г. Прокофьев, В.С. Васюков и А.С. Беззубов (СССР). №3846712/25-27; Заявлено 23.01.85; Оpubл. Открытия. Изобретения. 1986. – №23.

336. А.с. 1479200 СССР, МКИ В21 J 13/02. Штамп для объемной штамповки / Б.Е. Михайленко, В.И. Чередниченко и Н.Л. Ярмач. – № 4222624/25-27; Заявлено. 07.04.87; Оpubл. Открытия. Изобретения. 1989. – №18.

337. Кадыркаев А.А. Гидравлический рычаг для зажима полуматриц / А.А. Кадыркаев, Г.Я. Злотников // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 1979. – №5. – С. 38.

338. А.с. 1047574 СССР, МКИ В21 J 13/02. Штамп с разъемными матрицами / В.Н.Забелин, Г.Я.Чернышев. № 3419331/25-27. Заявл. 08. 04.82 // Открытия. Изобретения. 1983. – № 38.

339. Ishihara Y. Enclosed Die Forging Using Die Set / Yoshihiro Ishihara, Kozo Osakada // 60 Excellent Inventions in Metal Forming. – Springer–Verlag. Berlin–Heidelberg, 2015. – P. 307–312. – ISBN 978–3–662–46311–6.

340. Способ получения цилиндрического утолщения на трубчатой заготовке и устройство для его осуществления: А.с. 1402403 СССР, В 21 J 5/08. / А.Ю. Аверкиев, Ю.А. Алюшин, С.А. Шульга (СССР). – № 3929858/31-27; Заявлено 15.06.88; Открытия. Изобретения. 1988. – № 22.

341. А.с. №1038050. В21 J 13/2. Штамп для радиального выдавливания / И. С. Алиев, К. Д. Махмудов. – №3435062/25–27; заявл. 07.05.82; опубл. в Б.И. – 1983. – №32. – С. 38.

342. А.с. №1426686 СССР. В21 13/02. Штaмп для выдавливания деталей с фланцем / Алиев И.С., Савченко О.К., Гришин Е.А., Элькин М.Я. Заявл. 01.08.86, №4141261/31–27. Опубл. в Б.И., 1988, №36. – С.43

343. Перерва А. В. Прессование из заготовки неограниченной длины / А. В. Перерва, Г. В. Кожевников, Л. И. Алиева // Вісник ДДМА : зб. наук. пр. – Краматорськ: ДДМА, 2010. – № 1 (18). – С. 221–225.

344. Совершенствование технологии штамповки деталей промышленной арматуры / А.Э.Артес, П.А.Рогозников, Е.И.Лыжников [и др.] // Арматуростроение. – 2005. – №3 (35). – С. 26–28.

345. Овчинников А.Г. Прессы для холодной объёмной штамповки выдавливанием с активными силами трения / А.Г. Овчинников, А.М. Дмитриев // Кузнечно-штамповочное производство.– 1995. – №12. – С. 7–10.

346. Пат.6154942 США, МПК⁷ В 23 Р 11/00. Cold Forging apparatus and method for forming complex: Пат.6154942 США, МПК⁷ В 23 Р 11/00 / Stone P. (США); Tesco Engineerin. – № 10/291361; Заявл. 12.11.02; Опубл. 13.09.05.

347. Пат. 10123745 Германия МПК⁷ В 21 J 9/00. Hydraulisch-mechanische Schliesuorrichtung vorzugsweise zum Querfliesspressen: Пат. 10123745 Германия МПК⁷ В21 J9/00 / Schwager A., Kammere M. (Германия); Hatebur Umformmaschinen AG. – Заявлено 11.05.01; Опубл. 21.11.02.

348. ОМД 2014. Фундаментальные проблемы. Инновационные материалы и технологии. Сборник докладов международного научно-технического конгресса. – Ч.1. – М.: ООО «Белый ветер», 2014. – 455 с.

349. Алієв І. С. Методи пошуку нових технологічних способів видавлювання / І. С. Алієв // Теорія та практика обробки матеріалів тиском. Колективна монографія. Запоріжжя: вид. АТ «Мотор-Січ». 2016. – С. 364–385. – ISBN 978-966-2906-60-8.

350. Ковалевский С. В. Методика классификации комбинированных методов обработки деталей машин / С. В. Ковалевский, И. Н. Стародубцев // Научный вестник ДГМА. сб. научн. трудов. – Краматорск : ДГМА, 2013. – № 2 (12Е). – С. 107–114.

351. Одрин В.М. Морфологический анализ систем / В.М. Одрин, С.С. Каратавов. – К.: Наукова думка, 1977. – 174 с.

352. Чяпяле Ю. М. Методы поиска изобретательских идей / Ю. М. Чяпяле. – Ленинград : Машиностроение, Ленингр. отд-ние, 1990. – 96 с. – ISBN 5-217-00940-3.

353. Алиева Л. И. Процессы комбинированного деформирования и выдавливания // Обработка материалов давлением. сб. научн. трудов. – Краматорск: ДГМА, 2016. – № 1 (42). – С. 100–108.

354. Алиева Л. И. Новые процессы комбинированного деформирования / Л. И. Алиева // Ресурсосбережение и энергоэффективность процессов и оборудования обработки давлением в машиностроении и металлургии. Материалы VI МНТК. – Харьков : НТУ «ХПИ», 2014. – С. 5–6.

355. Пат. 32229 Україна, МПК В 21 К 21/00. Спосіб виготовлення порожнистих деталей / Алієв І. С., Алієва Л. І., Жбанков Я. Г.; власник Донбаська державна машинобудівна академія. – № u 200714594; заявл. 12.05.2008 ; опубл. 12.05.2008, Бюл. № 9.

356. Пат. 73920 Україна, МПК В 21 К 21/00. Спосіб виготовлення деталей з наскрізним отвором / Алієв І. С., Алієва Л. І., Бондарева О. М.; заявник і патентовласник Донбаська державна машинобудівна академія. – № u 201204045; заявл. 02.04.2012; опубл. 10.10.2012. – Бюл. № 19.

357. Пат. 32102 Україна, МПК В 21 К 21/00. Спосіб розділення сортового прокату на заготовки / Алієв І. С., Алієва Л. І., Жбанков Я. Г., Косенко М. В.; власник Донбаська державна машинобудівна академія. – № u 200711369 ; заявл. 12.05.2008 ; опубл. 12.05.2008, Бюл. № 9.

358. Сигорский В.П. Математический аппарат инженера / В.П. Сигорский. – Киев: Техника, 1975. – 768 с.

359. Пат. 84078 Україна, МПК В 21 К 21/00. Спосіб виготовлення деталей з бічними відростками / Л. І. Алієва, О. М. Бровкін, І. А. Деревенько, О. А. Жукова, В. В. Цимбаліст; заявник та патентовласник Донбаська державна машинобудівна академія. – № u201304310; заявл. 05.04.13; опубл. 10.10.13, Бюл. № 19.

360. Пат. 104817 Україна, МПК В 21 К 22/04. Спосіб виготовлення деталей з фланцем / Л. І. Алієва; заявник та патентовласник Донбаська державна машинобудівна академія. – № u201506428; заявл. 30.06.15; опубл. 25.02.16, Бюл. № 4.

361. Пат. 51926 Україна, В21К21/00. Спосіб виготовлення деталей типу втулки з фланцем / Л. І. Алієва, С. В. Мартинов, М. С. Москаленко; заявник і патентовласник Донбаська державна машинобудівна академія. – № 201000434; заявл. 18.01.2010; опубл. 10.08.2010, Бюл. № 15.

362. Пат. 48902 Україна, МПК В21 К 21/00. Спосіб виготовлення деталей типу втулки з зовнішнім фланцем / П. Абхарі, І. С. Алієв, Л. І. Алієва, С. В. Мартинов; заявник і патентовласник Донбаська державна машинобудівна академія. – № 200910370; заявл. 13.10.2009; опубл. 12.04.2010, Бюл. № 7.

363. Пат. 74207 Україна, МПК В 21 К 21/00. Спосіб виготовлення деталей типу втулок / Алієв І. С., Алієва Л. І., Бондарева О. М., Гаріфуліна А. Р.; заявник і патентовласник Донбаська державна машинобудівна академія. – № u 201202793; заявл. 12.03.2012; опубл. 25.10.2012, Бюл. № 20.

364. Пат. 67960 А Україна, В 21 К 21/00. Спосіб виготовлення порожнистих деталей з фасонною бічною поверхнею / Алієв І. С., Савченко О. К., Алієва Л. І., Чучин О. В.; власник Донбаська державна машинобудівна академія. – № 2003076832; заявл. 15.07.2004; опубл. 15.07.2004, Бюл. № 7.

365. Пат. 72113 А Україна, МПК В 21 J 5/00. Спосіб одержання деталей з порожниною / Алієв І. С., Савчинський І. Г., Лобанов О. І., Алієва Л. І.; власник Донбаська державна машинобудівна академія. – № 20031211130; заявл. 08.12.2003; опубл. 17.01.2005, Бюл. №1.

366. Пат. 74528 Україна, В 21 К 21/00. Спосіб одержання порожнистих виробів з тонким дном / І. С. Алієв, І. Г. Савчинський, Р. С. Борисов, Л. І. Алієва, (Україна). – №20031211209; заявл. 09.12.2003; опубл. 15.12.2005. Бюл. №12.

367. Пат. 117796 Україна, В 21 К 21/00. Спосіб одержання порожнистих виробів з тонким дном / Л. І. Алієва, П. Абхарі, Х. В. Гончарук, Л. В. Таган. –

заявник і патентовласник Донбаська державна машинобудівна академія. – № u201700272; заявл. 10.01.2017; опубл. 10.07.2017. Бюл. №13.

368. Пат. 82189 Україна, МПК В 21 J 1/04.Спосіб пластичного деформування виробів / Л. І. Алієва, І. А. Деревенько, Я. Г. Жбанков, Л. В. Таган; заявник і патентовласник Донбаська державна машинобудівна академія. – № u201301279; заявл. 04.02.2013; опубл. 25.07.2013. – Бюл. № 14.

369. Пат. 108568 Україна, МПК В 21 J 1/04. Спосіб інтенсивного пластичного деформування заготовок / Л. І. Алієва, заявник і патентовласник Донбаська державна машинобудівна академія. – № u201513087; заявл. 30.12.2015; опубл. 25.07.2016. – Бюл. № 14.

370. Пат. 107950 Україна, МПК В 21 J 5/12, В 21 К 21/00. Спосіб виготовлення порожнистих виробів типу стакану / Л. І. Алієва, Х.В. Гончарук, О.В. Шкира, Р.І. Сивак; заявник та патентовласник Донбаська державна машинобудівна академія. – № u201513100; заявл. 30.12.15; опубл. 24.06.16, Бюл. № 12.

371. Алиева Л. И. Выбор кинематических модулей для определения силовых параметров радиального выдавливания / Л. И. Алиева, Я. Г. Жбанков // Вісник ДДМА: зб. наук. праць. Краматорськ, 2006. – № 3 (5). – С. 108–113.

372. Алиева Л.И. Оценка деформированного состояния деталей в процессе холодного выдавливания / Л.И. Алиева // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2016. – №2. – С. 77–85.

373. Иванов К. М. Метод конечных элементов в технических задачах ОМД : учеб. пособие / К. М. Иванов, С. В. Шевченко, Э. Е. Юргенсон. – СПб: Ин-т машиностроения, 2000. – 217 с.

374. Гуменюк Ю.И. Применение перестроения сетки при конечно-элементном моделировании процесса холодного продольного выдавливания / Ю.И. Гуменюк, С.В. Даниленко, Д.В. Усманов // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні. Зб. наук. пр. – Краматорськ: ДДМА, 2004. – С. 235–240.

375. Біба Н. В. Досвід застосування програм QForm для моделювання процесів ОМТ в промисловості, освіті та дослідженнях / Н.В. Біба // Пластична

деформація металів : матеріали наук.-практ. конф.: тез. Допов., 22-26 травня 2017 р., м. Дніпро, 2017. – С. 9.

376. Деформации и напряжения при обработке металлов давлением / П. Н. Полухин, В. К. Воронцов, А. Б. Кудрин, Н. А. Чиченов. – М. : Машиностроение, 1974. – 336 с.

377. Смирнов-Аляев Г. А. Экспериментальные исследования в обработке металлов давлением / Г. А. Смирнов-Аляев, В. П. Чикидовский. – М. : Машиностроение, 1972. – 360 с.

378. Чиченов Н. А. Методы исследования процессов обработки металлов давлением / Н. А. Чиченов, А. Б. Кудрин, П. И. Полухин. – М. : Металлургия, 1977. – 311 с.

379. Дель Г.Д. Метод делительных сеток. / Г.Д. Дель, Н.А. Новиков – М.: Машиностроение, 1979. – 144 с.

380. Ренне И. П. Теоретические основы экспериментальных методов исследования деформаций методом сеток в процессах обработки металлов давлением / И. П. Ренне. – Тула : ТПИ, 1979. – 96 с.

381. Лисицын А. И. Моделирование процессов обработки металлов давлением / А. И. Лисицын, В. Я. Остренко. – К.: Техніка, 1976. – 208 с.

382. Кроха В. А. Упрочнение металлов при холодной пластической деформации / В. А. Кроха. – М. : Машиностроение, 1980. – 155 с.

383. Хван Д. В. Экспериментальная механика конечных деформаций / Д. В. Хван, Ф. Х. Томилов, В. И. Корольков. – Воронеж : ЭЛИСТ, 1996. – 248 с.

384. Деревенько И. А. Совершенствование технологических процессов холодной объемной штамповки на основе формирования модели материалов. : дис. ... канд. техн. наук : 05.03.05 – процессы и машины обработки давлением / Ирина Анатольевна Деревенько , Винница: ВНТУ, 2013.

385. Параметры модели, формирующей карту материала в процессах обработки давлением / В. А. Огородников, Л. И. Алиева, В. М. Кожушаный, И. А. Деревенько // Обработка материалов давлением : сб. науч. тр. – Краматорск : ДГМА, 2011. – № 1 (26). – С. 91–98.

386. Буренников Ю.А. Применение промежуточных отжигов для улучшения механических характеристик заготовок, получаемых при поперечном выдавливании / Ю.А. Буренников, Е.И. Сивак, Л.И. Алиева // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні: тематич. зб. наук. пр. – Краматорськ, 2004. – С. 384–387.

387. Сивак И. О. Поверхность предельной пластичности / И.О. Сивак // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском у машинобудуванні та металургії. – Краматорськ: ДДМА, 1999. – С. 9–15.

388. Коцюбивская Е. И. Пластичность металлов при плоском напряжённом состоянии / Е.И. Коцюбивская, Л.И. Алиева // Прогрессивные методы и технологическое оснащение процессов ОМД: Материалы МНТК, 11–14 октября 2005 г. – Санкт-Петербург: БГТУ «Военмех», 2005. – С. 86–90.

389. Оценка деформируемости заготовок при радиальном выдавливании с противодавлением / Е. И. Коцюбивская, И. О. Сивак, Л. И. Алиева, С. В. Куценко // Обработка материалов давлением: сб. науч. тр. – Краматорск: ДГМА, 2008. – № 1(19). – С. 29–33.

390. Коцюбівська К.І. Підвищення ефективності процесів холодного поперечного видавлювання осесиметричних заготовок з фланцем за рахунок використання протитиску / дис. канд. техн. наук : 05.03.05 – процеси та машини обробки тиском / Катерина Іванівна Коцюбівська, Вінниця : ВНТУ, 2007.

391. Огородников В. А. Пластичность металлов при объемном напряженном состоянии / В. А. Огородников, Л. И. Алиева, И. А. Деревенько // Вісник НТУУ «КПІ». Серія «Машинобудування» – 2012. – №64. – С. 201–207.

392. А.с. 1196091 СССР, МКИ В21 J 13/02. Устройство для исследования условий деформирования / И.С.Алиев, К.Н.Богоявленский. № 3811916/25-27. Заявл. 10.11.84 // Открытия. Изобретения. 1985. № 45.

393. Пат. 105542 Україна, МПК G 01 N 3/08, В 21 J 13/00. Пристрій для дослідження умов контактної тертя / Л. І. Алієва, заявник і патентовласник Донбаська державна машинобудівна академія. – № u201508939; заявл. 16.09.2015; опубл. 25.03.2016. – Бюл. № 6.

394. Володин И. М. Статистический анализ результатов экспериментальных исследований в обработке металлов давлением: Учеб. пособие / И. М. Володин, П. И. Золотухин. – Липецк: ЛГТУ, 2003. – 105 с.

395. Соловьев В. А. Элементарные методы обработки результатов измерений: Учеб. пособие / В. А. Соловьев, В. Е. Яхонтова. – Л.: Изд-во Ленингр. ун-та, 1977. – 72 с.

396. Новик Ф.С. Оптимизация процессов технологии металлов методом планирования экспериментов / Ф.С. Новик, Я.Б. Арсов // Машиностроение. – 1980. – 304 с.

397. Алиева Л. И. Свойства кинематических модулей для анализа процессов выдавливания // XVII Міжнародна науково-технічна конференція «Прогресивна техніка, технологія і інженерна освіта» – 22–25 червня 2016 – Одеса–Київ : НТУУ«КПІ», 2016. – С. 69- 71.

398. Алиева Л. И. Моделирование процесса комбинированного выдавливания фланцев на полых деталях / Л. И. Алиева // Вісник НТУУ «КПІ». Серія Машинобудування. – 2016. – № 1(76). – С. 20–30.

399. Алиева Л. И. Моделирование процесса комбинированного радиально-обратного выдавливания деталей типа «стакан с фланцем» / Л. И. Алиева, Н. С. Грудкина // Вісник НТУ «ХПІ»: зб. наук. пр. – Харків, 2012. – № 47 (953). – С. 3–9.

400. Алиева Л. И. Моделирование процесса радиально-обратного выдавливания полых деталей / Л. И. Алиева, Н.С. Грудкина, К. Крюгер // Mechanics and Advanced Technologies. 2017 – № 1 (79). – С. 91–99. – DOI: <http://dx.doi.org/10.20535/2521-1943.2017.79.95873>.

401. Алиева Л.И. Теоретический анализ процесса комбинированного радиально-обратного выдавливания деталей с фланцем / Л.И. Алиева, Н. С. Грудкина // Известия МГТУ «МАМИ» Научный рецензируемый журнал Серия 2. Технология машиностроения и материалы. – Москва : МГТУ «МАМИ», 2013 – №2(16). – С. 163–171.

402. Алиева Л.И. Анализ процесса радиально-прямого выдавливания методом кинематических модулей / Л.И. Алиева, О.В. Чучин // Научный

вестник ДГМА. – Краматорск, 2015. – № 4 (19Е). – С. 70–79. URL: [http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/science_vesnik/%E2%84%963\(18%D0%95\)_2015/article/3.pdf](http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/science_vesnik/%E2%84%963(18%D0%95)_2015/article/3.pdf).

403. Aliieva L. Analysis of billet deformation during the combined radial-backward extrusion / L. Aliieva, N. Grudkina, I. Zhbakov // XIII International Scientific conference «New technologies and achievements in metallurgy and materials engineering». – Czestochowa, 2012. – Chapter 1. – Nr 24. – P. 389–396. – ISBN 978–83–87745–74–5.

404. Алиева Л.И. Силовой режим формообразования полых деталей при холодном радиально-прямом выдавливании с обжатием / Л.И. Алиева // Вісник НТУ «ХП». Харків. – 2016. – № 38 (1210). – С. 5–12.

405. Алиева Л.И. Деформирование заготовок способом радиального выдавливания с противодавлением / Л.И. Алиева // Вісник ХНТУ. – Херсон, 2016. – № 2 (57). – С. 29–36.

406. Continuous Failure Prediction Model for Nonlinear Load Paths in Successive Stamping and Crash Processes / Dell, H.; Gese, H.; Kepler, L.; Werner, H. and Hooputra, H. // SAE – Paper 2001 – 01 - 1131, New Sheet Steel Products and Sheet Metal Stamping (SP – 1614), SAE 2001 World Congress, Michigan, march 5 - 8, 2001. – P. 113–122. – №9.

407. Алиева Л. И. Влияние гидростатического давления и истории его изменения на пластичность в задачах обработки металлов давлением / Л.И. Алиева, В.А. Огородников // Изв. ТулГУ. Технические науки. – Тула: Изд-во ТулГУ. – 2014. – Вып. 10. – Ч. 1. – С. 118–128.

408. Огородников В.А. Параметры напряженного состояния диаграмм пластичности / В.А. Огородников, Л.И. Алиева, И.А. Деревенько // Обработка материалов давлением: сб. научн. тр. – Краматорск: ДГМА, 2011. – №4 (29). – С. 10–18.

409. Алиева Л. И. Феноменологические критерии разрушения и их применение в задачах технологической механики / Л. И. Алиева, В. А. Огородников // Прогрессивные методы и технологическое оснащение

процессов ОМД: материалы МНТК, посвященной 80-летию кафедры Е4 БГТУ «ВОЕНМЕХ», 14–17 октября 2014 года. – СПб, 2014. – С. 33–39.

410. Aliieva L. Application of fracture criteria in technological problems of metal forming / L. Aliieva // New technologies and achievements in metallurgy, material engineering and production engineering / XVI International scientific conference. A collective monograph. Cheshstohov, 2015 – P. 94–99. – ISBN 978-83-63989-27-9.

411. Алієва Л. І. Феноменологічні основи теорії деформівності та її застосування до процесів обробці металів тиском / Л. І. Алієва, В. А. Огородніков, О. В. Грушко. // Теорія та практика ОМТ. Колективна монографія. – Запоріжжя: Мотор-Січ, 2016. – С. 5–31. – ISBN 978-966-2906-60-8.

412. Алиева Л.И. Критерии деформируемости и возможности их использования в задачах обработки давлением / Л. И. Алиева // Вісник ДДМА. – Краматорськ : ДДМА, 2016. – №2 (38). – С. 17–21.

413. Огородников В.А. Влияние гидростатического давления на пластичность при сложном нагружении / В. А. Огородников, И. О. Сивак // Физика и техника высоких давлений. – 1983. – №11 – С. 33–37.

414. Скуднов В. А. Предельные пластические деформации металлов / В. А. Скуднов. – М: Металлургия, 1989. – 176 с.

415. Оценка технологической деформируемости при поперечном выдавливании / Л. И. Алиева, Р.И. Сивак, Е.И. Коцюбивская, С.И. Сухоруков // Прогресивна техніка, технологія і інженерна освіта. Матеріали XVIII Міжнародної науково-технічної конференції – 29 червня – 1 липня 2017 – Київ : НТУ України «КПІ», 2017. – С. 108–110.

416. Алиева Л. И. Восстановление пластичности при радиальном выдавливании с промежуточными отжигами / Л. И. Алиева, Л. В. Таган, Е. И. Коцюбивская // Матеріали I Міжнародної науково-практичної конференції «Сучасні технології промислового комплексу-2015». – Херсон, 2015. – С. 33–34.

417. Жбанков Я.Г. Восстановление пластичности при изотермическом горячем дробном деформировании / Я. Г. Жбанков, Л. И. Алиева, В. М. Михалевич // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 2013. – № 7. – С. 12–17.

418. Zhbankov I. G. Calculation of recovery plasticity in multistage hot forging under isothermal conditions / Iaroslav G. Zhbankov, Alexander V. Perig, Leila I. Aliieva // Springer Plus. – 2016. – 5:1881. DOI: 10.1186/s40064-016-3570-x.

419. Алиева Л.И. Ресурс пластичности в процессах комбинированного выдавливания / Л.И. Алиева, И.А. Деревенько, Р.И. Сивак // Обработка материалов давлением: сб. науч. тр. – Краматорск: ДГМА, 2013. – №1 (34). – С. 11–17.

420. Технологическая деформируемость при штамповке стаканов с фланцем / Л. И. Алиева, С. В. Мартынов, Н. С. Грудкина, А. Д. Комиренко // Научный Вестник ДГМА, 2013. – №1(11). – С. 20–24. – URL : [http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/science_vesnik/%E2%84%961\(11%D0%95\)_2013/article/5.pdf](http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/science_vesnik/%E2%84%961(11%D0%95)_2013/article/5.pdf).

421. Мартынов С. В. Совершенствование технологии и оснастки холодной объемной штамповки трубчатых деталей с внутренними фланцами : дис. ... канд. техн. наук : 05.03.05 – процессы и машины обработки давлением / Сергей Владимирович Мартынов. – Краматорск : ДГМА, 2014.

422. Алиева Л. И. Деформируемость металла в процессе трехстороннего комбинированного выдавливания / Л. И. Алиева, А. В. Шкира, К. В. Гончарук // Вісник НТУ «ХП»: зб. наук. пр. – Харків, 2014. – № 43 (1086). – С. 3–7.

423. Алиева Л. И. Комбинированное трехстороннее выдавливание полых деталей с отростком и фланцем / Л. И. Алиева, К.В. Гончарук, А.В. Шкира // Прогресивна техніка, технологія і інженерна освіта. Матеріалі XVIII МНТК – Київ : НТУ України «КП», 2017. – С. 164–166.

424. Особенности формоизменения полых деталей с фланцем в процессах комбинированного радиально-обратного выдавливания / Л. И. Алиева, Н. С. Грудкина, Я. Г. Жбанков, К. Крюгер // Обработка

материалов давлением : сб. науч. тр. – Краматорск : ДГМА, 2010. – № 4 (25). – С. 115–119. – ISSN 2076–2151.

425. Prediction of the Variation of the Form in the Processes of Extrusion / I. Aliiev, L. Aliieva, N. Grudkina, I. Zhbankov // Metallurgical and Mining Industry: scientific and technical journal. – Dnepropetrovsk. 2011. – Vol. 3. – No 7. – P. 17–22.

426. Алиева Л. И. Исследование деформированного состояния при комбинированном радиально-обратном выдавливании полых деталей с фланцем / Л. И. Алиева, Н. С. Грудкина // Состояние и перспективы развития сельскохозяйственного машиностроения : материалы 5-й междунар. науч.-практ. конф. – Ростов н/Д : ДонГТУ, 2012. – С. 199–202.

427. Алиева Л.И. Исследование процесса комбинированного радиально-обратного выдавливания деталей с фланцем с разьединенным очагом деформации / Л. И. Алиева, Н. С. Грудкина // Вестник КГИУ. – Темиртау, 2014. – № 1 (4). – С. 19–24.

428. Дефектообразование в процессах холодного выдавливания / Л. И. Алиева, Я.Г. Жбанков, Н.С. Грудкина, П.Б. Абхари // Теоретичні та практичні проблеми в обробці матеріалів тиском. Матеріали VII МНТК. – Київ–Херсон, 2016. – С. 148–152.

429. Експериментальне дослідження деформованого стану комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання / Алієва Л. І., Солодун Є. М., Гончарук Х. В., Шкіра О. В. // Вісник ХНТУ. – 2015. – № 4 (55). – С. 82–87.

430. Алиева Л.И. Радиально-обратное выдавливание деталей с фланцем / Л.И. Алиева // Физика и техника высоких давлений. – 2016. – Том 26. – № 3–4. – С. 43–56.

431. Алиева Л.И. Комбинированное радиально-обратное выдавливание стержневых деталей с фланцем / Л.И. Алиева // Вестник КГИУ. Республ. науч. журнал. – Темиртау, 2016. – №4 (15). – С. 14–22.

432. Алиева Л. И. Технологические возможности процессов комбинированного радиально-продольного выдавливания / Л. И. Алиева //

Технологические системы. – 2017. – № 1 (78). – С. 31–40. – URL: http://technological-systems.com/images/journal/2017/files/ts78_4.pdf

433. Алиева Л. И. Комбинированное радиально-прямое выдавливание деталей с фланцем / Л. И. Алиева // Труды VIII Международной научно-практической конференции «Научно-технический прогресс в металлургии» 23–24 октября 2015 года. – Темиртау, 2015. – С 377–382.

434. Алиева Л.И. Формоизменение стержневых деталей с фланцем при радиально-прямом выдавливании / Л.И. Алиева, К.В. Гончарук, А.В. Шкира // Вісник НТУ «ХПІ». Харків. – 2016. – № 31 (1203). – С. 5–10.

435. Шкира А.В. Совершенствование технологических процессов штамповки деталей с фланцем и отростком на основе применения способов комбинированного выдавливания: дис. ... канд. техн. наук : 05.03.05 – процессы и машины обработки давлением / Алексей Витальевич Шкира. – Краматорск : ДГМА, 2016.

436. Алиева Л. И. Технологические возможности процессов радиально-прямого выдавливания с раздачей / Л. И. Алиева, О. В. Чучин // Материалы XII ВНК «Современные проблемы горно-металлургического комплекса. «НИТУ «МИСиС»», 2015. – С. 148–153.

437. Чудаков П.Д. Упрочнение при пластической обработке металлов // Изв. высших учебных заведений. Машиностроение – 1981. – №4. – С. 139–143.

438. Алиева Л. И. Комбинированное выдавливание упрочняющегося материала / Л.И. Алиева, О.В. Чучин, Е.В. Мироненко // Научный вестник ДГМА. – Краматорск : ДГМА, 2016. – № 1 (20Е). – С. 70-79. – URL : [http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/science_vesnik/%E2%84%961\(19%D0%95\)_2016/article/18.pdf](http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/science_vesnik/%E2%84%961(19%D0%95)_2016/article/18.pdf).

439. Алиева Л.И. Способы снижения сил деформирования при выдавливании / Л.И. Алиева, О.В. Чучин, П.В. Гнездилов // Вісник ХНТУ. – Херсон, 2016. – № 1 (56). – С. 18 25.

440. Формоизменение в процессе комбинированного выдавливания полых деталей типа стакана / Л. И. Алиева, И.С. Алиев, Д.А. Картамышев,

О.В.Чучин // *Обработка материалов давлением* : сб. науч. тр. – Краматорск : ДГМА, 2017. – №1 (44). – С. 100–107.

441. Калюжный В. Л. Порівняльний аналіз процесів зворотного видавлювання і прямого видавлюванням з роздачею вісесиметричних виробів з порожниною постійного діаметру / В. Л. Калюжный, Л. І. Алієва, І. П. Куліков // *Обработка материалов давлением* : сб. науч. тр. – Краматорск : ДГМА, 2013. – № 4 (37). – С. 87–92.

442. Моделирование процесса холодного выдавливания полых изделий / В. Л. Калюжный, Л. И. Алиева, Д. А. Картамышев, И. Г. Савчинский // *Металлург.* – 2017. – № 5. – С. 22–27.

443. Alieva Leila. Radial-direct extrusion with a movable mandrel / Leila Alieva, Yaroslav Zhbakov // *Metallurgical and Mining Industry.* – Dnipropetrovsk, 2015. – № 11. – P. 175–183.

444. Aliiev I. S. Press tools for the extrusion hollow parts with the complex surface profiles / I. S. Aliiev, L. I. Aliieva, Y. G. Zhbakov // *Proceedings of 9th International Conference «Research and Development in Mechanical Industry».* – Vrnjaska Banja, 2009. – Volume 1. – P. 113–120.

445. Алієва Л. І. Розвиток процесів об'ємного пластичного деформування на основі застосування схем комбінованої течії / Л. І. Алієва // *Тези доповідей XI міжнародної науково-технічної конференції «Пластична деформація металів» 22–26 травня 2017 р.* – Національна металургійна академія України. – Дніпро, 2017. – С. 41–42.

446. Алиев И.С. Формоизменение заготовки при радиально-прямом выдавливании на оправке / И.С. Алиев, Л.И. Алиева, Я.Г. Жбанков // *Наукові праці ДонНТУ. Серія: Металургія.* – 2008. – № 10 (141). – С. 201–205.

447. Алиева Л.И. Управление формообразованием деталей с фланцем при холодном выдавливании / Л.И. Алиева // *Вісник Національного технічного університету «ХПІ»: зб. наук. пр.* – Харків : НТУ «ХПІ», 2016. – № 30 (1202). – С. 13–20.

448. Алиева Л. И. Силовые режимы радиального выдавливания деталей с высоким фланцем / Л. И. Алиева, Я. Г. Жбанков, П. Абхари // *Кузнечно-*

штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 2010. – № 4. – С. 24–26.

449. Алиева Л. И. Анализ заполнения полости штампа в процессе радиального выдавливания / Л. И. Алиева, П. Абхари, Е. Н. Бондарева // Вісник НТУУ «КПІ». Серія «Машинобудування» – Київ, 2011. – № 63. – С. 285–288.

450. Алиева Л. И. Образование дефектов деталей в процессах холодного выдавливания / Л.И. Алиева // Вісник ХНТУ. Херсон. – 2016. – № 4. – С. 18–27.

451. Алиева Л.И. Неравномерность деформированного состояния заготовок при холодном выдавливании / Л.И. Алиева // Обработка материалов давлением : сб. науч. тр. – Краматорск: ДГМА, 2016. – № 2 (43). – С. 57–66.

452. Aliieva L. Cold extrusion shaping of parts with flange // New technologies and achievements in metallurgy, material engineering and production engineering / L. Aliieva // XVII International scientific conference. A collective monograph. – Cheshstohov, 2016 – P. 183–188. – ISBN 978-83-63989-38-5.

453. Алиева Л. И. Оценка и прогнозирование отклонений формы деталей при холодном выдавливании / Л. И. Алиева // Пластическая деформация металлов : коллективная монография. – Днепрпетровск : НМетАУ, 2014. – С. 353–369. – ISBN 978-617-7109-18-0.

454. Алиева Л. И. Напряженно-деформированное состояние при холодном выдавливании втулок с внутренним фланцем / Л. И. Алиева, С. В. Мартынов, Н. С. Грудкина // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 2011. – № 9. – С. 18–21.

455. Investigation of defect in combined precision extrusion process with multiple ram / I. Aliiev, L. Aliieva, P. Abhari, K. Goncharuk // XVI International scientific conference New technologies and achievements in metallurgy, material engineering and production engineering. – Cheshstochowa, 2015. – P. 90–93.

456. Алиева Л. И. Анализ силового режима и формоизменения при поперечном выдавливании деталей с отрезками / Л. И. Алиева, Р. С. Борисов // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением – 2007. – № 11. – С. 9–11.

457. Алиева Л. И. Перспективные направления развития процессов точной объемной штамповки / Л. И. Алиева // *Машины та пластична деформація металів. Матеріали ІІ МНТК.* – Запоріжжя, 2012. – С. 71–72.

458. Новые способы выдавливания для безотходного изготовления полых деталей типа втулок и колец / Л. И. Алиева, О. В. Чучин, Е. Н. Бондарева, Я. Г. Жбанков // *Обработка материалов давлением : сб. науч. тр.* – Краматорск : ДГМА, 2010. – № 3 (24). – С. 86–91

459. Алиева Л. И. Комбинированное радиально-прямое выдавливание полых деталей типа гильз / Л.И. Алиева, Д. А. Картамышев // *Актуальні проблеми проектування, виготовлення і експлуатації озброєння та військової техніки. Матеріали всеукраїнської НТК.* Вінниця: ВНТУ – 2017 – С. 21–22.

460. Пат. 60575 А Україна, МПК В 21 J 13/00. Пристрій для поперечного видавлювання / Алієв І. С., Лобанов О. І., Перерва О. В., Алієва Л. І. ; власник Донбаська державна машинобудівна академія. – № 2003010085; заявл. 03.01.2003; опубл. 15.10.2003, Бюл. №10.

461. Комбинированная пластическая деформация со сдвигом для получения крупных заготовок / Л. И. Алиева, Я. Г. Жбанков, М. А. Маркова, Л. В. Таган // *Обработка материалов давлением : сб. науч. тр.* – Краматорск : ДГМА, 2013. – № 3 (36). – С. 3–9.

462. Ковка поковок типа валов через пластину с применением операции продольного сдвига / Я. Г. Жбанков, Л. И. Алиева, Р. А. Загородних, Л. В. Таган // *Научно-технический прогресс в металлургии. Материалы VII МНТК.* Том 2. – Темиртау, 11–12 октября 2013. – С. 68–80.

463. Алиева Л. И. Ковка поковок типа валов с продольным сдвигом специальными бойками / Л. И. Алиева, Я. Г. Жбанков, В. Ю. Станков // *Вісник НТУ «ХПІ»* – Харків, 2013. – № 43 (1015). – С. 3–11.

464. Zhbankov I. G. New schemes of forging plates, shafts and discs / I. G. Zhbankov, A. V. Perig, L. I. Aliieva // *Int. J. of Advanced Manufacturing Technology*, 2015. – Vol. 82. – P. 287–301. – Access : DOI : 10.1007/s00170-015-7377-7.

465. Кривошеев В.П. Разработка, исследование и внедрение технологииковки крупных слитков из валковых сталей через пластину с обжимом бойком с выпуклым рабочим профилем: дис. канд. техн. наук : 05.03.05 / Кривошеев Виктор Петрович . – Краматорск, 1995. – 221 с.

466. Алиева Л. И. Методика исследования контактного трения в процессе холодного выдавливания / Л. И. Алиева, Я. Г. Жбанков // Матеріали II Міжнародної науково-практичної конференції «Сучасні технології промислового комплексу-2016» 14–18 вересня 2016 року. – Херсон, 2016. – С. 121–124.

467. Алиева Л. И. Особенности проектирования процессов холодного выдавливания на основе развития модульного подхода в рамках энергетического метода / Л. И. Алиева, Н. С. Грудкина // Вісник Національного технічного університету «ХПІ»: зб. наук. пр. – Харків : НТУ «ХПІ». – 2015. – № 24 (1133). – С. 21–32.

468. Алиева Л.И. Проектирование процессов холодного выдавливания деталей с фланцами / Л.И. Алиева // Научный вестник ДГМА. Краматорск: ДГМА, 2016. – № 3 (21Е). – С. 19–27. – URL: [http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/science_vesnik/%E2%84%963\(21%D0%95\)_2016/article/5.pdf](http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/science_vesnik/%E2%84%963(21%D0%95)_2016/article/5.pdf).

469. Алиева Л. И. Конструирование штампов для комбинированного выдавливания / Л. И. Алиева // XVI МНТК «Прогресивна техніка, технологія і інженерна освіта» – Одеса–Київ : НТУУ «КПІ», 2015. – С. 77.

470. Пат. 45702 Україна, МПК В 21 К 21/00. Спосіб виготовлення порожнистих деталей / Алієв І. С., Алієва Л. І., Жбанков Я. Г.; власник Донбаська державна машинобудівна академія. – № и 200904880; заявл. 18.05.2009; опубл. 25.11.2009, Бюл. № 22.

471. Пат. 108586. Україна, МПК В21J 5/12, В21J 13/02. Пристрій для видавлювання порожнистих виробів з фасонною зовнішньою поверхнею / Л. І. Алієва, заявник і патентовласник Донбаська державна машинобудівна академія. – № и201600088; заявл. 04.01.2016; опубл. 25.07.2016. – Бюл. № 14.

472. Пат. 59104 Україна, МПК В21 К 21/00. Спосіб виготовлення заготовок із підвищеними механічними властивостями / Алієв І. С.,

Алієва Л. І., Жбанков Я. Г.; заявник і патентовласник Донбаська державна машинобудівна академія. – № u 201009176; заявл. 21.07.2010; опубл. 10.05.2011, Бюл. № 9.

473. Пат. 32661 Україна, МПК В 21 К 23/00. Спосіб виготовлення деталей типу стрижня з фланцем / Алієв І. С., Алієва Л. І., Жбанков Я. Г., Коцюбівська К. І., Савчінський І. Г.; власник Донбаська державна машинобудівна академія. – № u 200800342; заявл. 10.01.2008 ; опубл. 26.05.2008, Бюл. № 10.

ДОДАТКИ

ДОДАТОК А

Список опублікованих робіт за темою дисертації

1. Алиева Л. И. Оценка и прогнозирование отклонений формы деталей при холодном выдавливании / Л. И. Алиева // Пластическая деформация металлов : Коллективная монография. – Днепропетровск : НМетАУ, 2014. – С. 353–369. – ISBN 978-617-7109-18-0.

2. Aliieva L. Application of fracture criteria in technological problems of metal forming / L. Aliieva // XVI International scientific conference «New technologies and achievements in metallurgy, material engineering and production engineering»: a collective monograph. – Chnstohov, 2015. – P. 94–99. – ISBN 978-83-63989-27-9.

3. Aliieva L. Cold extrusion shaping of parts with flange / L. Aliieva // XVII International scientific conference «New technologies and achievements in metallurgy, material engineering and production engineering»: a collective monograph. – Chnstohov, 2016. – P. 183–188. – ISBN 978-83-63989-38-5.

4. Огородников В. А. Ресурс пластичности металлов при холодном объемном формоизменении / В. А. Огородников, И.А. Деревенько, Л. И. Алиева // Монография. – Винница : ВНТУ, ООО «Меркьюри-Подолье», 2016. – 176 с. – ISBN 978-966-2696-69-1.

5. Алієва Л. І. Основи феноменологічної теорії деформованості та її застосування до процесів обробки металів тиском / Л. І. Алієва, В. А. Огородніков, О. В. Грушко. // Теорія та практика обробки матеріалів тиском : колективна монографія. – Запоріжжя: вид. АТ «Мотор-Січ», 2016. – С. 5–31. – ISBN 978-966-2906-60-8.

6. Алиева Л. И. Анализ силового режима и формоизменения при поперечном выдавливании деталей с отрезками / Л. И. Алиева, Р. С. Борисов // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 2007. – № 11. – С. 9–11.

7. Оценка деформируемости заготовок при радиальном выдавливании с противодавлением / Е. И. Коцюбивская, И. О. Сивак, Л. И. Алиева, С. В. Куценко // Обработка материалов давлением: сб. науч. тр. – Краматорск: ДГМА, 2008. – № 1 (19). – С. 29–33.

8. Формоизменение заготовки при радиально-прямом выдавливании на оправке / И.С. Алиев, Л.И. Алиева, Я.Г. Жбанков [и др.] // Наукові праці ДНТУ. Серія «Металургія». – 2008. – № 10 (141). – С. 201–205. – URL: <http://ea.donntu.edu.ua/handle/123456789/10404> .

9. Новые способы выдавливания для безотходного изготовления полых деталей типа втулок и колец / Л. И. Алиева, О. В. Чучин, Е. Н. Бондарева,

Я. Г. Жбанков // *Обработка материалов давлением : сб. науч. тр. – Краматорск : ДГМА, 2010. – № 3 (24). – С. 86–91.*

10. Особенности формоизменения полых деталей с фланцем в процессах комбинированного радиально-обратного выдавливания / Л. И. Алиева, Н. С. Грудкина, Я. Г. Жбанков, К. Крюгер // *Обработка материалов давлением : сб. науч. тр. – Краматорск : ДГМА, 2010. – № 4 (25). – С. 115–119.*

11. Prediction of the variation of the form in the processes of extrusion / I. Aliiev, L. Aliieva, N. Grudkina, I. Zhibankov // *Metallurgical and Mining Industry. – Dnepropetrovsk, 2011. – Vol. 3. – № 7. – P. 17–22.*

12. Параметры модели, формирующей карту материала в процессах обработки давлением / В. А. Огородников, Л. И. Алиева, В. М. Кожушаный, И. А. Деревенько // *Обработка материалов давлением : сб. науч. тр. – Краматорск : ДГМА, 2011. – № 1 (26). – С. 91–98.*

13. Алиева Л. И. Анализ заполнения полости штампа в процессе радиального выдавливания / Л. И. Алиева, П. Абхари, Е. Н. Бондарева // *Вісник НТУУ «КПІ». Серія «Машинобудування». – Київ, 2011. – № 63. – С. 285–288.*

14. Алиева Л. И. Силовые режимы радиального выдавливания деталей с высоким фланцем / Л. И. Алиева, Я. Г. Жбанков, П. Абхари // *Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 2010. – № 4. – С. 24–26.*

15. Огородников В. А. Параметры напряженного состояния диаграмм пластичности / В. А. Огородников, Л. И. Алиева, И. А. Деревенько // *Обработка материалов давлением : сб. науч. тр. – Краматорск : ДГМА, 2011. – № 4 (29). – С. 10–18.*

16. Алиева Л. И. Моделирование процесса комбинированного радиально-обратного выдавливания деталей типа стакан с фланцем / Л. И. Алиева, Н. С. Грудкина // *Вісник НТУ «ХПІ». – Харків, 2012. – № 47 (953). – С. 3–9.*

17. Aliieva L. Analysis of billet deformation during the combined radial-backward extrusion / L. Aliieva, N. Grudkina, I. Zhibankov // *New technologies and achievements in metallurgy and materials engineering. – Czestochowa : Quick-druk, 2012. – P. 389–396.*

18. Огородников В. А. Пластичность металлов при объемном напряженном состоянии / В. А. Огородников, Л. И. Алиева, И. А. Деревенько // *Вісник НТУУ «КПІ». Серія «Машинобудування». – 2012. – № 64. – С. 201–207.*

19. Алиева Л. И. Исследование деформированного состояния при комбинированном радиально-обратном выдавливании полых деталей с фланцем / Л. И. Алиева, Н. С. Грудкина // *Вестник Донского ГТУ : сб. науч. тр. – Ростов-на-Дону : ДГТУ, 2012. – С. 195–198.*

20. Алиева Л. И. Ресурс пластичности в процессах комбинированного выдавливания / Л. И. Алиева, И. А. Деревенько, Р. И. Сивак // *Обработка материалов давлением : сб. науч. тр. – Краматорск : ДГМА, 2013. – № 1 (34). – С. 11–17.*

21. Алиева Л. И. Теоретический анализ процесса комбинированного радиально-обратного выдавливания деталей с фланцем / Л. И. Алиева, Н. С. Грудкина // *Известия МГТУ «МАМИ». Научный рецензируемый журнал.*

Серия 2 «Технология машиностроения и материалы». – М. : МГТУ «МАМИ», 2013. – № 2 (16). – Т. 2. – С. 163–172.

22. Комбинированная пластическая деформация со сдвигом для получения крупных заготовок / Л. И. Алиева, Я. Г. Жбанков, М. А. Маркова, Л. В. Таган // Обработка материалов давлением: сб. науч. тр. – Краматорск : ДГМА, 2013. – № 3 (36). – С. 3–9.

23. Технологическая деформируемость при штамповке стаканов с фланцем / Л. И. Алиева, С. В. Мартынов, Н. С. Грудкина, А. Д. Комиренко // Научный Вестник ДГМА : сб. науч. тр. – Краматорск : ДГМА, 2013. – № 1 (11). – С. 20–24. – URL : [http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/science_vesnik/%E2%84%961\(11%D0%95\)_2013/article/5.pdf](http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/science_vesnik/%E2%84%961(11%D0%95)_2013/article/5.pdf).

24. Калюжний В. Л. Порівняльний аналіз процесів зворотного видавлювання і прямого видавлюванням з роздачою вісесиметричних виробів з порожниною постійного діаметру / В. Л. Калюжний, Л. І. Алієва, І. П. Куліков // Обработка материалов давлением : сб. науч. тр. – Краматорск : ДГМА, 2013. – № 4 (37). – С. 87–92.

25. Алиева Л. И. Влияние гидростатического давления и истории его изменения на пластичность в задачах обработки металлов давлением / Л. И. Алиева, В. А. Огородников // Известия ТулГУ. Технические науки. – Тула : Изд-во ТулГУ, 2014. – Вып. 10. – Ч. 1. – С. 118–128.

26. Алиева Л. И. Исследование процесса комбинированного радиально-обратного выдавливания деталей с фланцем с разъединенным очагом деформации / Л. И. Алиева, Н. С. Грудкина // Вестник КГИУ. Республ. науч. журнал. – Темиртау, 2014. – № 1 (4). – С. 19–24.

27. Zhbakov I. G. New schemes of forging plates, shafts and discs / I. G. Zhbakov, A. V. Perig, L. I. Aliieva // Int. J. of Advanced Manufacturing Technology. – 2015. – Vol. 82. – P. 287–301. – Access : DOI : 10.1007/s00170-015-7377-7.

28. Aliieva L. Radial-direct extrusion with a movable mandrel / L. Aliieva, Y. Zhbakov // Metallurgical and Mining Industry. – 2015. – № 11. – P. 175–183.

29. Експериментальне дослідження деформованого стану при комбінованому радіально-поздовжньому видавлюванні / Алієва Л. І., Солодун Є. М., Гончарук Х. В., Шкіра О. В. // Вісник ХНТУ. – Херсон, 2015. – № 4 (55). – С. 82–87.

30. Алиева Л.И. Анализ процесса последовательного радиально-прямого выдавливания методом кинематических модулей / Л.И. Алиева, О.В. Чучин // Научный вестник ДГМА : сб. науч. тр. – Краматорск ДГМА, 2015. – № 3 (18Е). – С. 5–21. – URL: [http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/science_vesnik/%E2%84%963\(18%D0%95\)_2015/article/3.pdf](http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/science_vesnik/%E2%84%963(18%D0%95)_2015/article/3.pdf).

31. Алиева Л.И. Моделирование процесса комбинированного выдавливания фланцев на полых деталях / Л. И. Алиева // Вісник НТУУ «КПІ». Серія «Машинобудування». – 2016. – № 1 (76). – С. 20–30.

32. Алиева Л. И. Процессы комбинированного деформирования и выдавливания // Обработка материалов давлением: сб. науч. тр. – Краматорск: ДГМА, 2016. – № 1 (42). – С. 100–108.

33. Алиева Л. И. Способы снижения сил деформирования при холодном выдавливании / Л. И. Алиева, О. В. Чучин, П. В. Гнездилов // Вісник ХНТУ. – Херсон, 2016. – № 1 (56). – С. 18–25.
34. Алиева Л. И. Оценка деформированного состояния деталей в процессе холодного выдавливания / Л.И. Алиева // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2016. – № 2. – С. 77–85.
35. Алиева Л. И. Деформирование заготовок способом радиального выдавливания с противодавлением / Л.И. Алиева // Вісник ХНТУ. – Херсон, 2016. – № 2 (57). – С. 29–36.
36. Алиева Л. И. Критерии деформируемости и возможности их использования в задачах обработки давлением / Л. И. Алиева // Вісник ДДМА : зб. наук. пр. – Краматорськ : ДДМА, 2016. – № 2 (38). – С. 17–21.
37. Алиева Л. И. Комбинированное радиально-обратное выдавливание стержневых деталей с фланцем / Л.И. Алиева // Вестник КГИУ. Республ. науч. журнал. – Темиртау, 2016. – №4 (15). – С. 14–22.
38. Алиева Л.И. Радиально-обратное выдавливание деталей с фланцем / Л.И. Алиева // Физика и техника высоких давлений. – 2016. – Том 26. – № 3–4. – С. 43–56.
39. Zhbakov I. G. Calculation of recovery plasticity in multistage hot forging under isothermal conditions / Iaroslav G. Zhbakov, Alexander V. Perig, Leila I. Aliieva // Springer Plus – 2016. – 5:1881. DOI: 10.1186/s40064-016-3570-x.
40. Алиева Л. И. Управление формообразованием деталей с фланцем при холодном выдавливании / Л.И. Алиева // Вісник НТУ «ХП». – Харків, 2016. – № 30 (1202). – С. 13–20.
41. Алиева Л. И. Образование дефектов деталей в процессах холодного выдавливания / Л.И. Алиева // Вісник ХНТУ. – Херсон, 2016. – № 4 (59). – С. 18–27.
42. Калюжный А. В. Силовые режимы извлечения пуансонов из деталей после холодного обратного выдавливания и прямого выдавливания с раздачей / А. В. Калюжный, Л. И. Алиева, Л. В. Таган // Обработка материалов давлением : сб. науч. тр. – Краматорск : ДГМА, 2016. – № 2 (43). – С. 67–76.
43. Алиева Л.И. Формоизменение стержневых деталей с фланцем при радиально-прямом выдавливании / Л.И. Алиева, К.В. Гончарук, А.В. Шкира // Вісник НТУ «ХП». – Харків, 2016. – № 31 (1203). – С. 5–10.
44. Алиева Л. И. Силовой режим формообразования полых деталей при холодном радиально-прямом выдавливании с обжатием / Л. И. Алиева // Вісник НТУ «ХП». – 2016. – № 38 (1210). – С. 5–12.
45. Алиева Л. И. Моделирование процесса радиально-обратного выдавливания полых деталей / Л. И. Алиева, Н.С. Грудкина, К. Крюгер // Mechanics and Advanced Technologies. – 2017. – № 1 (79). – С. 91–99. – DOI: <http://dx.doi.org/10.20535/2521-1943.2017.79.95873>.
46. Алиева Л. И. Технологические возможности процессов комбинированного радиально-продольного выдавливания / Л. И. Алиева // Технологические системы. – 2017. – № 1 (78). – С. 31–40.

47. Моделирование процесса холодного выдавливания полых изделий / В. Л. Калюжный, Л. И. Алиева, Д. А. Картамышев, И. Г. Савчинский // *Металлург.* – 2017. – № 5. – С. 22–27.

48. Пат. 104817 Україна, МПК В 21 К 22/04. Спосіб виготовлення деталей з фланцем / Л. І. Алієва; заявник та патентовласник Донбаська державна машинобудівна академія. – № u201506428; заявл. 30.06.15; опубл. 25.02.16, Бюл. № 4.

49. Пат. 105542 Україна, МПК G 01 N 3/08, В 21 J 13/00. Пристрій для дослідження умов контактного тертя / Л. І. Алієва, заявник і патентовласник Донбаська державна машинобудівна академія. – № u201508939; заявл. 16.09.2015; опубл. 25.03.2016. – Бюл. № 6.

50. Пат. 108568 Україна, МПК В 21 J 1/04. Спосіб інтенсивного пластичного деформування заготовок/ Л. І. Алієва, заявник і патентовласник Донбаська державна машинобудівна академія. – № u201513087; заявл. 30.12.2015; опубл. 25.07.2016. – Бюл. № 14.

51. Пат. 108586. Україна, МПК В21J 5/12, В21J 13/02. Пристрій для видавлювання порожнистих виробів з фасонною зовнішньою поверхнею / Л. І. Алієва, заявник і патентовласник Донбаська державна машинобудівна академія. – № u201600088; заявл. 04.01.2016; опубл. 25.07.2016. – Бюл. № 14.

52. Пат. 82189 Україна, МПК В 21 J 1/04. Спосіб пластичного деформування виробів Л. І. Алієва, І. А. Деревенько, Я. Г. Жбанков, Л. В. Таган; заявник і патентовласник Донбаська державна машинобудівна академія. – № u201301279; заявл. 04.02.2013; опубл. 25.07.2013. – Бюл. № 14.

53. Aliiev I. S. Press tools for the extrusion hollow parts with complex surface profiles / I. S. Aliiev, L. I. Aliieva, I. G. Zhbakov // 9th International Conference «Research and Development in Mechanical Industry» RaDMI. – Serbia : Vrnjačka Banja, 2009. – September. – P. 139–143.

54. Коцюбивская Е. И. Пластичность металлов при плоском напряженном состоянии / Е. И. Коцюбивская, Л. И. Алиева // *Прогрессивные методы и технологическое оснащение процессов ОМД. Материалы МНТК 11–14 октября 2005.* – Санкт-Петербург: БГТУ. – С. 86–90.

55. Алиева Л. И. Перспективные направления развития процессов точной объемной штамповки / Л. И. Алиева // *Машины та пластична деформація металів. Матеріали II МНТК.* – Запоріжжя, 2012. – С. 71–72.

56. Алиева Л. И. Феноменологические критерии разрушения и их применение в задачах технологической механики / Л. И. Алиева, В. А. Огородников // *Прогрессивные методы и технологическое оснащение процессов ОМД. Материалы МНТК.* – СПб, 2014. – С. 33–39.

57. Алиева Л. И. Конструирование штампов для комбинированного выдавливания / Л. И. Алиева // *Прогрессивна техніка, технологія і інженерна освіта. Матеріали XVI МНТК – Одеса–Київ : НТУУ «КПІ», 2015.* – С. 77.

58. Алиева Л. И. Комбинированное радиально-прямое выдавливание деталей с фланцем / Л. И. Алиева // *Научно-технический прогресс в металлургии. Материалы VIII МНТК 23–24 октября 2015 года.* – Темиртау, 2015. – С 377–382.

59. Investigation of defect in combined precision extrusion process with multiple ram / I. Aliiev, L. Aliieva, P. Abhari, K. Goncharuk // *New technologies and*

achievements in metallurgy, material engineering and production engineering. XVI International scientific conference. – Czestochowa, 2015. – P. 90–93.

60. Алиева Л. И. Технологические возможности процессов радиально-прямого выдавливания с раздачей / Л. И. Алиева, О. В. Чучин // Современные проблемы горно-металлургического комплекса. Материалы XII МНТК. – Старый Оскол : НИТУ МИСиС, 2015. – С. 148–153.

61. Дефектообразование в процессах холодного выдавливания / Л. И. Алиева, Я.Г. Жбанков, Н.С. Грудкина, П.Б. Абхари // Теоретичні та практичні проблеми в обробці матеріалів тиском і якості фахової освіти. Материалы VII МНТК. – Київ – Херсон, 2016. – С. 148–152.

62. Алиева Л. И. Свойства кинематических модулей для анализа процессов выдавливания / Л. И. Алиева // Прогресивна техніка, технологія і інженерна освіта. Материалы XVII МНТК. – Одеса–Київ : НТУУ «КПІ», 2016. – С. 69–71.

63. Алиева Л. И. Восстановление пластичности при радиальном выдавливании с промежуточными отжигами / Л. И. Алиева, Л. В. Таган, Е. И. Коцюбивская // Сучасні технології промислового комплексу-2015. Материалы I МНПК. – Херсон, 2015. – С. 33–35.

64. Алиева Л. И. Методика исследования контактного трения в процессе холодного выдавливания // Л. И. Алиева, Я. Г. Жбанков // Сучасні технології промислового комплексу-2016. Материалы II МНПК 14–18 вересня 2016 року. – Херсон, 2016. – С. 121–124.

65. Алиева Л. И. Комбинированное трехстороннее выдавливание полых деталей с отростком и фланцем / Л. И. Алиева, К.В. Гончарук, А.В. Шкира // Прогресивна техніка, технологія і інженерна освіта. Материалы XVIII МНТК. – Київ : НТУ України «КПІ», 2017. – С. 164–166.

66. Алиева Л. И. Розвиток процесів об'ємного пластичного деформування на основі застосування схем комбінованої течії / Л. И. Алиева // Пластична деформація металів. Материалы XI МНТК. – Дніпро : Національна металургійна академія України, 2017. – С. 41–42.

67. Оценка технологической деформируемости при поперечном выдавливании / Л. И. Алиева, Р.И. Сивак, Е.И. Коцюбивская, С.И. Сухоруков // Прогресивна техніка, технологія і інженерна освіта. Материалы XVIII МНТК 29 червня – 1 липня 2017 – Київ : НТУ України «КПІ», 2017. – С. 108–110.

Додатково наукові результати відображені в роботах:

68. Буренников Ю. А. Применение промежуточных отжигов для улучшения механических характеристик заготовок, получаемых выдавливанием / Ю. А. Буренников, К.И. Сивак, Л.И. Алиева // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні: зб. наук. пр. – Краматорськ: ДДМА, 2004. – С. 384–387.

69. Жбанков Я. Г. Восстановление пластичности при изотермическом горячем дробном деформировании / Я. Г. Жбанков, Л. И. Алиева, В. М. Михалевич // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 2013. – № 7. – С. 12–17.

70. Алиева Л. И. Ковка поковок типа валов с продольным сдвигом специальными бойками / Л. И. Алиева, Я. Г. Жбанков, В. Ю. Станков // Вісник НТУ «ХПІ». – Харків, 2013. – № 43 (1015). – С. 3–11.

71. Алиева Л. И. Деформируемость металла в процессе трехстороннего комбинированного выдавливания / Л. И. Алиева, А. В. Шкира, К. В. Гончарук // Вісник НТУ «ХПІ» – Харків, 2014. – № 43 (1086). – С. 3–7.

72. Алиева Л. И. Особенности проектирования процессов холодного выдавливания на основе развития модульного подхода в рамках энергетического метода / Л. И. Алиева, Н. С. Грудкина // Вісник НТУ «ХПІ». – Харків, 2015. – № 24 (1133). – С. 21–32.

73. Алиева Л. И. Неравномерность деформированного состояния заготовок при холодном выдавливании / Л. И. Алиева // Обработка материалов давлением : сб. науч. тр. – Краматорск: ДГМА, 2016. – № 2 (43). – С. 57–66.

74. Алиева Л. И. Комбинированное выдавливание упрочняющегося материала / Л.И. Алиева, О.В. Чучин, Е.В. Мироненко // Научный вестник ДГМА сб. науч. тр. – Краматорск : ДГМА, 2016. – № 1 (20Е). – С. 70–79. – URL: [http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/science_vesnik/%E2%84%961\(19%D0%95\)_2016/article/18.pdf](http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/science_vesnik/%E2%84%961(19%D0%95)_2016/article/18.pdf).

75. Формоизменение в процессе комбинированного выдавливания полых деталей типа стакана / Л. И. Алиева, И.С. Алиев, Д.А. Картамышев, О. В. Чучин // Обработка материалов давлением : сб. науч. тр. – Краматорск : ДГМА, 2017. – №1 (44). – С. 100–107.

76. Напряженно-деформированное состояние при холодном выдавливании втулок с внутренним фланцем / Л. И. Алиева, С. В. Мартынов, Н. С. Грудкина А. Р. Гарифулина // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 2011. – № 9. – С. 18–21.

77. Алиева Л. И. Проектирование процессов холодного выдавливания деталей с фланцами / Л. И. Алиева // Научный вестник ДГМА : сб. науч. тр. – Краматорск: ДГМА, 2016. – № 3 (21Е). – С. 19–27. – URL: [http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/science_vesnik/%E2%84%963\(21%D0%95\)_2016/article/5.pdf](http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/science_vesnik/%E2%84%963(21%D0%95)_2016/article/5.pdf).

78. Технологія кування : підручник для студентів вищих технічних навчальних закладів / Л. М. Соколов, І. С. Алієв, О. Є. Марков, Л. І. Алієва. – Краматорськ : ДДМА, 2011. – 268 с.

79. –Пат. 32102 Україна, МПК В 21 К 21/00. Спосіб розділення сортового прокату на заготовки / Алієв І. С., Алієва Л. І., Жбанков Я. Г., Косенко М. В.; власник Донбаська державна машинобудівна академія. – № u 200711369 ; заявл. 12.05.2008 ; опубл. 12.05.2008, Бюл. № 9.

80. Пат. 67960 А Україна, В 21 К 21/00. Спосіб виготовлення порожнистих деталей з фасонною бічною поверхнею / Алієв І. С., Савченко О. К., Алієва Л. І., Чучин О. В.; власник Донбаська державна машинобудівна академія. – № 2003076832; заявл. 15.07.2004; опубл. 15.07.2004, Бюл. № 7.

81. Пат. 72113 А Україна, МПК В 21 J 5/00. Спосіб одержання деталей з порожниною / Алієв І. С., Савчинський І. Г., Лобанов О. І., Алієва Л. І.; власник Донбаська державна машинобудівна академія. – № 20031211130; заявл. 08.12.2003; опубл. 17.01.2005, Бюл. №1.

82. Пат. 32229 Україна, МПК В 21 К 21/00. Спосіб виготовлення порожнистих деталей / Алієв І. С., Алієва Л. І., Жбанков Я. Г.; власник Донбаська державна

машинобудівна академія. – № u 200714594; заявл. 12.05.2008 ; опубл. 12.05.2008, Бюл. № 9.

83. Пат. 32661 Україна, МПК В 21 К 23/00. Спосіб виготовлення деталей типу стрижня з фланцем / Алієв І. С., Алієва Л. І., Жбанков Я. Г., Коцюбівська К. І., Савчинський І. Г.; власник Донбаська державна машинобудівна академія. – № u 200800342; заявл. 10.01.2008 ; опубл. 26.05.2008, Бюл. № 10.

84. Пат. 38879 Україна, МПК В 21 К 21/00. Спосіб виготовлення порожнистих деталей / Алієв І. С., Алієва Л. І., Жбанков Я. Г., Куценко С. В.; власник Донбаська державна машинобудівна академія. – № u 200809685; заявл. 24.07.2008 ; опубл. 26.01.2009, Бюл. № 2.

85. Пат. 45702 Україна, МПК В 21 К 21/00. Спосіб виготовлення порожнистих деталей / Алієв І. С., Алієва Л. І., Жбанков Я. Г.; власник Донбаська державна машинобудівна академія. – № u 200904880; заявл. 18.05.2009; опубл. 25.11.2009, Бюл. № 22.

86. Пат. 48902 Україна, МПК В21 К 21/00. Спосіб виготовлення деталей типу втулки з зовнішнім фланцем / П. Абхарі, І. С. Алієв, Л. І. Алієва, С. В. Мартинов; заявник і патентовласник Донбаська державна машинобудівна академія. – № 200910370; заявл. 13.10.2009; опубл. 12.04.2010, Бюл. № 7.

87. Пат. 51926 Україна, В21К21/00. Спосіб виготовлення деталей типу втулки з фланцем / Л. І. Алієва, С. В. Мартинов, М. С. Москаленко; заявник і патентовласник Донбаська державна машинобудівна академія. – № 201000434; заявл. 18.01.2010; опубл. 10.08.2010, Бюл. № 15.

88. Пат. 59104 Україна, МПК В21 К 21/00. Спосіб виготовлення заготовок із підвищеними механічними властивостями / Алієв І. С., Алієва Л. І., Жбанков Я. Г.; заявник і патентовласник Донбаська державна машинобудівна академія. – № u 201009176; заявл. 21.07.2010; опубл. 10.05.2011, Бюл. № 9.

89. Пат. 60575 А Україна, МПК В 21 J 13/00. Пристрій для поперечного видавлювання / Алієв І. С., Лобанов О. І., Перерва О. В., Алієва Л. І. ; власник Донбаська державна машинобудівна академія. – № 2003010085; заявл. 03.01.2003; опубл. 15.10.2003, Бюл. №10.

90. Пат. 73920 Україна, МПК В 21 К 21/00. Спосіб виготовлення деталей з наскрізним отвором / Алієв І. С., Алієва Л. І., Бондарева О. М.; заявник і патентовласник Донбаська державна машинобудівна академія. – № u 201204045; заявл. 02.04.2012; опубл. 10.10.2012. – Бюл. № 19.

91. Пат. 74207 Україна, МПК В 21 К 21/00. Спосіб виготовлення деталей типу втулок / Алієв І. С., Алієва Л. І., Бондарева О. М., Гаріфуліна А. Р.; заявник і патентовласник Донбаська державна машинобудівна академія. – № u 201202793; заявл. 12.03.2012; опубл. 25.10.2012. – Бюл. № 20.

92. Пат. 74528 Україна, МПК В 21 К 21/00. Спосіб одержання порожнистих виробів з тонким дном / Алієв І. С., Савчинський І. Г., Борисов Р. С., Алієва Л. І.; власник Донбаська державна машинобудівна академія. – № 20031211209; заявл. 09.12.2003; опубл. 15.12.2005, Бюл. №12.

93. Пат. 84078 Україна, МПК В 21 К 21/00. Спосіб виготовлення деталей з бічними відростками / Л. І. Алієва, О. М. Бровкін, І. А. Деревенько, О. А. Жукова, В. В. Цимбаліст; заявник та патентовласник Донбаська державна машинобудівна академія. – № u201304310; заявл. 05.04.13; опубл. 10.10.13, Бюл. № 19.

94. Пат. 107950 Україна, МПК В 21 J 5/12, В 21 К 21/00. Спосіб виготовлення порожнистих виробів типу стакану / Л. І. Алієва, Х.В. Гончарук, О.В. Шкира, Р.І. Сивак; заявник та патентовласник Донбаська державна машинобудівна академія. – № u201513100; заявл. 30.12.15; опубл. 24.06.16, Бюл. № 12.

95. Пат. 117796 Україна, В 21 К 21/00. Спосіб одержання порожнистих виробів з тонким дном / Л. І. Алієва, П. Абхарі, Х. В. Гончарук, Л. В. Таган, - заявник і патентовласник Донбаська державна машинобудівна академія. – № u201700272; заявл. 10.01.2017; опубл. 10.07.2017. Бюл. №13.

Особистий внесок автора в роботах, які опубліковані у співавторстві:

[4, 5, 25, 67] – дослідження феноменологічних критеріїв деформовності та можливості їхнього застосування в технологічних задачах ОМТ; [16, 17, 21, 26, 45, 72] – постановка задач математичного моделювання, розробка розрахункових схем, аналіз впливу параметрів процесу деформування на технологічні режими (*використано співавтором в [234]*); [10, 11, 19, 23] розробка методик аналізу кінцевого і граничного формоутворення порожніх виробів (*використано співавтором в [234]*); [24, 47] – розробка розрахункових схем скінчено-елементної моделі процесів прямого видавлювання з роздачею і узагальнення результатів дослідження; [30, 33, 74] – вибір кінематичних модулів, аналіз властивостей і можливості їхнього застосування для моделювання процесів видавлювання і аналіз отриманих залежностей (*для співставлення використані матеріалі з роботи співавтора [185]*); [14, 43] – проведення теоретичних і експериментальних досліджень формозміни при комбінованому видавлюванні стрижневих деталей; [12, 15, 18, 20] – розробка методик оцінки деформовності в процесах видавлювання з урахуванням умов навантаження (*використано співавтором в [384]*); [7, 67] – виконання розрахунків і оцінка деформовності заготовок у процесах холодного видавлювання з протитиском; [8, 28, 53] – розробка розрахункових схем, аналіз процесу радіально-прямого видавлювання з обтисненням і розробка основних залежностей (*для співставлення використані матеріалі з роботи співавтора [257]*); [29] – розробка методик і оснащення для експериментів, оцінка силового режиму і можливостей радіально-поздовжнього видавлювання стрижневих виробів з фланцем (*для співставлення використані матеріалі з роботи співавтора [280]*); [63, 68] – розробка феноменологічних моделей оцінки

впливу проміжних відпалів і технологічних пауз на відновлення пластичності (використано співавтором в [390]); [42] – аналіз умов навантаження й шляхів підвищення стійкості інструмента, розробка конструкцій штампів для процесів видавлювання; [65, 71] – моделювання й аналіз процесу тристороннього видавлювання (використано співавтором в [435]); [9] – моделювання й аналіз процесу прошивання порожніх деталей з суцільних заготовок; [13, 59, 61, 76] – експериментальне дослідження напружено-деформованого стану, дефектоутворення і можливостей процесів комбінованого деформування; [22, 27, 39, 69, 70] – обґрунтування вдосконалення процесів виготовлення довгомірних виробів на основі застосування способів комбінованого деформування з розвиненими деформаціями зсуву (використано співавтором в [74]); [52, 79-95] – пропонування основних ідей корисних моделей, теоретичне й експериментальне обґрунтування закономірностей нових способів і пристроїв деформування.

Примітка: В анотації до списку дано також посилання на дисертації співавторів, у яких було використано результати спільних робіт і бібліографічні дані яких наведені в списку використаних джерел. Номер за даним списком вказано в дужках

Додаток Б

Апробація результатів дисертаційної роботи на міжнародних та всеукраїнських конференціях

№	Назва конференції	№ конференції	Місто проведення	Дата	Форма участі
1	2	3	4	5	6
<i>Міжнародні науково-технічні конференції</i>					
1	Досягнення і проблеми розвитку технологій і машин обробки тиском	XVI	Краматорськ	22-25 квітня 2013	очна
2		XVII		22-25 квітня 2014	« – »
3		XIX		26-28 квітня 2016	« – »
4		XX		22-25 квітня 2017	« – »
5	Прогресивні технології пластичної деформації металів	V	Донецьк	11-14 жовтня 2008	очна
6	Research and Development in Mechanical Industry – RaDMI	IX	Vrnjačka Banja, Сербія	16-19.09.2009	заочна
7	Інтелект молодих – виробництву	V	Краматорськ, НКМЗ	13-16 листопада 2007	очна
8	Пластична деформація металів	X	Дніпро	22-26 травня 2017	заочна
9	New technologies and achievements in metallurgy, material engineering and production engineering	XVI	Czestochowa	28-29 травня, 2015	заочна
10		XVII	Ченстохов,	29-31 травня 2016	
11		XVIII	Польща	29-31 травня 2017	

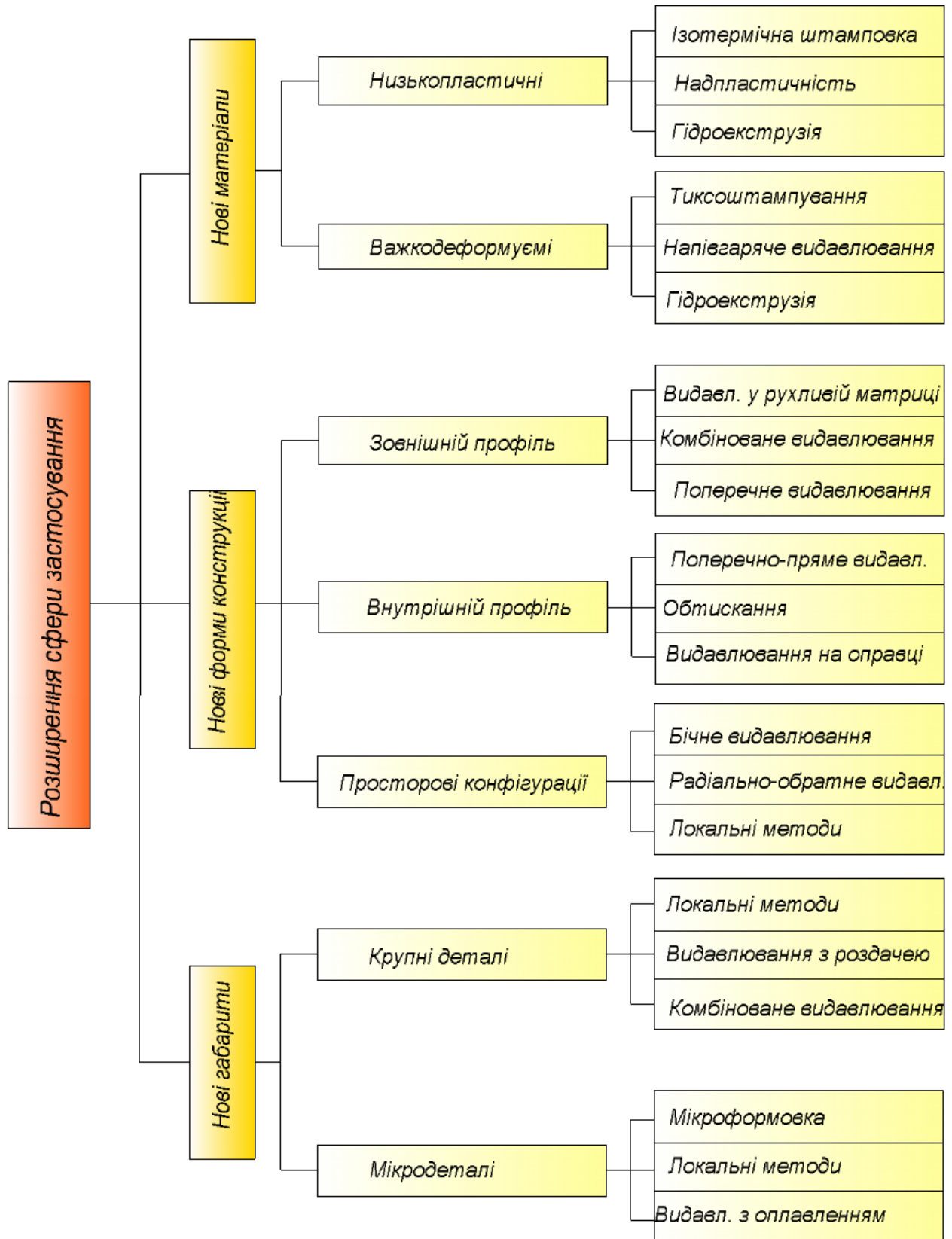
Продовження Додатка Б

1	2	3	4	5	6
12	Теоретичні та практичні проблеми в обробці матеріалів тиском і якості фахової освіти	IV	Київ	14-17 травня 2013	очна
13		VI	Київ	14 – 18 грудня 2015	очна
14		VII	Херсон	30 – 31 травня 2016 р	заочна
15	Ресурсозбереження та енергоефективність процесів і обладнання обробки тиском в машинобудуванні та металургії	VII	Харків	18-20 листопада 2015	очна
16		VIII		23-25 листопада 2016	заочна
17	Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку	XIII	Краматорськ	2 – 4 червня 2015	очна
18		XIV		1 – 3 червня 2016	очна
19	Прогресивна техніка, технологія та інженерна освіта	XVI	Одеса	22-25 червня 2015	заочна
20		XVII	Одеса	21-24 червня 2016	заочна
21		XVIII	Київ	28-30 червня 2017	очна
22	Машина и пластична деформація металів	II	Запоріжжя	19-22 листопада 2012	очна
23	Теоретичні та прикладні задачі ОМТ та автотехнічних експертиз		Вінниця	1-2 червня 2011	очна
24	Актуальні задачі сучасних технологій	I	Тернопіль	19-20 грудня 2012,	заочна
25	Научно-технический прогресс в металлургии	VII	Темиртау, Казахстан	11-12 жовтня 2013	заочна
26		VIII		23-24 жовтня 2015	
27	Современные технологии ОМД		Москва	23-25 вересня 2013	очна
28	Современные проблемы горно-металлургического комплекса.	XII	Старий Оскол	25-27 листопада 2015	заочна

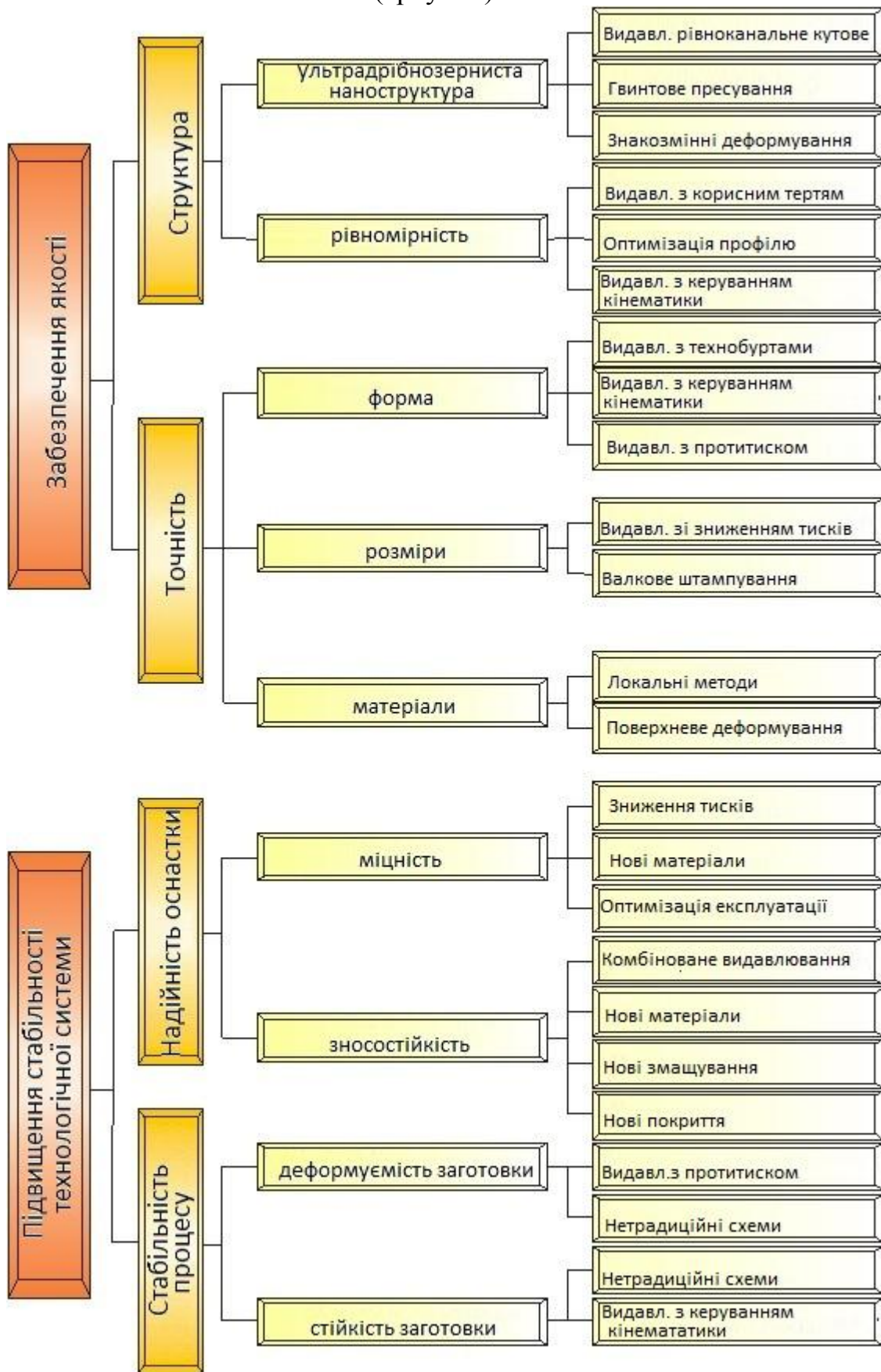
Продовження Додатка Б

1	2	3	4	5	6
29	Состояние и перспективы развития сельско-хозяйственного машиностроения	V	Ростов-на-Дону	12–15 вересня 2012	очна
30	Прогрессивные методы и технологическое оснащение процессов ОМД		Санкт Петербург	14–17 жовтня, 2014	заочна
<i>Всеукраїнські науково-технічні конференції</i>					
31	Сучасні тенденції розвитку машинобудування та транспорту		Кременчук	9 – 11 листопада 2016	очна
32	Сучасні технології промислового комплексу	II	Херсон	14–18 вересня 2016	заочна
33	Актуальні проблеми проектування, виготовлення і експлуатації озброєння та військової техніки		Вінниця	17–19 травня 2017	заочна
<i>Регіональні науково-технічні конференції</i>					
34	НТК молодих фахівців «Енергомашспецсталь»	I	Краматорськ	21 травня 2007	очна

Додаток В

Шляхи удосконалення та розвитку процесів об'ємного деформування
(аркуш 1)

Шляхи удосконалення та розвитку процесів об'ємного деформування (аркуш 2)



Додаток Г

Методика експериментальних досліджень

Г.1 Обладнання, оснащення і заготовки для досліджень



а)



б)

Рис. Г1 – Гідравлічний прес ДБ-2428А зусиллям 630 кН (а) та випробувальна машина МС-2000 зусиллям 2000кН (б)



а



б



в

Рис. Г2 – Твердомер Low Load Hardness tester «HV-5» (а), інструментальний мікроскоп MMI-2 (б) и дослідний стереомікроскопічний мікроскоп системи SZX16 (в)



Рис. Г.3 – Великий фотомікроскоп відбитого світла «NEOPHOT 30»



Рис. Г.4 – Комплект змінного оснащення

Г.2 Методика статистичної обробки результатів експериментальних досліджень

Приймається нормальний закон розподілу помилок. Середнє вибіркоче значення вибірки визначається :

$$x_{cp} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n x_i, \quad (\text{Г.1})$$

де x_i - результат i -го вимірювання;

n - кількість виконаних вимірювань.

Середнє квадратичне відхилення або середню квадратичну помилку використовували для оцінки випадкової помилки вимірювань:

$$\sigma \approx s = \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (x_i - x_{cp})^2}. \quad (\text{Г.2})$$

Ширина довірчого інтервалу Δx , що характеризує точність оцінки параметра x , розраховується за формулою:

$$\Delta x = \frac{s}{\sqrt{n}} t, \quad (\text{Г.3})$$

де t - коефіцієнт Стюдента, який визначається з урахуванням обраної довірчої ймовірності α та обсягу вибірки n .

У розрахунках була обрано довірна ймовірність $\alpha=0,95$. Тоді при об'ємі вибірки $n=3$ коефіцієнт Стюдента $t=2,35$. Довірчий інтервал існування істинного значення буде визначатися:

$$x_{cp} - \Delta x < x < x_{cp} + \Delta x. \quad (\text{Г.4})$$

Додаток Д

Напружено-деформований стан заготовки при комбінованому радіально-прямому видавлюванні

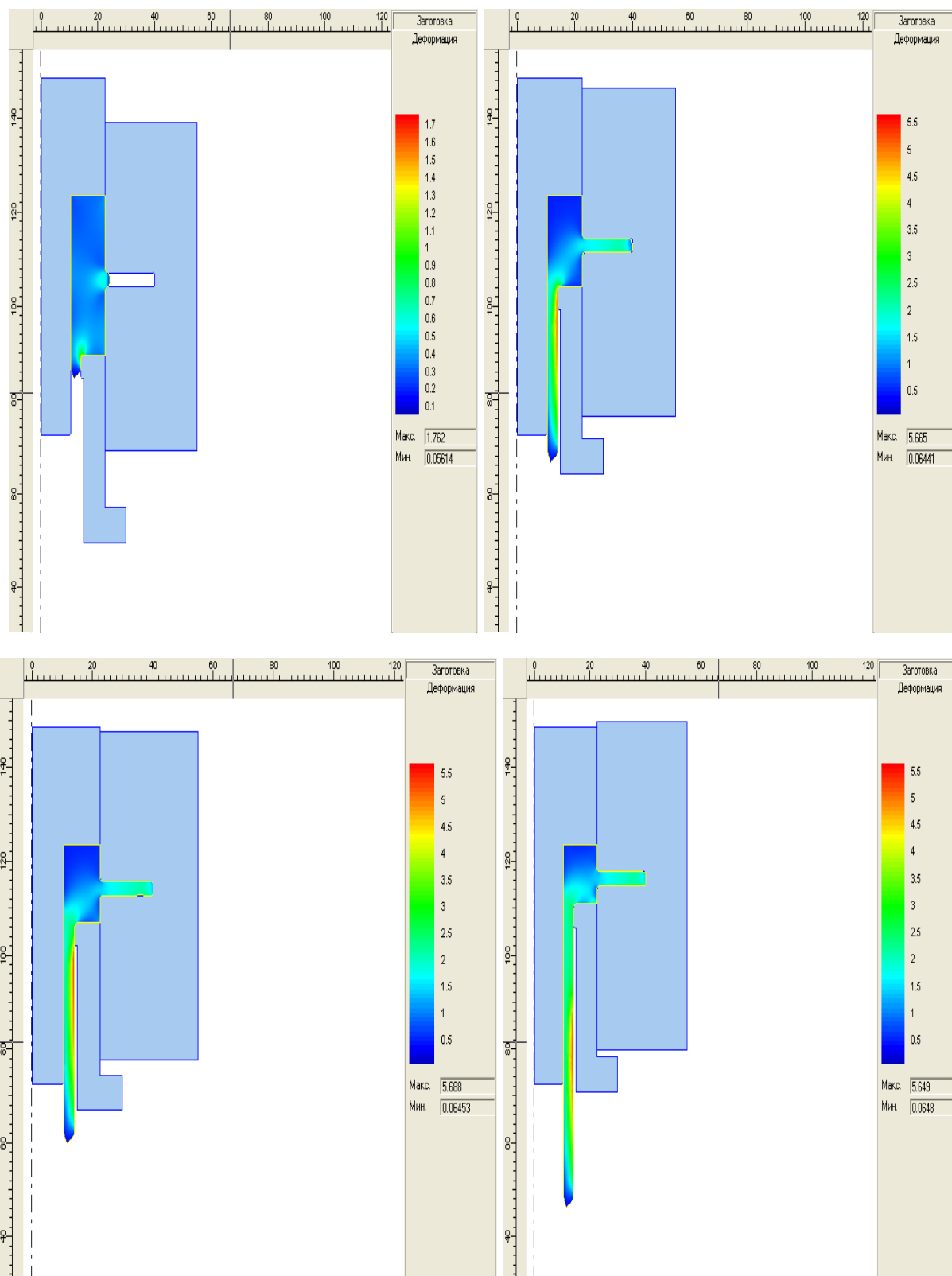


Рис. Д1 – Стадії деформування заготовки при комбінованому видавлюванні

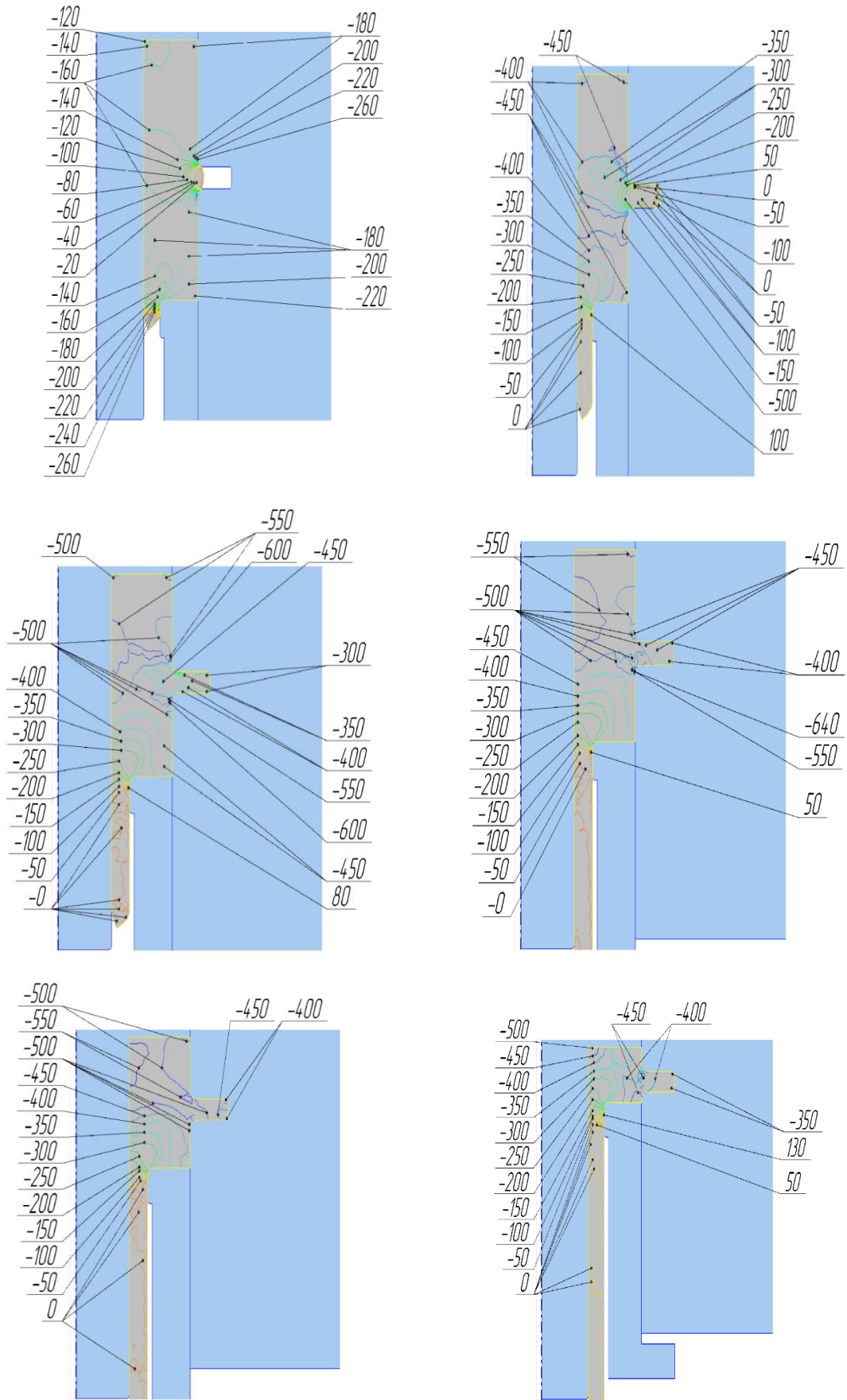


Рис. Д 2 – Розподіл радіальної компоненти напруження на етапах комбінованого видавлювання

Додаток Е

Експериментальні дані для побудови діаграми пластичності

№ п/ п	Марка матеріалу	Дані для побудови діаграми пластичності			Коефіцієнти чутливості пластичності для показника η	
		$e_p(\eta_1 = 1)$	$e_p(\eta_1 = 0)$	$e_p(\eta_1 = -1)$	$\lambda_1 = \ln \frac{e_p(\eta_1 = 0)}{e_p(\eta_1 = 1)}$	$\lambda_2 = \ln \frac{e_p(\eta_1 = -1)}{e_p(\eta_1 = 0)}$
1	ВТ-1	0,64	1,15	2,9	0,58	0,92
2	АМГ-2	1,05	1,57	2,25	0,4	0,35
3	ВТ 14	0,15	0,64	1,3	1,45	0,7
4	Сталь 35	0,25	0,42	1,62	0,51	1,35
5	Сталь О8 кп	0,355	0,5	0,7	0,342	0,336
6	Д-1	0,3	0,47	0,5	0,2	0,3
7	Сталь 10	0,3	0,67	2,67	0,803	1,38
8	Л63	0,45	1,1	1,5	0,894	0,31
9	Сталь 20	0,485	0,665	1,6	0,315	0,878
10	АМГ5В	0,735	1,0	1,25	0,31	0,223
11	Д16	0,875	1,25	1,625	0,36	0,262
12	Сталь 35 (2партія)	0,25	0,534	1,63	0,76	1,12
13	Л62	0,4	0,59	1,75	0,39	1,09
14	Сталь20 (2партія)	0,51	0,75	1,8	0,87	0,38
15	Сталь 10 (2партія)	0,32	0,65	1,42	0,710	0,780

Додаток Ж

Проміжні розрахункові вирази для визначення енергетичних

витрат при моделюванні процесів видавлювання

Ж.1 Розрахунок процесу на основі кінематичного модуля ОД 1.1

Таблиця Ж1 – Значення компонент і інтенсивності швидкостей деформацій

№ модулі	Значення $\dot{\varepsilon}_z, \dot{\varepsilon}_r, \dot{\varepsilon}_\theta, \dot{\gamma}_{rz}$ і $\dot{\varepsilon}_i$
1	$\left\{ \begin{aligned} \dot{\varepsilon}_{z1} &= \frac{2k}{T^3(z)} \left(V_0 R_1^2 - W \frac{R_1^2 R_0^2}{R_0^2 - R_1^2} \right), \\ \dot{\varepsilon}_{r1} &= \frac{k}{T^3(z)} \left(-V_0 R_1^2 + W \frac{R_1^2 R_0^2}{R_0^2 - R_1^2} \right), \\ \dot{\varepsilon}_{\theta 1} &= \frac{k}{T^3(z)} \left(-V_0 R_1^2 + W \frac{R_1^2 R_0^2}{R_0^2 - R_1^2} \right), \\ \dot{\gamma}_{rz1} &= \frac{3k^2 r}{T^4(z)} \left(V_0 R_1^2 - W \frac{R_1^2 R_0^2}{R_0^2 - R_1^2} \right), \\ \dot{\varepsilon}_{i1} &= \frac{k}{T^3(z)} \left(-V_0 R_1^2 + W \frac{R_1^2 R_0^2}{R_0^2 - R_1^2} \right) \sqrt{4 + 3 \left(\frac{kr}{T(z)} \right)^2}. \end{aligned} \right.$
2	$\left\{ \begin{aligned} \dot{\varepsilon}_{z2} &= \left(-\frac{V_0 R_1^2}{R_0^2} - W \right) \cdot \frac{1}{h}, \\ \dot{\varepsilon}_{r2} &= \frac{1}{2h} \left(\frac{V_0 R_1^2}{R_0^2} + W \right), \quad \dot{\varepsilon}_{\theta 2} = \frac{1}{2h} \left(\frac{V_0 R_1^2}{R_0^2} + W \right), \\ \dot{\gamma}_{rz2} &= 0, \quad \dot{\varepsilon}_{i2} = \left(\frac{V_0 R_1^2}{R_0^2} + W \right) \cdot \frac{1}{h}. \end{aligned} \right.$
4	$\left\{ \begin{aligned} \dot{\varepsilon}_{z4} &= 0, \quad \dot{\varepsilon}_{r4} = \frac{-1}{2r^2 h} (V_0 R_1^2 + W R_0^2), \\ \dot{\varepsilon}_{\theta 4} &= \frac{1}{2r^2 h} (V_0 R_1^2 + W R_0^2), \quad \dot{\gamma}_{rz4} = 0, \\ \dot{\varepsilon}_{i4} &= \frac{1}{\sqrt{3} r^2 h} (V_0 R_1^2 + W R_0^2). \end{aligned} \right.$

$$\begin{aligned}
& \left(\sigma_s 2\pi \int_0^{R_1} r dr \int_h^{h+H_0} \frac{k}{T^3(z)} \left(-V_0 R_1^2 + W \frac{R_1^2 R_0^2}{R_0^2 - R_1^2} \right) \sqrt{4 + 3 \left(\frac{kr}{T(z)} \right)^2} dz + \right. \\
& + \sigma_s 2\pi \int_{R_1}^{R_0} r dr \int_h^{G(r)} \frac{k}{T^3(z)} \left(-V_0 R_1^2 + W \frac{R_1^2 R_0^2}{R_0^2 - R_1^2} \right) \sqrt{4 + 3 \left(\frac{kr}{T(z)} \right)^2} dz = \\
& = \left[4 + 3 \left(\frac{kr}{T(z)} \right)^2 = m^2, \frac{-3r^2 k^3}{T^3(z)} = mdm, C_1 = V_0 R_1^2 - W \frac{R_1^2 R_0^2}{R_0^2 - R_1^2} \right] = \\
& = \frac{2\pi \sigma_s C_1}{9k^2} \int_0^{R_1} \frac{1}{r} \left(\left(4 + 3 \left(\frac{kr}{R_1} \right)^2 \right)^{3/2} - \left(4 + 3 \left(\frac{kr}{R_0} \right)^2 \right)^{3/2} \right) dr + \\
& + \frac{2\pi \sigma_s C_1}{9k^2} \int_{R_1}^{R_0} \frac{1}{r} \left(\left(4 + 3k^2 \right)^{3/2} - \left(4 + 3 \left(\frac{kr}{R_0} \right)^2 \right)^{3/2} \right) dr = \\
& = \left[4 + 3 \left(\frac{kr}{R_1} \right)^2 = t_1^2, r dr = \frac{t_1 R_1^2}{3k^2} dt_1, \right] + \left[4 + 3 \left(\frac{kr}{R_0} \right)^2 = t_2^2, r dr = \frac{t_2 R_0^2}{3k^2} dt_2 \right] = \\
& = \frac{2\pi \sigma_s C_1}{9k^2} \left(\frac{1}{3} \left(4 + 3k^2 \right)^{3/2} + 4\sqrt{4 + 3k^2} - \frac{1}{3} \left(4 + 3k^2 \frac{R_1^2}{R_0^2} \right)^{3/2} - 4\sqrt{4 + 3k^2 \frac{R_1^2}{R_0^2}} - \right. \\
& \left. - 4 \lim_{r \rightarrow 0} \ln \left(\frac{\sqrt{4 + 3r^2 \frac{k^2}{R_1^2}} - 2}{\sqrt{4 + 3r^2 \frac{k^2}{R_1^2}} + 2} \cdot \frac{\sqrt{4 + 3r^2 \frac{k^2}{R_2^2}} + 2}{\sqrt{4 + 3r^2 \frac{k^2}{R_2^2}} - 2} \right) \right) + \\
& + \frac{2\pi \sigma_s C_1}{9k^2} \left(\ln \frac{R_0}{R_1} \left(4 + 3k^2 \right)^{3/2} - \frac{1}{3} \left(4 + 3k^2 \right)^{3/2} - 4\sqrt{4 + 3k^2} + \frac{1}{3} \left(4 + 3k^2 \frac{R_1^2}{R_0^2} \right)^{3/2} \right) \\
& \left. + 4\sqrt{4 + 3k^2 \frac{R_1^2}{R_0^2}} - 8 \ln \left(\frac{R_0 \sqrt{4 + 3R_1^2 \frac{k^2}{R_0^2}} + 2}{R_1 \sqrt{4 + 3k^2} + 2} \right) \right) = \tag{Ж.1} \\
& = \frac{2\pi \sigma_s C_1}{9k^2} \ln \frac{R_0}{R_1} \left(\left(4 + 3k^2 \right)^{3/2} - 8 \right)
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
N_{t1-0} & = \left(\iint_{F_{1-0}} \tau_k [v_{r1}|_{z=H_0+h}] dF_{1-0} = \frac{2\mu_1 \sigma_s}{\sqrt{3}} 2\pi \int_0^{R_1} \frac{r \cdot k}{R_1^3} \left(-V_0 R_1^2 + W \frac{R_1^2 R_0^2}{R_0^2 - R_1^2} \right) r dr = \right. \\
& \left. = \frac{4\pi \mu_1 \sigma_s}{3\sqrt{3}} k \left(-V_0 R_1^2 + W \frac{R_1^2 R_0^2}{R_0^2 - R_1^2} \right) \right) \tag{Ж.2}
\end{aligned}$$

$$N_{t3-0} = \left(\begin{aligned} \iint_{F_{3-0}} \tau_k [v_{z3}|_{r=R_0}] dF_{3-0} &= \frac{2\mu_1\sigma_s}{\sqrt{3}} 2\pi R_0 \int_h^{h+H_0+l_1} |W| \frac{R_0^2}{R_0^2 - R_1^2} dz = \\ &= \frac{4\pi\mu_1\sigma_s R_0^3}{\sqrt{3}(R_0^2 - R_1^2)} |W|(H_0 + l_1) \end{aligned} \right) \quad (\text{Ж.3})$$

$$N_{c1-2} = \left(\begin{aligned} \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \iint_{F_{1-2}} [\Delta v_{r1-2}|_{z=h}] dF_{1-2} &= \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} 2\pi \int_0^{R_0} \left[C_1 \frac{kr}{R_2^3} - \left(\frac{V_0 R_1^2}{R_0^2} + W \right) \frac{r}{2h} \right] r dr = \\ &= \left[C_1 = V_0 R_1^2 - W \frac{R_1^2 R_0^2}{R_0^2 - R_1^2} \right] = \frac{2\pi\sigma_s}{3\sqrt{3}} \left| kC_1 + \frac{R_0}{2h} (V_0 R_1^2 + WR_0^2) \right| \end{aligned} \right) \quad (\text{Ж.4})$$

$$N_{c2-4} = \left(\begin{aligned} \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \iint_{F_{2-4}} [\Delta v_{z2-4}|_{r=R_2}] dF_{2-4} &= \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} 2\pi R_0 \int_0^h \left(\frac{V_0 R_1^2}{R_0^2} + W \right) \frac{z}{h} dz = \\ &= \frac{\pi\sigma_s R_0 h}{\sqrt{3}} \left(\frac{V_0 R_1^2}{R_0^2} + W \right) \end{aligned} \right) \quad (\text{Ж.5})$$

$$N_{c1-3} = \left(\begin{aligned} \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \iint_{F_{1-3}} (\sqrt{[\Delta v_{r1-3}]^2 + [\Delta v_{z1-3}]^2}) dF_{1-3} &= \\ &= \frac{2\pi\sigma_s}{\sqrt{3}} \int_h^{h+H_0} T(z) (1 + [T'(z)]^2) [v_{r1}|_{r=T(z)}] dz = \\ &= \frac{2\pi\sigma_s}{\sqrt{3}} (1 + k^2) C_1 \int_h^{h+H_0} \frac{dz}{T(z)} = \frac{2\pi\sigma_s}{\sqrt{3}} \frac{1 + k^2}{k} C_1 \ln \frac{R_1}{R_0} \end{aligned} \right) \quad (\text{Ж.6})$$

$$N_{d2} = \sigma_s 2\pi \int_0^{R_0} r dr \int_0^h \left(\frac{V_0 R_1^2}{R_0^2} + W \right) \cdot \frac{1}{h} dz = \sigma_s \pi (V_0 R_1^2 + WR_0^2) \quad (\text{Ж.7})$$

$$N_{d4} = \sigma_s 2\pi \int_{R_0}^{R_3} r dr \int_0^h \frac{V_0 R_1^2 + WR_0^2}{\sqrt{3} r^2 h} dz = \frac{2\sigma_s \pi}{\sqrt{3}} (V_0 R_1^2 + WR_0^2) \ln \left(\frac{R_3}{R_0} \right) \quad (\text{Ж.8})$$

$$N_{t3-1} = \iint_{F_{3-1}} \tau_k [V_0 + v_{z3}|_{r=R_1}] dF_{3-1} = \frac{4\pi\mu_1\sigma_s R_1}{\sqrt{3}} (\Delta H_x + l_1) \left(V_0 - W \frac{R_0^2}{R_0^2 - R_1^2} \right) \quad (\text{Ж.9})$$

Ж.2 До розрахунку процесу на основі модуля ОД-1.2

Таблиця Ж2 – КГУ і КМПШ для модуля ОД-1.2

№ модуля	КГУ	КМПШ
1	$v_{z1} _{z=H_0+h} = -V_0, \quad v_{r1} _{r=0} = 0$ $v_{z1} _{z=h} = -\frac{(V_0 + W)R_1^2}{R_0^2} + W$	$\begin{cases} v_{z1} = -\frac{(V_0 + W)R_1^2}{T^2(z)} + W, \\ v_{r1} = -\frac{r}{T^3(z)}(V_0 + W)k R_1^2 \end{cases}$
Значення швидкостей деформації $\dot{\varepsilon}_z, \dot{\varepsilon}_r, \dot{\varepsilon}_\theta, \dot{\gamma}_{rz}$ і інтенсивності швидкостей деформацій $\dot{\varepsilon}_i$		
1	$\begin{cases} \dot{\varepsilon}_{z1} = 2\frac{C_1 k}{T^3(z)}, \quad \dot{\varepsilon}_{r1} = -\frac{C_1 k}{T^3(z)}, \\ \dot{\varepsilon}_{\theta 1} = -\frac{C_1 k}{T^3(z)}, \quad C_1 = (V_0 + W)R_1^2, \\ \dot{\gamma}_{rz1} = -\frac{r C_1}{T^4(z)}(T''(z)T(z) - 3[T'(z)]^2), \\ \dot{\varepsilon}_{i1} = \frac{C_1}{T^3(z)}\sqrt{12[T'(z)]^2 + r^2(T''(z)T(z) - 3[T'(z)]^2)^2}. \end{cases}$	

Складові потужності сил деформування, зрізу і тертя для розрахунку енергосилових параметрів процесу:

$$N_{c1-2} = \frac{\pi \sigma_s}{3\sqrt{3}h} \left| \begin{array}{l} V_0 R_1^2 \left(\frac{R_0 M (R_0^2 - R_1^2)}{R_1^2 (1 - e^{2MH_0})} \cdot 2h + R_0 \right) + \\ W \left(\frac{R_0 M (R_0^2 - R_1^2)}{(1 - e^{2MH_0})} \cdot 2h + R_0 (R_1^2 - R_0^2) \right) \end{array} \right| \quad (\text{Ж.10})$$

$$N_{d2} = \sigma_s \pi (V_0 + W) R_1^2 - W R_0^2 \quad (\text{Ж.11})$$

$$N_{d4} = \frac{2\sigma_s \pi}{\sqrt{3}} \left((V_0 + W)R_1^2 - WR_0^2 \right) \ln \left(\frac{R_3}{R_0} \right). \quad (\text{Ж.12})$$

$$N_{d1} = \left(\begin{aligned} & \sigma_s 2\pi \int_0^{R_1} r dr \int_h^{h+H_0} \frac{C_1}{T^3(z)} \sqrt{12[T'(z)]^2 + r^2(T''(z)T(z) - 3[T'(z)]^2)} dz + \\ & + \sigma_s 2\pi \int_{R_1}^{R_0} r dr \int_h^{G(r)} \frac{C_1}{T^3(z)} \sqrt{12[T'(z)]^2 + r^2(T''(z)T(z) - 3[T'(z)]^2)} dz = \\ & = [T''(z)T(z) - 3[T'(z)]^2 = 2MT'(z)T(z), C_1 = (V_0 + W)R_1^2] = \\ & = \sigma_s 2\pi \int_0^{R_1} r dr \int_h^{h+H_0} \frac{-2C_1 k}{T^3(z)} \sqrt{3 + r^2 k^2} dz + \\ & + \sigma_s 2\pi \int_{R_1}^{R_0} r dr \int_h^{G(r)} \frac{-2C_1 k}{T^3(z)} \sqrt{3 + r^2 k^2} dz = \\ & = 2\pi \sigma_s C_1 \left(\begin{aligned} & \left(\frac{1}{3k^2} \left(\frac{1}{R_1^2} (3 + R_1^2 k^2)^{3/2} - \frac{1}{R_0^2} (3 + R_0^2 k^2)^{3/2} - 3\sqrt{3} \left(\frac{1}{R_1^2} - \frac{1}{R_0^2} \right) \right) \right) + \\ & + \sqrt{3 + R_1^2 k^2} - \sqrt{3 + R_0^2 k^2} + \sqrt{3} \ln \left(\frac{R_0 (\sqrt{3 + R_1^2 k^2} + \sqrt{3})}{R_1 (\sqrt{3 + R_0^2 k^2} + \sqrt{3})} \right) \end{aligned} \right) \end{aligned} \right) \quad (\text{Ж.13})$$

$$N_{c1-2} = \frac{\pi \sigma_s}{3\sqrt{3}h} \left(\begin{aligned} & V_0 R_1^2 \left(\frac{R_0 M (R_0^2 - R_1^2)}{R_1^2 (1 - e^{2MH_0})} \cdot 2h + R_0 \right) + \\ & W \left(\frac{R_0 M (R_0^2 - R_1^2)}{(1 - e^{2MH_0})} \cdot 2h + R_0 (R_1^2 - R_0^2) \right) \end{aligned} \right) \quad (\text{Ж.14})$$

$$N_{c2-4} = \frac{\pi \sigma_s R_0 h}{\sqrt{3}} \left(\frac{(V_0 + W)R_1^2}{R_0^2} - W \right) \quad (\text{Ж.15})$$

Ж.3 До розрахунку процесу на основі розрахункової схеми ОД –2.1

Розраховані значення потужностей сил деформування, потужностей сил зрізу і потужностей сил тертя підставляємо в рівняння балансу потужностей і отримуємо:

Знаходимо потужності, витрачені на пластичну деформацію для інших

модуль розрахункової схеми:

$$N_{d2} = \frac{2\pi\sigma_s}{\sqrt{3}} \int_{R_1}^{R_0} r dr \int_0^{G(r)} \sqrt{(2\dot{\varepsilon}_{z2})^2 + 4\frac{v_{r2}}{r} \dot{\varepsilon}_{z2} + \left(\frac{2v_{r2}}{r}\right)^2 + \left(\left(2\dot{\varepsilon}_{z2} + \frac{v_{r2}}{r}\right) \frac{a}{z(r)}\right)^2} z^2 dz \quad (\text{Ж.18})$$

$$pFV_0 = \pi\sigma_s \left(\begin{aligned} & R_1^2 + \frac{2}{\sqrt{3}} [M + W(R_1^2 - R_0^2)] \ln\left(\frac{R_3}{R_0}\right) + \\ & + \frac{1}{\sqrt{3}} \int_{R_1}^{R_0} r dr \int_0^{G(r)} \sqrt{4\left(\dot{\varepsilon}_{z2}^2 + \frac{v_{r2}}{r} \dot{\varepsilon}_{z2} + \frac{v_{r2}^2}{r^2}\right) + \left(\left(2\dot{\varepsilon}_{z2} + \frac{v_{r2}}{r}\right) \frac{az}{z(r)}\right)^2} dz + \\ & + \frac{R_1}{\sqrt{3}} (H_0 + h) |V_0 + W + aV_1| + \frac{R_0 h}{\sqrt{3}} \left| W + \frac{M + W(R_1^2 - R_0^2)}{2R_0 h} a \right| + \\ & + \frac{(1+a^2)}{\sqrt{3}a} \left((M + W(R_1^2 - b^2)) \ln\left(\frac{R_0 + b}{R_1 + b}\right) - \frac{W}{2} [(R_0 - b)^2 - (R_1 - b)^2] \right) + \\ & + \frac{2(\mu_1 + \mu_2)V_0 R_1^3}{3\sqrt{3}(H_0 + h)} + \frac{4\mu_1}{\sqrt{3}} R_1 (V_0 + W)(\Delta H_x + l_1) + \frac{4\mu_1 R_0}{\sqrt{3}} |W|(H_0 + l_1) + \\ & + \frac{2\mu_2}{\sqrt{3}a} \left((M + W(R_1^2 - b^2)) \ln\left(\frac{R_0 + b}{R_1 + b}\right) - \frac{W}{2} [(R_0 - b)^2 - (R_1 - b)^2] \right) + \\ & + \frac{4\mu_2}{\sqrt{3}} (M + W(R_1^2 - R_0^2)) \frac{l_2}{h} \end{aligned} \right) \quad (\text{Ж.16})$$

Вираз (Ж.16) містить інтеграл, для верхньої оцінки якого необхідно використовувати формулу Коші-Буняковським (3.20)

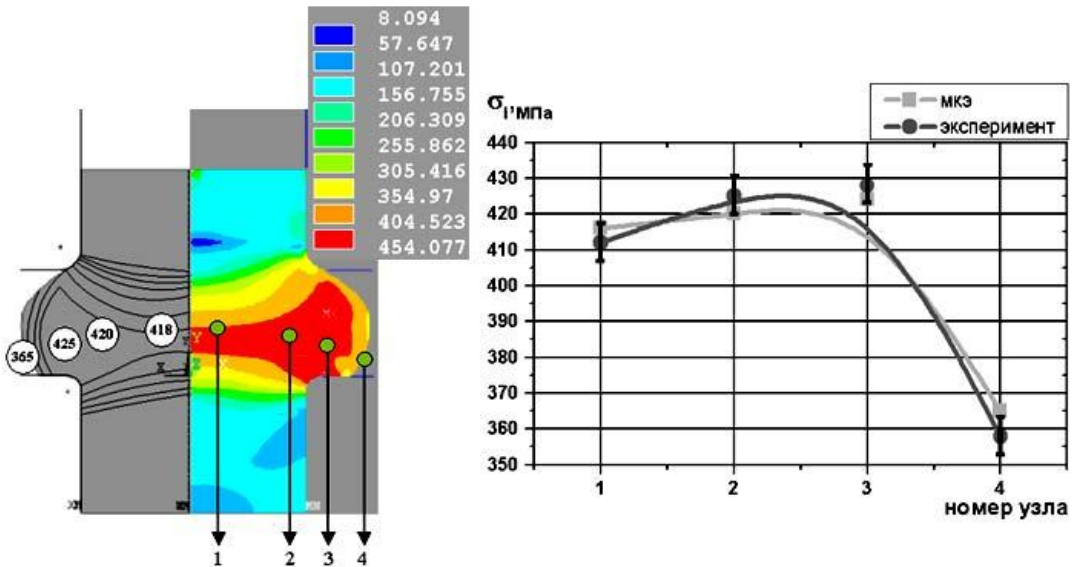
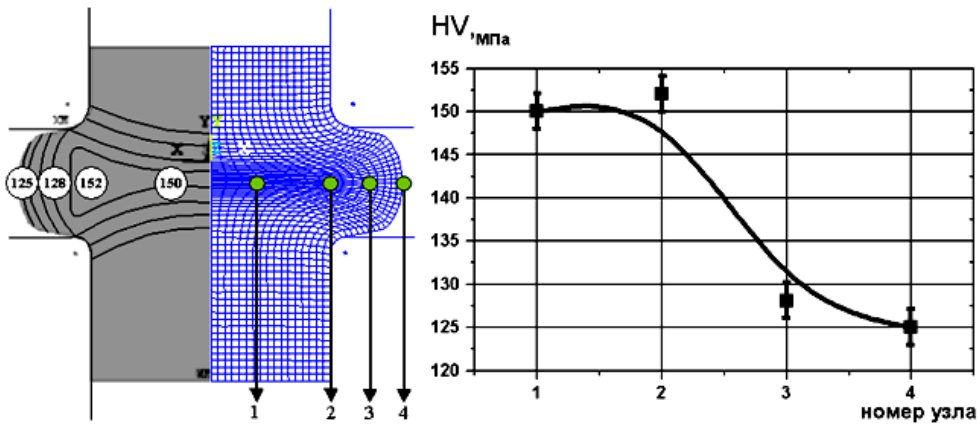
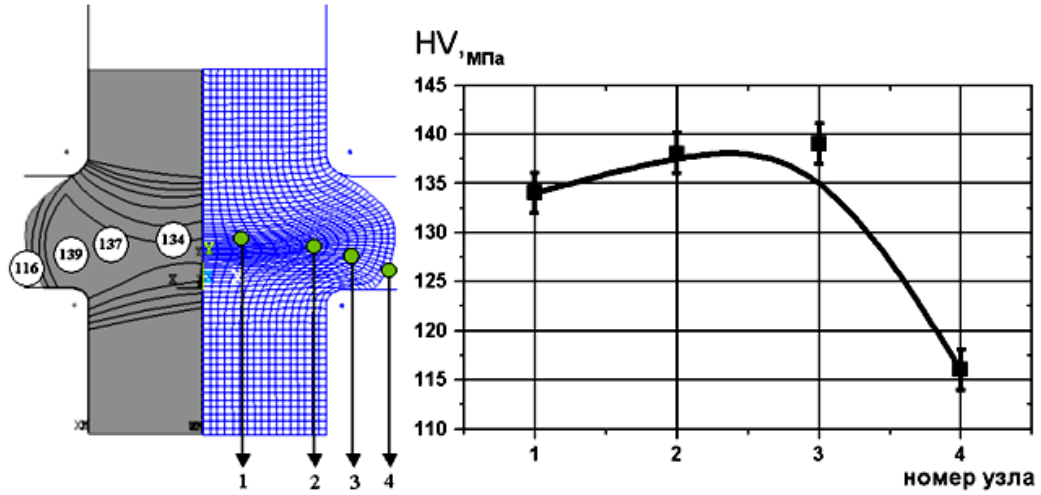
$$N_{d2} \leq \sigma_s \sqrt{V_{\text{обл.2}} \iiint_{V_2} \dot{\varepsilon}_{i2}^2 dV_2},$$

$$\text{де } V_{\text{обл.2}} = 2\pi \int_{R_0}^R r dr \int_0^{z(r)} dz = 2\pi a \left(\frac{R_0^3 - R_1^3}{3} + b \frac{R_0^2 - R_1^2}{2} \right) - \text{об'єм зони 2}$$

Додаток 3

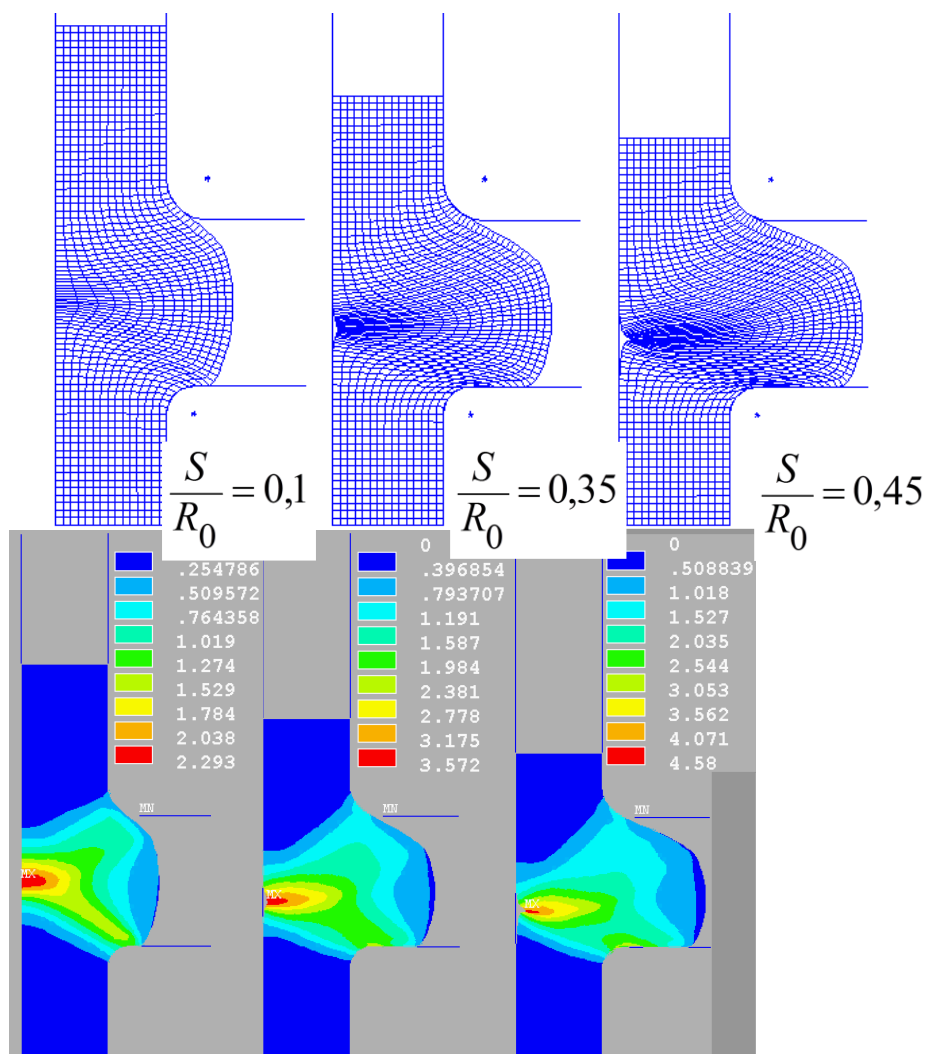
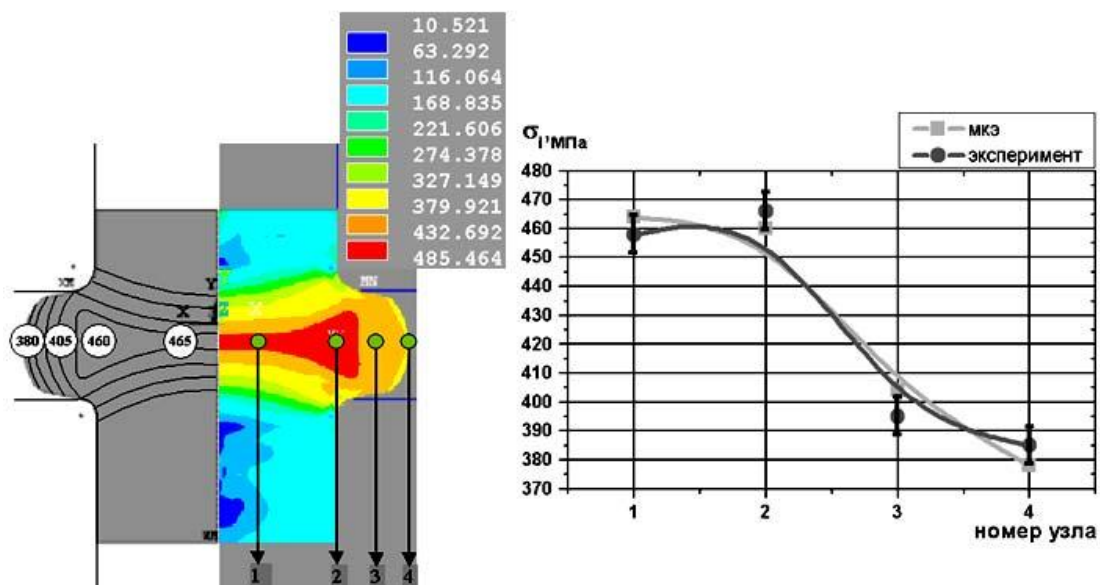
Аналіз напружено-деформованого стану при радіальному видавлюванні методами вимірювання твердості і МСЕ

(аркуш 1)



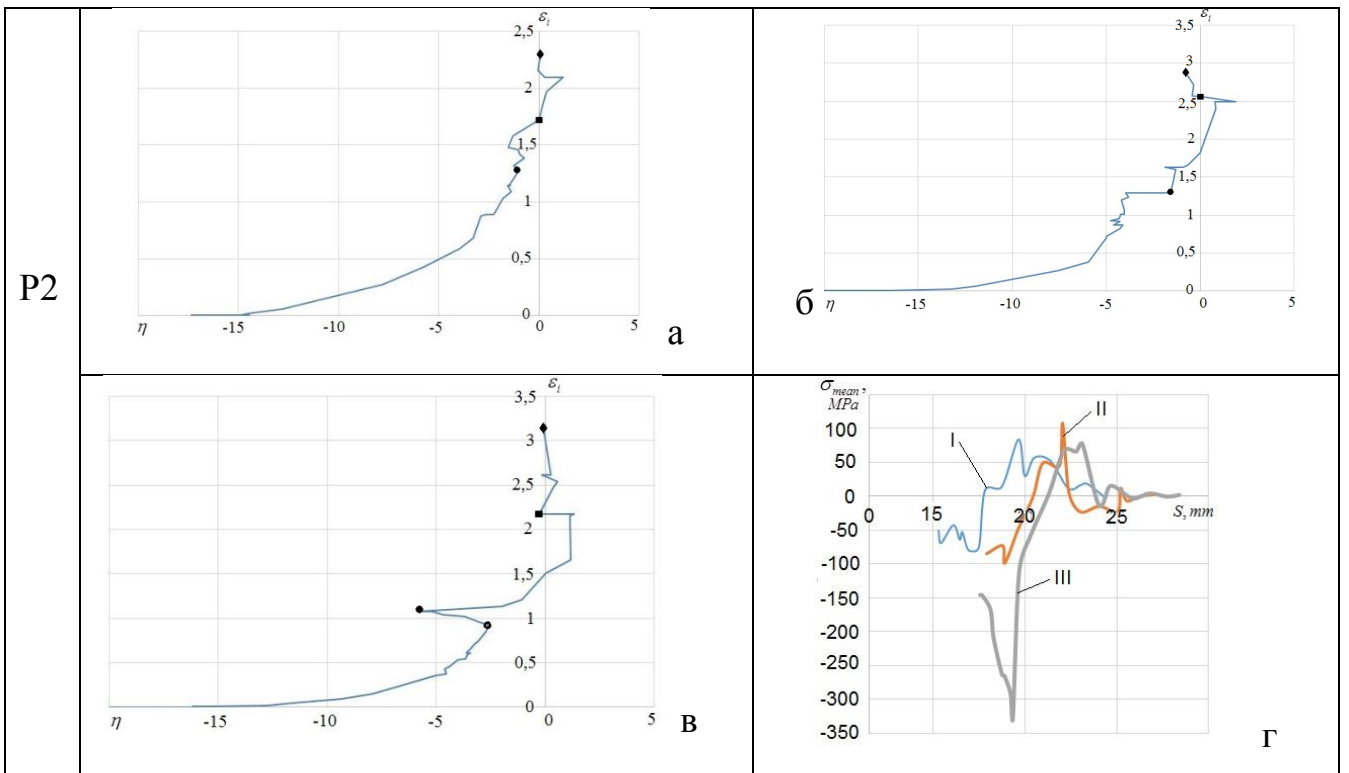
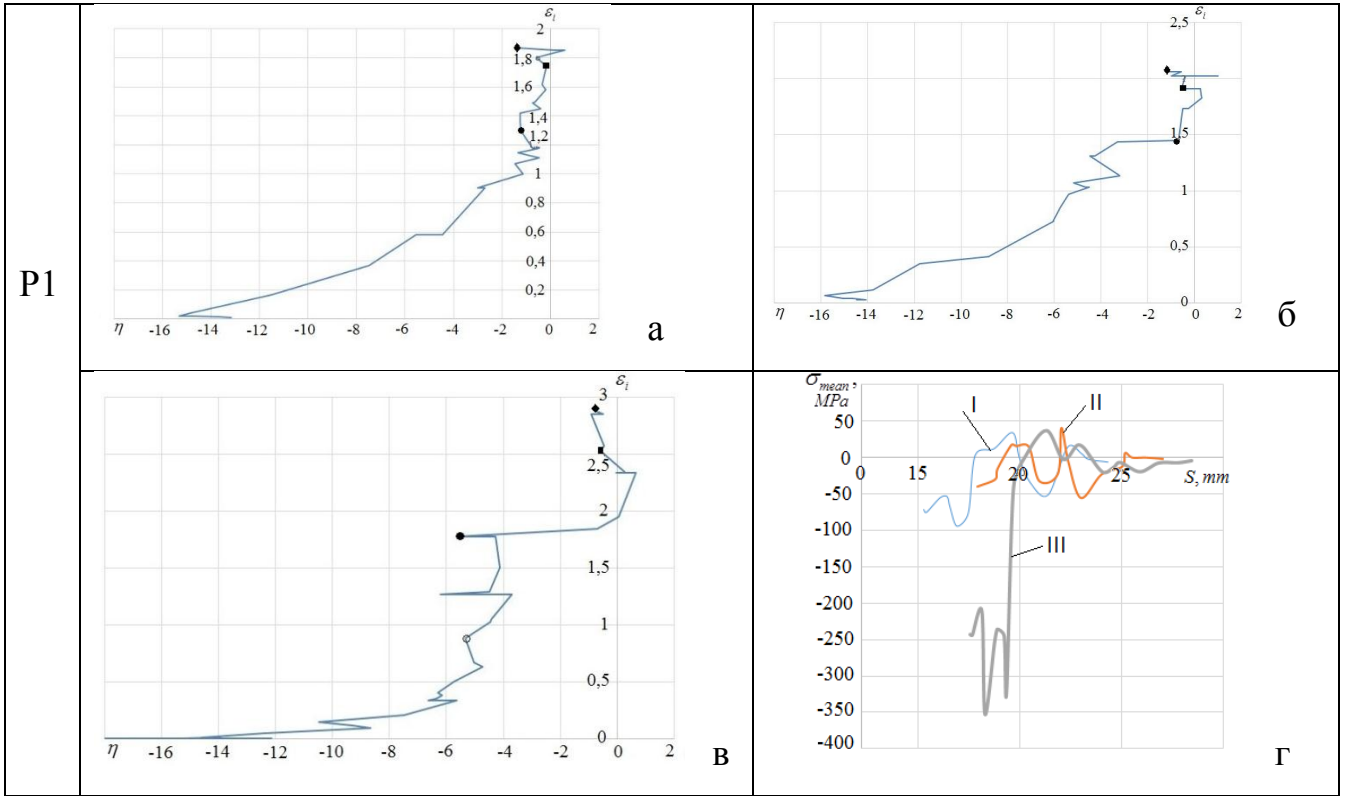
Додаток 3

(аркуш 2)



Додаток І

Розподіл показника напруженого стану і середнього напруження у характерних зонах на стадіях комбінованого видавлювання–пробивання кілець



Приложение К

Поля розподілу деформацій

Таблиця К1 – Розподіл інтенсивності і зсувних деформацій при обтисненні

h/H	Інтенсивність деформацій	Зсувні деформації	Інтенсивність деформацій	Зсувні деформації
	В/Н = 2,0		В/Н = 1,5	
0,05				
0,1				

Таблиця К2 – Вплив куту бойків на інтенсивність і зсувні деформації

h/H=0,1, f/H=1				
Зазор	z/H = -0,2, z = -150 мм		z/H = -0,3, z = -225 мм	
α	Інтенсивність деформацій	Зсувні деформації	Інтенсивність деформацій	Зсувні деформації
15°				
45°				
90°				

Додаток Л
Довідки і акти впровадження

«Затверджую»
Перший проректор ДДМА
А.М. Фесенко
« 30 » 08 2017



ДОВІДКА

про часткову участь доцента, к.т.н., докторанта Алієвої Лейли Іграмотдіновни,
в економічному ефекті від результатів впровадження спільних науково-дослідних робіт
Донбаської державної машинобудівної академії

Результати дисертаційної роботи докторанта доцента Алієвої Л.І., були використані на ПАТ «Новокраматорський машинобудівний завод» (НКМЗ), ПАТ «Енергомашспецсталь» (ЕМСС), АТ «Мотор Січ», Дружківському заводі металевих виробів (ДЗМВ) у рамках спільних науково-дослідних робіт з вдосконалення методик розрахунку та проектування процесів обробки металів тиском, технологій та оснащення для виробництва гаряче- та холоднодеформованих заготовок та виробів.

Загальний економічний ефект за рівнем цін відповідного року за актами впровадження та часткова участь виконавця робіт Алієвої Л.І.: наведено у таблиці

Акт №	Підприємство.	Рік впровадження	Загальний фактичний економічний ефект тис. грн	Економічний ефект (частка)			
				Відсоток, %	Фактичний тис. грн	Очікуваний, тис. грн	
1	ПАТ НКМЗ	2013	2500 000.	20 %	500 000	-	
2	ПАТ ЕМСС	2013	550 000	40 %	220 000	400 000	
3	ПАТ НКМЗ	2013	900 000	40 %	360 000	685 000	
4	ПАТ ЕМСС	2014	350 000	71%	250 000	790 000	
5	АТ Мотор Січ	2015	500 000	52%	260 000	680 000	
6	ПАТ ДЗМВ	2016	460 000	35%	160 000	335 000	
Всього						1750 000	2890 000

Керівник науково-дослідної сектору



О.Я. Белицька

Акт №1

«УТВЕРЖДАЮ»:

Директор производства
металлургического и шахтно-
проходческого оборудования
ПАО «Новокраматорский
машиностроительный завод»

к.т.н. Титаренко А.И.

« 09 »



**Акт внедрения результатов комплекса научно-исследовательских
работ проведенных между ПАО «Новокраматорский
машиностроительный завод» и Донбасской государственной
машиностроительной академией**

В результате проведенных совместных научных исследований под руководством д.т.н., проф. Алиева И.С. внедрены на ПАО «НКМЗ» следующие результаты:

- методы расчета деформированного состояния заготовки в процессах пластического деформирования по схемам, обеспечивающим комбинирование кинематического и силового влияния инструмента на заготовку;
- методики расчета предельного формоизменения в процессах пластического деформирования, которые позволяют прогнозировать образование трещин в зависимости от термомеханического режима штамповки,ковки и прокатки;
- режимы пластического деформирования заготовок с неоднородным температурным полем, которые обеспечивают повышение качества конечного изделия за счет увеличения уровня

деформаций, которые возникают в центральной дефектной зоне исходной заготовки;

- новые схемы пластического деформирования, которые обеспечивают повышение уровня сдвиговых деформаций в заготовке и как следствие повышают качество конечного изделия.

Новые технологические разработки обеспечили уменьшение себестоимости продукции ПАО «НКМЗ».

За счет снижения трудоемкости проектно-технологических работ, а также за счет расширения сортамента, повышения качества и увеличения выхода годного металлопродукции, экономический эффект составил 2 500 тыс. грн. по уровню цен 2013 года.

Настоящий акт предназначен для специализированных ученых советов по защите докторских и кандидатских диссертаций и не является основанием для предъявления финансовых требований.

Расчет экономического эффекта не приводится, так как содержит элементы коммерческой тайны ПАО «НКМЗ».

Главный конструктор производства
металлургического и шахтно-проходческого
оборудования



Ю.В. Сусь

Акт № 2

«Затверджую»

Заступник технічного директора

ПАТ «Енергомашспецсталь»

« 10 » 12 2012 Станков В.Ю.



**Акт впровадження результатів спільних науково-дослідних робіт Донбаської
державної машинобудівної академії
на ПАТ «Енергомашспецсталь»**

Комісія у складі представників ПАТ «Енергомашспецсталь»; начальник технічного управління Панов В.В., заступник начальника технічного управління Станкова Ю.М., та представників Донбаської державної машинобудівної академії (ДДМА): заступник зав кафедри ОМТ доц., д.т.н., Марков О.Є., проф. кафедри «Автоматизовані металургійні машини та обладнання», д.т.н., Сатонін О.В. склали цей акт в тім, що в результаті проведених спільних наукових досліджень докторантів кафедри «Обробка металів тиском» Алієвої Л.Л., Жбанкова Я.Г. та аспірантів Таган Л.В., Швець О.А. впроваджені на ПАТ «Енергомашспецсталь» наступні результати:

- нові технологічні процеси кування поковок валів і дисків із використанням операції осадження, що базуються на попередньому профілюванні вихідної заготовки в вигляді злитка, і забезпечують підвищення однорідності та рівня механічних властивостей поковки;
- методика розрахунку накопичення пошкоджень в процесах деформування заготовок за складними режимами та розроблені на її основі нові технології виготовлення поковок що забезпечують підвищення технологічної деформуємі, зменшують кількість нагрівань та відсоток браку пов'язаний із поверхневими тріщинами;
- нові технологічні процеси що основані на використанні схем деформування із комбінованим кінематичним та силовим впливом інструменту на заготовку.

Нові технологічні процеси кування забезпечили підвищення якості поковок, дозволили зменшити кількість підігрівів та витрати природного газу на 15-20% та підвищити продуктивність процесів кування. Це в цілому дозволило знизити матеріальні витрати на виробництво крупних поковок на 5-10%.

Реальний економічний ефект становив 550 тис. грн. за рівнем цін 2013 року. Очікуваний економічний ефект від впровадження складає 1000 тис. грн. за рівнем цін на 2013 рік.

Акт призначений для спеціалізованих вчених рад з захисту докторських та кандидатських дисертацій та не є основою для висунення фінансових вимог.

Розрахунок економічного ефекту не наводиться, так як містить елементи комерційної таємниці ПАТ «Енергомашспецсталь».

ПАТ «Енергомашспецсталь»

Начальник технічного
управління


В.В. Панов

Заступник начальника технічного
управління

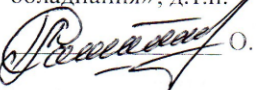

Ю.М. Станков

ДДМА

Заступник завідувача кафедри
ОМТ ДДМА доц., д.т.н.


О.С. Марков

Проф. кафедри «Автоматизовані
металургійні машини та
обладнання», д.т.н.


О. В. Сатонін

- нові технологічні процеси кування що основані на комбінованому кінематичному та силовому впливі інструменту на заготовку.

Нові технологічні процеси кування забезпечили зменшення кількості переходів кування та дозволили зменшити кількість підігрівів та витрати природного газу на 10–15% та підвищити продуктивність процесів кування. Крім цього підвищилась точність поковок та зменшилась металоємність виготовлення поковок типу дисків на 5%. Це в цілому дозволило знизити матеріальні витрати на виробництво крупних поковок на 5–10%.


Реальний економічний ефект становив 900 тис. грн. за рівнем цін 2013 року. Очікуваний економічний ефект від впровадження складає 1 700 тис. грн. за рівнем цін на 2013 рік.


Акт призначений для спеціалізованих вчених рад з захисту докторських та кандидатських дисертацій та не є основою для висунення фінансових вимог.

Розрахунок економічного ефекту не наводиться, так як містить елементи комерційної таємниці ПАТ «НКМЗ».

ПАТ «НКМЗ»

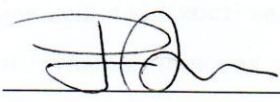
Начальник технічного бюро
поковок, к.т.н.

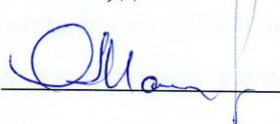

І.А. Грачов
Заст. начальника ковальсько-
пресового цеха №3


С.Л. Міщенко

ДДМА

Заст. завідувача кафедри «Обробка
металів тиском», к.т.н.


П.Б. Абхарі
Доц. кафедри «Обробка металів
тиском», д.т.н.


О.Є.Марков

Акт № 4

«Затверджую»
Технічний директор
ПАТ «Енергомашспецсталь»
О.А. Селютін
08.12.2014



**Акт впровадження результатів спільних науково-дослідних робіт
Донбаської державної машинобудівної академії
на ПАТ «Енергомашспецсталь»**

В результаті проведених спільних наукових досліджень докторанта кафедри «Обробка металів тиском» Алієвої Л.І. та аспіранта Маркової М.А. впроваджені на ПАТ «Енергомашспецсталь» наступні результати:

- нові технологічні прийоми в вигляді елементів штампування в процесах кування крупних поковок складних форм та розроблені на їх основі технології, що забезпечує підвищення точності, зменшення металоємності та розширення номенклатури виробів які виготовляються на заводі;

- рекомендації та нові технологічні процеси виготовлення порожнистих виробів типу циліндрів із глухим та наскрізним дном куванням, що забезпечують отримання високоякісних поковок із зменшеною металоємністю;

Нові технологічні процеси кування забезпечили збільшення коефіцієнту виходу придатного при виготовленні крупних поковок на

10-15%, за рахунок зменшення величини напусків, підвищення точності поковок. Це в цілому дозволило знизити матеріальні витрати на виробництво крупних поковок на 5–10%.

Реальний економічний ефект становив 350 тис. грн. за рівнем цін на грудень 2014 року. Очікуваний економічний ефект від впровадження складає 1100 тис. грн. за рівнем цін на грудень 2014 року.

Акт призначений для спеціалізованих вчених рад з захисту докторських та кандидатських дисертацій та не є основою для висунення фінансових вимог.

Розрахунок економічного ефекту не наводиться, так як містить елементи комерційної таємниці ПАТ «Енергомашспецсталь».

ПАО «Енергомашспецсталь»

ДДМА

Начальник центральної заводської лабораторії Перший проректор, доцент, к.т.н.


_____ А.М. Коломoeць


_____ А.М. Фесенко

Начальник пресового цеху

ковальського- Проф. кафедри «Обробка металів тиском», д.т.н.


_____ В.В. Панов


_____ О.С.Марков

Акт № 5

02.02.079-210

МОТОР СІЧ	Україна	МОТОР СІЧ
69068, м. Запоріжжя, пр. Моторобудівників, 15 Факс: (061) 720-50-00 E-mail: motor@motorsich.com www.motorsich.com		69068, г. Запоріжжя, пр. Моторостроїтелів, 15 Факс: (061) 720-50-00 E-mail: motor@motorsich.com www.motorsich.com
22.04.15 № УГТ-12/11-10238		
На № _____		
		
«Затверджую» Технічний директор, к.т.н. П.Д. Жеманюк		

АКТ ВПРОВАДЖЕННЯ

Комісія у складі: головного технолога, к.т.н. Мозгового В.Ф. і зас. начальника управління головного технолога, д.т.н., проф. Качана О.Я. склали цей акт в тім, що за науково-технічними дослідженнями докторанта кафедри «Обробка металів тиском» Донбаської державної машинобудівної академії Алієвої Л.І. впроваджено на АТ «Мотор Січ» наступні результати:

- рекомендації з розробки штампового оснащення на основі використання схем деформування комбінованим та поперечним видавлюванням в роз'ємних матрицях;
- способи деформування деталей із використанням схем комбінованої течії і складної кінематики руху інструменту;
- методики розрахунку силових режимів процесів деформування комбінованим видавлюванням деталей в роз'ємних матрицях, що дозволяють розрахувати питоме навантаження на інструмент та розрахувати його стійкість;
- методики розрахунку граничного формоутворення на основі оцінки ресурсу пластичності в процесах комбінованого деформування;
- методи оцінки рівня сил контактного тертя в процесах пластичного деформування, які дозволили встановити ефективність технологічного змащення.

Нові технологічні рекомендації забезпечують розширення номенклатури деталей, зменшення величини припусків на розміри деталей за рахунок підвищення їх точності.

03595

Це в цілому дозволило знизити матеріальні витрати на виробництво поковок на 10–15 %.

Реальний економічний ефект становив 500 тис. грн. за рівнем цін 2015 року. Очікуваний економічний ефект від впровадження складає 1300 тис. грн. за рівнем цін на 2015 рік.

Акт призначений для спеціалізованих вчених рад з захисту докторських та кандидатських дисертацій та не є основою для висунення фінансових вимог.

Розрахунок економічного ефекту не наводиться, так як містить елементи комерційної таємниці АТ «Мотор Січ».

Головний технолог, к.т.н.



В.Ф. Мозговой

Зас. начальника

Управління Головного технолога,
д.т.н., проф.



О.Я. Качан

Акт № 6

Приватне акціонерне товариство
«ДРУЖКІВСЬКИЙ ЗАВОД МЕТАЛЕВИХ ВИРОБІВ»

84205, м. Дружківка Донецької обл., вул. Соборна, 3
Р/р 26001500265450 ПАТ «Креди Агриколь Банк» МФО 300614
Р/р 2600224241 ПАТ «ПУМБ» МФО 334851
код ЄДРПОУ 00191052
Свідоцтво № 100324942, ІПН 001910505109
e-mail: dmf@dmf.com.ua
тел./факс: (06267) 4-47-11



ДСТУ
ISO 9001-2009

Частное акционерное общество
«ДРУЖКОВСКИЙ МЕТИЗНЫЙ ЗАВОД»

84205, г. Дружковка Донецкой обл., ул. Соборная, 3
Р/с 26001500265450 ПАТ «Креди Агриколь Банк» МФО 300614
Р/с 2600224241 ПАТ «ПУМБ» МФО 334851
код ЄДРПОУ 00191052
Свидетельство № 100324942, ИНН 001910505109
e-mail: dmf@dmf.com.ua
тел./факс: (06267) 4-47-11

№ _____
На № _____ от _____



«Затверджую»

Технічний директор

С.С.Галицький

12 » 10.2016

Акт впровадження

Комісія у складі: головного технолога Шаповалов А.Л., начальника ЦЗЛ Ягупець Т.П., начальника ЦВК-1 Дедика Р.К. склало цей акт в тім, що за науково-технічними дослідженнями докторанта кафедри «Обробка металів тиском» Донбаської державної машинобудівної академії Алієвої Л.І. (та творчого колективу під її керівництвом) впроваджено на ДМЗ наступні результати:

- рекомендації з розробки процесів та штампового оснащення на основі використання схем деформування комбінованим видавлюванням-висаджуванням в роз'ємних та рухомих матрицях;
- методики розрахунку силових режимів процесів деформування видавлюванням деталей в роз'ємних матрицях, що дозволяють розрахувати питоме навантаження на інструмент та його стійкість;
- методики технологічних іспитів на штампуємість металу, що деформується в холодному стану і розрахунку граничної деформівності на основі вичерпання ресурсу пластичності в процесах холодного об'ємного деформування;

- методики нанесення зносостійкого покриття на інструмент для холодного деформування на автоматах;

- маловідходні процеси радіального видавлювання-висаджування деталей типу шарових пальців та наскрізного прошивання втулок і кілець.

Нові технологічні рекомендації і процеси забезпечують розширення номенклатури деталей що виготовляються на ДМЗ, зменшення величини напусків та припусків на розміри деталей за рахунок підвищення їх точності.

Це в цілому дозволило знизити матеріальні витрати на виробництво холодно-штампованих деталей на 12–16%.

Реальний економічний ефект становив 460 тис. грн. за рівнем цін 2016 року. Очікуваний економічний ефект від впровадження складає 950 тис. грн. за рівнем цін на 2016 рік.

Розрахунок економічного ефекту не наводиться, так як містить елементи комерційної таємниці ДМЗ.

Акт призначений для спеціалізованих вчених рад з захисту докторських та кандидатських дисертацій та не є основою для висунення фінансових вимог.

Головний технолог

А.Л.Шаповалов

Начальник ЦЗЛ

Т.П.Ягупець

Начальник ЦКВ

Р.К.Дедик

Акт № 7

Затверджую:
 Перший проректор Донбаської
 державної машинобудівної академії
 А. М. Фесенко
 « 10 » _____ 2016 р.



ДОВІДКА ПРО ВПРОВАДЖЕННЯ

Матеріали дисертаційної роботи, виконаної докторантом кафедри «Обробка металів тиском» Алієвою Лейлою Іграмотдівною на тему «Розвиток наукових основ та ресурсозберігаючих процесів об'ємного деформування на основі використання способів комбінованої течії», що включають:

– аналіз стану та перспектив розвитку процесів об'ємного пластичного деформування;

– математичні моделі та методи розрахунку процесів плоского, вісесиметричного пластичного деформування;

– розробку моделі пошкоджуваності металів при складному об'ємному деформуванні та оцінку деформівності матеріалу заготовок при комбінованому пластичному деформуванні використовуються на кафедрі «Обробка металів тиском» Донбаської державної машинобудівної академії у вигляді підручника, методичних та лекційних матеріалів в рамках викладання наступних спеціальних дисциплін:

– «Теорія обробки металів тиском»;

– «Розрахунки процесів ОМТ»;

– «Технологія ковальсько-штампувального виробництва»

а також при виконанні курсових та дипломних проектів та магістерських дослідницьких робіт студентами та магістрами спеціальності 136 «Металургія».

Заст. зав.каф. «Обробка металів тиском»

д-р техн. наук, доц.



Я.Г. Жбанков