

ДОНБАСЬКА ДЕРЖАВНА МАШИНОБУДІВНА АКАДЕМІЯ

*Кваліфікаційна наукова
праця на правах рукопису*

МАЛІЙ ХРИСТИНА ВАСИЛІВНА

УДК 621.777.4:621.77.01

ДИСЕРТАЦІЯ

**УДОСКОНАЛЕННЯ ПРОЦЕСІВ ВИГОТОВЛЕННЯ СТРИЖНЕВИХ
ДЕТАЛЕЙ З ФЛАНЦЕМ НА ОСНОВІ ЗАСТОСУВАННЯ СПОСОБІВ
РАДІАЛЬНО-ПОЗДОВЖНЬОГО ВИДАВЛЮВАННЯ**

Спеціальність 05.03.05 – Процеси та машини обробки тиском

Подається на здобуття наукового ступеня кандидата технічних наук

Дисертація містить результати власних досліджень. Використання ідей, результатів і текстів інших авторів мають посилання на відповідне джерело
_____ (Х.В. Малій)

Науковий керівник

д.т.н., професор

Алієв Іграмотдін Серажутдінович

Краматорськ – 2017

АНОТАЦІЯ

Малій Х.В. Удосконалення процесів виготовлення стрижневих деталей з фланцем на основі застосування способів радіально-поздовжнього видавлювання. – Кваліфікаційна наукова праця на правах рукопису.

Дисертація на здобуття наукового ступеня кандидата технічних наук за спеціальністю 05.03.05 – «Процеси та машини обробки тиском». – Донбаська державна машинобудівна академія, Краматорськ, 2017.

Дисертаційна робота присвячена актуальним науко-технічним завданням з розширення можливостей холодного об'ємного штампування за рахунок застосування комбінованого деформування видавлюванням. Робота спрямована на підвищення ефективності комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання, яке пов'язане зі зменшенням енергосилових параметрів, підвищенням якості продукції, розширенням номенклатури виробів за рахунок більш складної конфігурації форми деталі.

Метою роботи є підвищення ефективності процесів точного об'ємного штампування стрижневих деталей з фланцем на основі застосування способів комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання і розробки рекомендацій з проектування процесів штампування, що забезпечують зниження трудоємності і енергоємності технологічного процесу.

В якості теоретичних методів дослідження використані енергетичний метод верхньої оцінки (балансу потужностей) і метод скінченних елементів, що реалізований в спеціалізованому програмному комплексі QForm 2D. Експериментальні дослідження процесу проводилися з використанням методів фізичного моделювання і тензометрії для вимірювання технологічних сил, методу ділильних сіток для визначення деформованого стану заготовок. Для обробки масиву даних, отриманого математичним експериментом, використовувалися методи статистики.

На основі проведеного літературного аналізу визначено, що процеси точного об'ємного штампування є резервом заощадження енергетичних,

матеріальних та трудових ресурсів. Аналіз існуючих схем штампування стрижневих деталей з фланцем показав, що основні обмеження на переходах пов'язані з граничними навантаженнями на інструмент, втратою стійкості заготовки і небезпекою появи тріщин на периферії фланцю через вичерпання ресурсу пластичності деформованого металу заготовки. Використання теоретичних методів розрахунку, заснованих на рішенні плоских задач енергетичним методом і методом скінчених елементів, дозволяють визначати силові режими процесів і напружено-деформований стан заготовки. Однак, певні особливості переміщення матеріалу при радіально-поздовжньому видавлюванні обмежують його використання на практиці.

Отримані математичні моделі на основі енергетичного балансу потужностей надали подальший розвиток визначенню силового режиму деформування та формоутворення для радіально-поздовжнього видавлювання з урахуванням особливостей течії матеріалу. Застосування ускладнених вісесиметричних модулів з непаралельною течією дозволило уточнити аналітичні залежності для розрахунку параметрів силового режиму та формоутворення стрижневих деталей із фланцем з урахуванням реальної конфігурації деталі.

Для способу радіально-прямого видавлювання з приєднаним осередком деформування, на основі енергетичного балансу потужностей, визначено критерій мінімізації у вигляді положення межі розділу течії металу, та проаналізовано вплив геометричних параметрів деталі на нього. Виявлено, що основними факторами, які впливає на положення межі розділу течії матеріалу, є тертя і відносні розміри приймаючих порожнин матриці. З урахуванням розрахованої оптимальної межі розділу течії металу, що характеризується мінімумом приведенного тиску видавлювання, отримані графічні залежності енергосилових параметрів комбінованого видавлювання від геометричних параметрів деталі. Для врахування реальної конфігурації отримуваних деталей розроблена схема із вісесиметричними модулями з непаралельною течією, що описують фаски на основних деформуючих інструментах.

Для способу радіально-зворотного видавлювання вирішена задача, що враховує положення та швидкість жорсткої зони. Встановлено вплив висоти жорсткої зони, при різних комбінаціях геометричних розмірів заготовки, на швидкість її руху. За швидкістю руху жорсткої зони проведено мінімізації процесу. З урахуванням мінімального значення кінематичного параметру, тобто швидкості руху жорсткої зони, проаналізовано характер зміни значень приведенного тиску комбінованого видавлювання та формоутворення при різних геометричних параметрах процесу на всій його довжині з урахуванням різних умов тертя. З'ясовано, що для радіально-зворотного видавлювання з певним співвідношенням висоти фланцю до радіусу стрижня формування стрижня відбувається за рахунок прошивки заготовки, і кінцева висота напівфабрикату залишається незмінною, а в деяких випадках і зменшується. На основі отриманих результатів рекомендовані співвідношення розмірів деталі при яких відбувається формоутворення за двома напрямками переміщення металу.

Запропоновано залежності для визначення поетапного приросту геометричних розмірів та об'ємів напівфабрикату на основі розробленої розрахункової схеми вісесиметричного деформування в якості оцінки і прогнозування можливості отримання стрижневих деталей з фланцем способами радіально-прямого і радіально-зворотного видавлювання.

Таким чином, на основі розроблених залежностей і встановлених закономірностей силового і деформаційного режимів комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання розроблені методики проектування технологічних процесів радіально-прямого та радіально-зворотного видавлювання стрижневих деталей з фланцем, що дозволяють підвищити продуктивність і точність одержуваної деталі за рахунок зменшення кількості технологічних переходів. Отримані математичні моделі дозволили розробити програмне забезпечення, що дозволяє розрахувати приведенний тиск і формозміну в процесах радіально-поздовжнього видавлювання з урахуванням геометрії процесу, схеми та умов деформування.

Методом скінченних елементів з використання планування експерименту та регресійного аналізу досліджено зміну силових характеристик видавлювання та встановлено залежності параметрів формозміни стрижневих деталей з фланцем, що дозволяють прогнозувати приріст розмірів в залежності від геометричних розмірів деталі та умов тертя при комбінованому радіально-поздовжньому видавлюванні. Дослідження напружено-деформованого стану заготовки при комбінованому радіально-прямому видавлюванні на основі комп'ютерного моделювання дало змогу виявити в осередку деформування небезпечні зони з інтенсивними зсувними деформаціями. Результати аналізу дозволили дати оцінку витрати ресурсу пластичності, що дало змогу визначити граничні деформації і технологічні можливості процесу радіально-прямого видавлювання. Для радіально-зворотного видавлювання стрижневих деталей з фланцем виявлені характерні зони в тілі заготовки під час деформування та їх особливості деформованого стану по ходу процесу. Підтверджено наявність проміжної зони, яка слабо деформується, що говорить про правомірність використання отриманих розрахункових моделей з роз'єднаним осередком деформації і відповідних теоретичних припущень.

За результатами теоретичних і експериментальних досліджень напружено-деформованого стану за схемами радіально-поздовжнього видавлювання визначено, що корпус деталі лишається не пропрацьованим, що обумовлює неоднорідність механічних властивостей виробів. Запропоновано спосіб, який за рахунок знакозмінної деформації забезпечує підвищення рівномірності розподілу ступеня деформування за перерізом деталі. Новизна запропонованого способу підтверджена патентом України.

Експериментальне дослідження показало правомірність використання кожної з розроблених схем, що дозволяє якісно прогнозувати силовий режим і формоутворення заготовки в процесі комбінованого деформування. Аналіз деформованого стану на основі методу ділильних сіток експериментально кількісно і якісно підтвердив результати теоретичних досліджень, особливості розташування зон деформування при радіально-поздовжньому видавлюванні.

Отримані дані візуально відображають наявність і розміщення межі розділу течії матеріалу при радіально-прямому видавлюванні. Відзначено ряд факторів, які впливають на картину течії металу в процесі комбінованого деформування. Встановлені причини виникнення дефектоутворення та можливі способи ефективного усунення їх при формоутворенні деталі.

Розроблено технологічні рекомендації для проектування процесів і штамів комбінованого радіально-прямого і радіально-зворотного видавлювання стрижневих деталей з фланцем на основі створеної бази розрахункових схем, що забезпечують зниження витрат і часу на конструкторсько-технологічну підготовку виробництва. Для розрахунку величини приведенного тиску та аналізу поетапної формозміни напівфабрикату для способів радіально-поздовжнього видавлювання створена програма з використанням безкоштовного середовища. Дані рекомендації з раціональності використання способів комбінованого деформування. Способи радіально-прямого видавлювання доцільно застосовувати при роз'єднаному розташуванні корпусу і стрижня, а способи радіально-зворотного видавлювання - при односторонньому розташуванні корпусу і стрижня щодо фланцю. Встановлено обмеження у використанні схем радіально-зворотного деформування у вигляді використання пустотілого пуансону лише для деформування матеріалу з низьким напруженням текучості.

Методичні матеріали, рекомендації з проектування штампового оснащення і технологічного процесу штампування порожнистих деталей з фланцями передані для освоєння на підприємство АТ «Мотор Січ». Результати теоретичних і експериментальних досліджень і відповідні програми використовуються студентами спеціальності 136 «Металургія» при виконанні проектних та практичних робіт.

Ключові слова: точне об'ємне штампування, комбіноване радіально-поздовжнє видавлювання, оснащення, приведений тиск, напружено-деформований стан, стрижневі деталі з фланцем, дефекти, деформівність, силовий режим.

ABSTRACT

Malii K. Improving of the processes of manufacturing of rod parts with a flange on the basis of application of methods of radial-longitudinal extrusion. - Qualification scientific work on the rights of the manuscript.

Dissertation for the Candidate's degree in Engineering, specialty 05.03.05 – Processes and Machines of plastic working. Donbass State Engineering Academy, Kramatorsk. 2017.

The dissertation is devoted to the actual scientific and technical tasks for expanding cold volumetric punching possibilities by using combined deformation by extrusion. The work is aimed at increasing the efficiency of combined radial-longitudinal extrusion, which is associated with a decrease in power-supply parameters, an increase in the quality of products, an expansion of the range of products due to the more complex configuration of the shape of the component.

The aim of the work is to increase the efficiency of processes of precise three-dimensional punching of pivot parts with a flange based on the use of methods of combined radial-longitudinal extrusion and the development of recommendations for the design of stamping processes, which reduce the labor intensity and energy intensity of the technological process.

As theoretical methods of research, the energy method of the upper assessment (the balance of power) and the finite element method, implemented in the specialized software complex QForm 2D, have been used. Experimental researches of the process were carried out using the methods of physical modeling and strain gauging to measure technological forces, the method of dividing grids to determine the deformed state of the workpieces. To process an array of data obtained by a mathematical experiment, statistical methods were used.

On the basis of the conducted literary analysis, it was determined that the processes of precise bulk stamping are a reserve for the conservation of energy,

material and labor resources. An analysis of the existing patterns of punching of the pivot parts with the flange showed that the main constraints on the transitions are related to the limiting loads on the tool, the loss of the stability of the workpiece and the risk of cracks in the periphery of the flange due to the exhaustion of the plasticity of the deformed metal workpiece. The use of theoretical calculation methods, based on the solution of plane problems by the energy method and the finite element method, allows us to determine the power regimes of processes and the stress-strain state of the workpiece. However, certain features of material movement during radial-longitudinal extrusion limit its use in practice.

The obtained mathematical models on the basis of the energy balance of capacities provided further development of the definition of the power regimen of deformation and formulation for radial-longitudinal extrusion, taking into account the characteristics of the flow of the material. The application of complicated axisymmetric modules with a non-parallel flow allowed to clarify the analytical dependencies for calculating the parameters of the power regime and the formation of the core components with the flange, taking into account the actual configuration of the part.

For the radial-direct extrusion method with the attached deformation cell, on the basis of the energy balance of capacities, the criterion of minimization in the form of the position of the boundary of the flow of the metal is determined, and the influence of the geometric parameters of the part on it is analyzed. It is revealed that the main factors influencing the position of the boundary of the flow section of the material are the friction and relative dimensions of the receiving cavities of the matrix. Taking into account the calculated optimal limit of the flow section of the metal, characterized by a minimum of reduced pressure extrusion, the graphic dependences of the power-supply parameters of the combined extrusion from the geometric parameters of the part are obtained. In order to take into account the real configuration of the received details, a scheme

with axisymmetric modules with a non-parallel flow describing the chamfers on the main deforming tools is developed.

For a radial-reverse extrusion method, the problem is solved, which takes into account the position and speed of the hard zone. The influence of height of a hard zone, at various combinations of geometric sizes of a workpiece, on speed of its movement is established. The speed of the hard zone has been minimized. Taking into account the minimum value of the kinematic parameter, that is, the velocity of the hard zone, the nature of the change in the values of the reduced pressure of the combined extrusion and the shaping at different geometric parameters of the process throughout its length, taking into account different friction conditions, is analyzed. It was found out that for radial-reverse extrusion with a certain ratio of the height of the flange to the radius of the rod, the formation of the rod is due to the firmware of the workpiece, and the final height of the semi-finished product remains unchanged, and in some cases decreases. On the basis of the obtained results, the recommended proportions of the dimensions of the part at which there is formation in two directions of metal movement.

Dependences are proposed for determining the incremental increase in geometric sizes and volumes of semi-finished products on the basis of the developed calculation scheme of axial deformation as an estimation and prediction of the possibility of obtaining the pivot parts with the flange by methods of radial-direct and radial-inverse extrusion.

Thus, on the basis of developed dependencies and established regularities of power and deformation modes of combined radial-longitudinal extrusion, methods of designing the technological processes of radial-direct and radial-reverse extrusion of pin components with a flange have been developed, which allow to increase the productivity and accuracy of the resulting component by reducing the number of technological conversions. The obtained mathematical models allowed to develop a software that allows to calculate the reduced pressure and form-change in the processes of radial-longitudinal extrusion,

taking into account the geometry of the process, the scheme and conditions of deformation.

The method of finite elements using experiment planning and regression analysis has been used to study the variation of the force characteristics of the extrusion and to determine the dependence of the parameters of the molding of the pivot parts with the flange, which allows predicting the growth of the sizes depending on the geometric dimensions of the part and the friction conditions with the combined radial-longitudinal extrusion. Investigation of the stress-strain state of the workpiece with combined radial-direct extrusion on the basis of computer modeling has allowed to reveal in the cell deformation hazardous zones with intense landslide deformations. The results of the analysis allowed to estimate the cost of the resource of plasticity, which made it possible to determine the limiting deformations and technological possibilities of the radial-direct extrusion process. For radial-back extrusion of bar details with a flange, characteristic zones in the body of the workpiece during deformation and their features of the deformed state during the process are revealed. The presence of a weakly deformed intermediate zone has been confirmed, which indicates the lawfulness of the use of the obtained calculation models with the dismembered deformation cell and the corresponding theoretical assumptions.

According to the results of theoretical and experimental studies of the stress-strain state in accordance with the schemes of radial-longitudinal extrusion, it is determined that the body of the part remains unprocessed, which causes the heterogeneity of the mechanical properties of the products. A method is proposed, which, by means of a change-over deformation, provides an increase in the uniformity of the distribution of the degree of deformation by the section of the part. The novelty of the proposed method is confirmed by the patent of Ukraine.

The experimental study showed the legitimacy of using each of the developed schemes, which allows qualitatively predict the power regimen and shaping of the workpiece in the process of combined deformation. The analysis

of the deformed state on the basis of the dividing grid method experimentally quantitatively and qualitatively confirmed the results of theoretical studies, especially the location of deformation zones with radial-longitudinal extrusion. The obtained data visually reflect the presence and location of the boundary of the flow section of the material during radial direct extrusion. There are a number of factors that influence the picture of the flow of metal in the process of combined deformation. The reasons for defect formation and possible ways of their effective elimination at forming of a part are established.

Technological recommendations for the design of processes and stamps of combined radial-direct and radial-reverse extrusion of core components with a flange on the basis of the established base of calculation schemes, which provide a reduction in costs and time for design and technological preparation of production, are developed. To calculate the value of reduced pressure and to analyze the stage-by-stage modification of the semi-finished product for methods of radial-longitudinal extrusion, a program with a free environment was created. These recommendations for rational use of methods of combined deformation. The methods of radial direct extrusion should be used with a disassembled arrangement of the body and rod, and methods of radial-extrusion - in the unilateral arrangement of the body and the rod relative to the flange. Limitation of the use of radial-reverse deformation schemes in the form of using a hollow punch only for deformation of a material with low stress-strain is established.

Methodical materials, recommendations for the design of die-casting equipment and the technological process of punching hollow parts with flanges are transferred for development at the company Motor Sich JSC. Results of theoretical and experimental research and corresponding programs are used by students of specialty 136 "Metallurgy" in carrying out design and practical works.

Keywords: precise stamping, combined radial-longitudinal extrusion, equipment, pressure reduction, stress-strain state, core components with a flange, defects, deformability, power regimen.

СПИСОК ПУБЛІКАЦІЙ ЗДОБУВАЧА

1. Investigation of defect in combined precision extrusion process with multiple ram / I. Aliiev, L. Aliieva, P. Abhari, K. Goncharuk¹ // XVI International scientific conference. New technologies and achievements in metallurgy, material engineering and production engineering. – Series: Monographs. – №48. – Czestochowa, 2015. –P. 90–93.
2. Силовой режим радиального выдавливания внутреннего фланца / Л. И. Алиева, С. В. Мартынов, Я. Г. Жбанков, К. В. Гончарук // Ресурсозберігаючі технології виробництва та обробки тиском матеріалів у машинобудуванні: зб. наук. пр. – Луганськ: СНУ, 2013. – № 1 (14). – С. 88–98.
3. Компьютерное моделирование силового режима при комбинированном выдавливании стержневых деталей / Л. И. Алиева, Г. П. Клименко, С. В. Мартынов, К. В. Гончарук // Научный вестник ДГМА: сб. науч. тр. – Краматорск: ДГМА, 2013. – № 2 (12E). – С. 44–51. URL: [http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/science_vesnik/%E2%84%962\(12%D0%95\)_2013/%E2%84%962\(12%D0%95\)_2013/article/9.pdf](http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/science_vesnik/%E2%84%962(12%D0%95)_2013/%E2%84%962(12%D0%95)_2013/article/9.pdf)
4. Прогнозирования дефектообразования при комбинированном выдавливании в разъемных матрицах / Л. И. Алиева, И. С. Алиев, П. Б. Абхари, К. В. Гончарук // Известия Тульского государственного университета. Технические науки. Часть 1. – Тула: ТулГУ, 2014. – С. 63–68.
5. Анализ влияния размера очага деформации на параметры комбинированного выдавливания / Л. И. Алиева, К. В. Гончарук, А. В. Шкира, П. В. Гнездилов // Научный Вестник ДГМА: сб. науч. тр. – Краматорск: ДГМА, 2014. – № 1 (13E). – С. 4–9. URL: http://nbuv.gov.ua/UJRN/nvdgma_2014_1_3
6. Алиева Л. И. Деформируемость металла в процессе трехстороннего комбинированного выдавливания / Л. И. Алиева, А.В. Шкира, К. В. Гончарук // Вісник Національного технічного університету «ХПІ»: зб. наук. пр. – Харків : НТУ «ХПІ», 2014. – № 43 (1086). – С. 3–7.

¹ Гончарук Х.В. вважати Малій Х.В. у зв'язку з одруженням і зміною прізвища

7. Оценка технологической деформируемости при штамповке деталей с фланцем / Л. И. Алиева, И. А. Деревенько, С. В. Мартынов, К. В. Гончарук // Научный Вестник ДГМА: сб. науч. тр. – Краматорск: ДГМА, 2014. – № 2 (14Е). – С. 4–8. URL: http://nbuv.gov.ua/UJRN/nvdgma_2014_2_3

8. Алиева Л. И. Определение величины утяжины в процессе радиально-продольного выдавливания в разъемных матрицах / Л. И. Алиева, П. Б. Абхари, К. В. Гончарук // Вісник Національного технічного університету «ХПІ»: зб. наук. пр. – Харків: НТУ «ХПІ», 2014. – № 44 (1087). – С. 3–7.

9. Експериментальне дослідження деформованого стану комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання / Л. І. Алієва, Є. М. Солодун, Х. В. Гончарук, О. В. Шкіра // Вісник Херсонського національного технічного університету. – Херсон, 2015. – № 4 (55). – С. 82–87.

10. Алиева Л. И. Формоизменение стержневых деталей с фланцем при радиально-прямом выдавливании / Л. И. Алиева, К. В. Гончарук, А. В. Шкира / Вісник національно технічного університету «ХПІ»: зб. наук. праць – Харків : НТУ «ХПІ», 2016. – № 31 (1203). – С. 5–10.

11. Пат. 107950 Україна, МПК В 21 J 5/12, В 21 К 21/00. Спосіб виготовлення порожнистих виробів типу стакана / Алієва Л. І., Гончарук Х. В., Шкіра О. В., Сивак Р. І.; заявник і патентовласник Донбаська державна машинобудівна академія. – № u 2015 13100; заявл. 30.12.2015; опубл. 24.06.2016, Бюл. № 12.

12. Оценка ресурса пластичности при комбинированном радиально-продольном выдавливании / Л. И. Алиева, И. А. Деревенько, К. В. Гончарук, А. В. Шкира // Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку. Матеріали XII МНТК 23–24 вересня 2014 року. – Краматорськ: ДДМА, 2014. – С. 17–18.

13. Алиева Л. И. Определение энергосиловых параметров совмещенного радиального выдавливания в разъемных матрицах / Л. И. Алиева, П. Б. Абхари, К. В. Гончарук // Прогрессивные методы и технологическое

оснащение процессов обработки металлов давлением. Материалы МНТК. – Санкт -Петербург: Балт. гос. техн. ун-т., 2014. – С. 28–32.

14. Алиева Л. И. Холодное выдавливание прецизионных деталей сложной формы / Л. И. Алиева, А. В. Шкира, К. В. Гончарук // Сучасні технології промислового комплексу. Матеріали Всеукраїнської науково-практичної конференції. Випуск 2. – Херсон: ХНТУ, 2015. – С. 33–34.

15. Алиева Л. И. Анализ напряженно-деформированного состояния при комбинированном выдавливании / Л. И. Алиева, К. В. Гончарук, Е. М. Солодун / Ресурсосбережение и энергоэффективность процессов и оборудования обработки давлением в машиностроении и металлургии. Материалы VII МНТК 18–20 ноября 2015. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2015. – С. 3–5.

16. Алієва Л. І. Експериментальне дослідження силового режиму комбінованого видавлювання / Л. І. Алієва, Х. В. Гончарук, О. В. Шкіра // Актуальні задачі сучасних технологій. Матеріали IV МНТК молодих учених та студентів 25–26 листопада 2015. – Тернопіль: ТНТУ, 2015. – Том 1. – С. 87–88.

17. Aliieva L. I. Analysis of forming semi-finished goods in the combined precipitation conical ring / L. I. Aliieva, L. V. Tahan, K. V. Goncharuk // Теоретичні та практичні проблеми в обробці матеріалів тиском і якості фахової освіти. Матеріали VI МНТК 14–18 грудня 2015 р. – Київ: КПІ, 2015. – С. 53.

18. Гончарук Х. В. Експериментальне дослідження процесу радіально-поздовжнього деформування / Х. В. Гончарук, С. В. Ковалевский, М. Ю. Корденко // Теоретичні та практичні проблеми в обробці матеріалів тиском і якості фахової освіти. Матеріали VII МНТК » 30 травня–3 червня 2016 року. – Київ–Херсон, 2016. – С. 56–57.

19. Гончарук К. В. Сравнительный анализ результатов исследований радиально-продольного выдавливания / К. В. Гончарук, М. Ю. Корденко // Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку. Матеріали XIV МНТК 31 травня–3 червня 2016 року. – Краматорськ: ДДМА, 2016. – С. 21.

20. Гончарук Х. В. Дослідження використання ресурсу пластичності при комбінованому радіально-прямому видавлюванні / Х. В. Гончарук //

Прогресивна техніка, технологія та інженерна освіта. Матеріали XVII МНТК 21–24 червня 2016 р. – Одеса-Київ, 2016. – С. 95–96.

21. Алиева Л. И. Снижение неравномерности деформирования заготовок при холодном выдавливании / Л. И. Алиева, Л. В. Таган, К. В. Гончарук // Сучасні тенденції розвитку машинобудування та транспорту. Матеріали Всеукраїнської науково-технічної конференції 9–11 листопада 2016 р. – Кременчук: КрНУ, 2016. – С. 30–32.

22. Алиева Л. И. Альтернативные способы штамповки стержневых деталей с фланцем / Л. И. Алиева, К. В. Гончарук, Е. М. Солодун // Ресурсосбережение и энергоэффективность процессов и оборудования обработки давлением в машиностроении и металлургии. Материалы VIII МНТК 23–25 ноября 2016. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2016. – С. 5–8

23. Анализ энергосиловых параметров процесса комбинированной осадки / К. В. Гончарук, Л. И. Алиева, Н. С. Грудкина, Л. В. Таган, А. В. Шкира // Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку. Матеріали XIII МНТК 2–4 червня 2015 року. – Краматорськ: ДГМА, 2015. – С. 24–25.

24. Алиева Л. И. Энергетический анализ процесса комбинированного выдавливания стержневых деталей с фланцем / Л. И. Алиева, К. В. Гончарук, А. В. Шкира // Обработка материалов давлением: сборник научных трудов. – Краматорск: ДГМА, 2015. – № 2 (41). – С. 35–40.

25. Исследование напряженно-деформированного состояния и формоизменения при комбинированном радиально-прямом выдавливании / Л. И. Алиева, К. В. Гончарук, В. Т. Лебедь, Л. В. Таган // Научный Вестник ДГМА : сб. науч. тр. – Краматорск: ДГМА, 2016. – № 2 (20Е). – С. 27–34. URL: http://nbuv.gov.ua/UJRN/nvdgma_2016_2_7

26. Алиева Л. И. Силовые параметры комбинированного выдавливания стержневых деталей с фланцем / Л. И. Алиева, К. В. Гончарук // Обработка материалов давлением : сб. науч. тр. – Краматорск: ДГМА, 2015. – № 1 (40). – С. 18–22.

ЗМІСТ

ВСТУП.....	19
РОЗДІЛ 1. СПОСОБІВ ОТРИМАННЯ СТРИЖНЕВИХ ДЕТАЛЕЙ З ФЛАНЦЕМ В ПРОЦЕСІ ХОЛОДНОГО ШТАМПУВАННЯ.....	25
1.1 Технологічні способи штампування деталей з фланцем і стрижнем.....	25
1.2 Процеси отримання стрижневих деталей холодним видавлюванням.....	35
1.3 Технологічні процеси точного об'ємного штампування деталей з фланцем	41
1.4 Теоретичне рішення процесів отримання деталей складної форми комбінованим видавлюванням.....	45
Висновки до розділу.....	62
Список використаних джерел до розділу.....	64
РОЗДІЛ 2. ВИБІР НАПРЯМІВ І МЕТОДІВ ДОСЛІДЖЕННЯ.....	74
2.1 Вибір напрямків дослідження.....	74
2.2 Методика теоретичних досліджень.....	76
2.2.1 Енергетичний метод.....	78
2.2.2 Метод скінченних елементів.....	81
2.2.3 Планування експерименту.....	83
2.2.4 Визначення напруженого стану. Оцінка вичерпання ресурсу пластичності.....	86
2.3 Методика експериментальних досліджень.....	90
2.3.1 Методика побудови кривих зміцнення.....	90
2.3.2 Матеріали та обладнання.....	91
2.3.3 Методика визначення напружено-деформованого стану.....	93
Висновки до розділу.....	98

Список використаних джерел до розділу.....	99
РОЗДІЛ 3. ТЕОРЕТИЧНИЙ АНАЛІЗ ПРОЦЕСУ КОМБІНОВАНОГО РАДІАЛЬНО-ПРЯМОГО ВИДАВЛЮВАННЯ.....	106
3.1 Моделювання силового режиму процесу комбінованого радіально-прямого видавлювання енергетичним методом з прямолінійними модулями.....	106
3.2 Моделювання силового режиму процесу комбінованого радіально-прямого видавлювання енергетичним методом з трапецеїдальними модулями.....	118
3.3 Моделювання силового режиму процесу комбінованого радіально-прямого видавлювання методом скінченних елементів (МСЕ).....	128
Висновки до розділу.....	147
Список використаних джерел до розділу.....	149
РОЗДІЛ 4. ТЕОРЕТИЧНИЙ АНАЛІЗ ПРОЦЕСУ КОМБІНОВАНОГО РАДІАЛЬНО-ЗВОРОТНОГО ВИДАВЛЮВАННЯ.....	152
4.1 Моделювання силового режиму процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання енергетичним методом	152
4.2 Моделювання силового режиму процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання методом кінцевих елементів (МСЕ).....	163
Висновки до розділу.....	180
Список використаних джерел до розділу.....	182
РОЗДІЛ 5. ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНІ ДОСЛІДЖЕННЯ ПРОЦЕСУ КОМБІНОВАНОГО РАДІАЛЬНО-ПОЗДОВЖНЬОГО ВИДАВЛЮВАННЯ	183
5.1 Дослідження комбінованого радіально-прямого видавлювання	183

5.2 Дослідження комбінованого радіально - зворотного видавлювання.....	192
5.3 Дефектоутворення при видавлюванні.....	199
Висновки до розділу.....	202
Список використаних джерел до розділу.....	203
РОЗДІЛ 6. ПРАКТИЧНЕ ПРИКЛАДЕННЯ РЕЗУЛЬТАТІВ РОБОТИ...	205
6.1 Розробка рекомендацій та методики проектування процесів видавлювання	205
6.2 Технологія і штампове оснащення для процесів радіально-поздовжнього видавлювання	213
6.3 Розширення технологічних можливостей комбінованого деформування видавлюванням	218
Висновки до розділу.....	222
Список використаних джерел до розділу.....	223
ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ.....	226
ДОДАТОК А Список публікацій здобувача.....	229
ДОДАТОК Б Апробація результатів дисертаційної роботи на Міжнародних та Всеукраїнських конференціях.....	233
ДОДАТОК В Розширена матриця планування.....	235
ДОДАТОК Д Розрахунок приведенного тиску процесу комбінованого радіально-прямого видавлювання енергетичним методом балансу потужностей із модулями з непаралельною течією матеріалу в програмному продукті MathCAD.....	236
ДОДАТОК Е Акт впровадження результатів дисертаційної роботи.....	239
ДОДАТОК Ж Довідка про використання результатів дисертаційної роботи в навчальному процесі.....	242

ВСТУП

Актуальність теми. Розвиток машинобудування в сучасних умовах нерозривно пов'язаний з вдосконаленням технологій формоутворення в заготівельному виробництві і підвищенням розмірної точності і якості заготовок. Це є також найважливішим резервом заощадження енергетичних, матеріальних та трудових ресурсів.

Рішення даного завдання вимагає використання нових наукоємних технологій обробки металів тиском, до яких відноситься і точне об'ємне штампування (ТОШ) видавлюванням, що дозволяють отримати заготовку максимально наближену до готового виробу за параметрами форми та розмірів.

Традиційний метод отримання штампуванням стрижневих деталей з фланцем – це висадка за кілька послідовних переходів та поєднання прямого видавлювання стрижня та висадки фланцю. Обмеження на переходах пов'язані з граничними навантаженнями на інструмент при прямому видавлюванні, що змушують зменшити ступінь деформації. Інші обмеження пов'язані з втратою стійкості заготовки, що висаджується, і небезпекою появи тріщин на периферії фланцю через вичерпання ресурсу пластичності. Альтернативним та досить перспективним способом може служити комбіноване видавлювання, здійснюване за схемами комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання. Процеси комбінованого видавлювання дозволяють значно зменшити силу, підвищити якість і експлуатаційні властивості виробів, досягти високої продуктивності праці. Даний процес може бути застосований для виготовлення виробів складної форми з розвиненими елементами типу фланець і стрижень за схемами радіально-прямого та радіально-зворотного видавлювання.

Незважаючи на переваги використання в технологічних циклах операцій, комбіноване видавлювання з декількома степенями свободи течії матеріалу вимагає точного вибору режимів деформування з урахуванням ступені деформації, геометрії робочого інструмента та умов тертя. Тому кожне нове застосування таких способів вимагає ретельних попередніх досліджень, які б

полегшували проектування та використання комбінованого видавлювання на практиці. В іншому випадку налагодження і застосування технологій на виробництві потребує часу та супроводжується дефектоутворенням і вимагає додаткових операцій на виправлення, калібрування і доведення виробів за розмірами. Вирішення цих питань пов'язане з подальшим проведенням теоретичних та експериментальних досліджень для створення рекомендацій та методик проектування процесів комбінованого радіально-прямого та радіально-зворотного видавлювання.

У зв'язку з вищевикладеним тема дисертаційної роботи, яка присвячена удосконаленню процесів виготовлення стрижневих деталей з фланцем на основі застосування способів комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання, є актуальною.

Зв'язок роботи з науковими програмами, планами. Тема дисертації відповідає пріоритетним напрямкам розвитку науки і техніки в Україні "Нові речовини і матеріали» (Закон України №2519-IV від 9 вересня 2010 року) і науковому напрямку «Розвиток ресурсозберігаючих процесів обробки тиском на основі створення нових технологічних способів і методик аналізу і закономірностей пластичного деформування» наукової школи ОМТ Донбаської державної машинобудівної академії (ДДМА). Робота виконана в рамках держбюджетних науково-дослідних робіт (НДР), передбачених планами Міністерства освіти і науки України на кафедрі ОМТ ДДМА (роботи 0115U003123, 0111U006174, 0113U000608), а також в рамках договірних науково-дослідних робіт з рядом підприємств (авторка брала участь у всіх темах як виконавець).

Мета і завдання дослідження. Метою роботи є підвищення ефективності процесів точного об'ємного штампування стрижневих деталей з фланцем на основі застосування способів комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання і розробки рекомендацій з проектування процесів штампування, що забезпечують зниження трудоемності і енергоемності технологічного процесу.

Для досягнення зазначеної мети в роботі були поставлені і вирішені такі основні завдання:

- провести аналіз існуючих способів отримання складнопрофільованих деталей та тенденцій удосконалення процесів видавлювання;
- розробити математичні моделі процесів радіально-прямого і радіально-зворотного видавлювання стрижневих деталей з фланцем, що дозволить встановити аналітичні залежності для розрахунку енергосилових параметрів і прогнозувати поетапне формоутворення заготовки;
- на основі теоретичного аналізу процесів визначити і встановити особливості напружено-деформованого стану та силового режиму, закономірності формоутворення стрижневих деталей з фланцем з урахуванням умов впливу геометричних параметрів видавлювання і схем деформування;
- на основі експериментальних досліджень комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання перевірити адекватність математичних моделей і припущень, прийнятих при теоретичному аналізі і оцінити деформівність деталей;
- розробити практичні рекомендації з проектування технологічних процесів комбінованого видавлювання і штампового оснащення для точного об'ємного штампування стрижневих деталей з фланцем.

Об'єкт дослідження. Процеси точного об'ємного штампування видавлюванням.

Предмет дослідження. Закономірності та режими формоутворення стрижневих деталей з фланцем при комбінованому радіально-поздовжньому видавлюванні.

Методи дослідження. В якості теоретичних методів дослідження використані енергетичний метод верхньої оцінки (балансу потужностей) і метод скінченних елементів (МСЕ), реалізований в спеціалізованому програмному комплексі QForm 2D. Експериментальні дослідження процесу проводилися з використанням методів фізичного моделювання і тензометрії для вимірювання технологічних сил, методу ділільних сіток для визначення

деформованого стану заготовок. Для обробки масиву даних, отриманого математичним експериментом, використовувалися методи статистики.

Наукова новизна отриманих результатів:

- вперше на основі методу скінчених елементів встановлено вплив параметрів стрижневих деталей з фланцем на послідовність формозміни заготовки та приріст розмірів деталі в різних напрямках з урахуванням схем деформування та умов тертя при вісесиметричному радіально-поздовжньому видавлюванні, що дозволило підвищити точність прогнозування формоутворення деталей в процесах деформування з підвищеним ступенем свободи течії матеріалу;

- уточнені аналітичні залежності для розрахунку параметрів силового режиму та формоутворення стрижневих деталей з фланцем за схемами радіально-прямого та радіально-зворотного видавлювання, що відрізняються від існуючих врахуванням реальної конфігурації деталі за допомогою вісесиметричних кінематичних модулів з непаралельною течією металу;

- вперше на основі результатів аналізу напружено-деформованого стану методом скінчених елементів виявлені в осередку деформування небезпечні зони з інтенсивними зсувними деформаціями, для яких виконана оцінка витрати ресурсу пластичності, що дає змогу визначити граничні ступені деформації і технологічні можливості способу радіально-прямого видавлювання;

- отримали подальший розвиток закономірності формозміни заготовки за оцінкою її деформованого стану в процесах радіально-поздовжнього видавлювання деталей типу корпус з осьовим стрижнем і фланцем, що дозволили запропонувати спосіб покращення пропрацювання металу у корпусі за рахунок знакозмінної деформації, який забезпечує підвищення рівномірності розподілу ступеня деформування за перерізом деталі.

Практичне значення отриманих результатів. На основі розроблених залежностей і встановлених закономірностей силового і деформаційного режимів комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання розроблені методики проектування технологічних процесів радіально-прямого та

радіально-зворотного видавлювання стрижневих деталей з фланцем, що дозволяють підвищити продуктивність і точність одержуваної деталі за рахунок зменшення кількості технологічних переходів.

На основі математичних моделей розроблено програмне забезпечення, що дозволяє визначити приведений тиск і формозміну в процесах радіально-поздовжнього видавлювання з урахуванням геометрії процесу, схеми та умов деформування.

Запропоновано спосіб отримання деталей зі стрижнем з підвищеними показниками пропрацьованості застійної зони корпусу заготовки на основі регулювання кінематики руху інструменту і знакозмінної деформації. Новизна запропонованого способу підтверджена патентом України.

Запропоновано конструкції штампів для реалізації процесів комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання з використанням роз'ємних матриць. Отримані технологічні рекомендації з комбінованого видавлювання передані для промислового освоєння на АТ «Мотор Січ». Результати теоретичних і експериментальних досліджень використовуються студентами спеціальності ОМТ при виконанні проектних та практичних робіт.

Особистий внесок здобувача. Внесок авторки полягає в обґрунтуванні та вирішенні теоретичних завдань з визначення напружено-деформованого стану, формозміни і деформівності заготовки. При проведенні досліджень авторці належить вибір і розробка методик досліджень, проведення теоретичного аналізу процесів комбінованого видавлювання методом скінчених елементів та енергетичним методом, підготовка та проведення експериментів, аналіз і узагальнення отриманих результатів, розробка нових технологій і практичних рекомендацій. Внесок здобувачки в роботах, опублікованих разом зі співавторами, представлений в анотаціях до списку опублікованих праць за темою дисертації.

Публікації. Матеріали і основні положення дисертаційної роботи (додаток А) опубліковані в 26 роботах, з них 1 стаття в зарубіжному виданні колективної монографії, 1 стаття в зарубіжному виданні, що включене до

наукометричних баз, 8 статей в 8 фахових збірниках (з яких 4 статі у виданнях, що входять до наукометричних баз), 11 робіт – у збірниках за матеріалами НТК. Отримано 1 патент України на корисну модель.

Апробація роботи. Основні результати дисертації доповідалися на всеукраїнських і міжнародних науково-технічних конференціях (МНТК): XVI – XIX МНТК «Досягнення і проблеми розвитку технологій і машин обробки тиском», м. Краматорськ, 2013 – 2016 рр.; МНТК «Прогресивні методи і технологічне оснащення процесів обробки металів тиском», м. Санкт – Петербург, 2014 р.; XI, XIII МНТК «Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку», м. Краматорськ, 2014, 2016 рр.; XVI International scientific conference «New technologies and achievements in metallurgy, material engineering and production engineering», Czestochowa, 2015; VII – VIII МНТК «Ресурсозбереження та енергоефективність процесів і обладнання обробки тиском в машинобудуванні та металургії», м. Харків, 2015 – 2016 рр.; IV МНТК «Актуальні задачі сучасних технологій», м. Тернопіль, 2015 р.; VI – VII МНТК «Теоретичні та практичні проблеми в обробці матеріалів тиском і якості фахової освіти», м. Київ – Херсон, 2015 – 2016 рр.; XVII МНТК «Прогресивна техніка, технологія та інженерна освіта», м. Одеса – Київ, 2016 р.; Всеукраїнська науково-практична конференція «Сучасні технології промислового комплексу», м. Херсон, 2015 р.; Всеукраїнська НТК «Сучасні тенденції розвитку машинобудування та транспорту», м. Кременчук, 2016 р., а також на щорічних наукових конференціях ДДМА (2013 – 2016 рр.) і об'єднаному науковому семінарі з ОМТ ДДМА (2017 р.) (додаток Б).

Обсяг і структура дисертації. Дисертаційна робота викладена на 244 сторінках машинописного тексту, складається з анотації із переліком праць, вступу, 6 розділів з опціональним формуванням списку використаних джерел (загалом 185 джерел), загальних висновків та 6 додатків. Об'єм основного тексту дисертації складає 113 сторінок друкованого тексту. Робота ілюстрована 22 таблицями та 109 рисунками на 73 сторінках.

РОЗДІЛ 1

СПОСОБІВ ОТРИМАННЯ СТРИЖНЕВИХ ДЕТАЛЕЙ З ФЛАНЦЕМ В ПРОЦЕСІ ХОЛОДНОГО ШТАМПУВАННЯ

1.1 Технологічні способи штампування деталей з фланцем і стрижнем

Холодним об'ємним штампуванням (ХОШ) отримують велику кількість виробів вагою від декількох грамів до декількох кілограмів за 9 квалітетом точності і з чистотою обробки поверхні не більше 20. При цьому методі обробки не виникає необхідності в нагріванні вихідних матеріалів та інструментів. В результаті ХОШ поверхня заготовки не окислюється, завдяки чому отримані деталі відрізняються більшою міцністю і точністю розмірів, меншою шорсткістю поверхні. Результатом подібної обробки стають якісні вироби з високими і стабільними механічними властивостями, що пояснюється відсутністю рекристалізації в металі і зміцненням (на відміну від гарячого об'ємного штампування). Відсутність термообробки означає і відсутність окалини, яка утворюється на поверхні деталей при нагріванні, крім того із загального хімічного складу поковок не зникають вуглець і цинк. Все це покращує якість поковок в цілому і скорочує припуски на подальшу обробку, тим самим збільшуючи коефіцієнт використання металу (в порівнянні з литтям і гарячим штампуванням на 30% більше, в порівнянні з обробкою різанням – у 2-3 рази). У ряді випадків поковки не вимагають додаткової обробки, а є готовими деталями (коефіцієнт використання металу становить 1). Час виготовлення деталі залежить від її складності: для виробництва простих деталей часто необхідний один робочий хід преса, складні ж деталі вимагають декількох переходів. Метал, з якого виготовляється деталь, в процесі деформації зміцнюється тим більше, чим більше її степінь. Цю особливість процесу ХОШ використовують при заміні обробки різанням об'ємним холодним штампуванням. Зміцнення металу в ряді випадків замінює при холодному штампуванні термічну обробку (гартування з відпуском), яка

застосовується після механічної обробки деталі. Завдяки ХОШ на штампованих деталях відсутні надрізи, з'являється спрямованість волокон уздовж конфігурації штампованої заготовки, поліпшується геометрія [1.1 – 1.8].

Увага вчених і дослідників приділено теоретичному і експериментальному аналізу операцій ХОШ, визначенню технологічної сили, в залежності від виду напружено-деформованого стану та значення деформації, геометрії інструменту, умов на контакті заготовки з інструментом і т.п. Ці питання розглянуті в роботах таких науковців як А. Е. Артеєв, І. С. Алієв, Ю. А. Алюшин, В. А. Тітов, Е. П. Басалаєв, Я. Е. Бейгельзімер, В. В. Кухар, Я. В. Фролов, М. З. Ерманок, К. Н. Богоявленський, А. Л. Воронцов, В. А. Головін, Ю. І. Гуменюк, А. М. Дмитрієв, В. І. Дорошко, А. В. Євдокимов, В. В. Евстифеев, В. А. Євстратов, В. Л. Калюжний, Д. П. Кузнецов, В. А. Кроха, Е. Н. Ланської, В. А. Матвійчук, А. Н. Митькін, Б. С. Мороз, Г. А. Навроцький, А. Г. Овчинников, В. А. Огородников, Л. Д. Оленін, В. Г. Паршин, І. Л. Перлін, І. П. Ренне, О. А. Розенберг, І. О. Сивак, В. З. Спусканюк, В. І. Стеблюк, Л. Г. Степанський, В. Е. Фаворський, Ю. Ф. Філімонов, Ю. К. Філіппов, П. Д. Чудаков, А. А. Міленін, Л. А. Шофман, С. П. Яковлев, Х. Кудо, В. Фелькнер, Д. Еверхардт і багато інших вітчизняних і зарубіжних вчених.

Сучасне машинобудування розвивається за наступними напрямками (рис. 1.1): ресурсозбереження, що містить в собі економію трудовитрат, металу, електроенергії і т.п.; підвищення якості одержуваних виробів, що залежить від точності використовуваних заготовок, оптимальних технологічних режимів і точності налаштування обладнання; конкурентоспроможність, яка полягає в поліпшенні товарного виду виробів, екологічність технологій і собівартості деталей [1.1, 1.9 – 1.14].

Процеси холодного видавлювання з усіх штампувальних операцій найбільш повно відповідає вище перерахованим критеріям, особливо,



Рисунок 1.1 – Удосконалення процесів об'ємного штампування

якщо деталі є ускладненими, в цьому випадку холодному видавлюванню відповідає максимальний коефіцієнт використання матеріалу, підвищена точність виробу і досить низька собівартість їх виготовлення [1.2, 1.15 – 1.18].

Безперервно ускладнюються конструкції машин і обладнання, також застосування нових матеріалів для виготовлення деталей, потребують удосконалення технологій, в тому числі і обробки металів тиском. Застосування багатопозиційних штампувальних автоматів, а також установка на преси багатопозиційних штампів-автоматів, забезпечує підвищення продуктивності в 5-10 разів і більше в порівнянні з сучасними автоматами з ЧПУ для обробки різанням подібних деталей. На відміну від гарячого об'ємного штампування, холодне об'ємне штампування надає металам дрібнозернисту структуру [1.19 – 1.25].

У зв'язку з цим необхідні так само безперервні поліпшення традиційних процесів холодного видавлювання і перехід від простих базових процесів до більш складних [1.26 – 1.31]. До таких операцій належить комбіноване видавлювання. У технічній літературі практично відсутня інформація щодо застосування комбінованого видавлювання. У зв'язку з цим виникає необхідність вивчення характеру плину металу при комбінованому видавлюванні [1.32 – 1.35].

Визначення перспектив розвитку технології об'ємного штампування вимагає складання великого набору гіпотетичних способів її здійснення. Є безліч шляхів вдосконалення технології ХОШ з метою забезпечення вимог розвитку конкурентоспроможного виробництва в сучасних ринкових умовах. Тому, застосування спеціальних методів спрямованого пошуку, наведених в літературі з оптимального проектування при розробці нових технологій ОМТ є перспективним [1.21, 1.36].

За основу класифікації базових процесів видавлювання приймають напрямок руху інструменту і течії металу, ступінь свободи плину металу і вид одержуваної деталі (рис. 1.2) [1.5, 1.37].



Рисунок 1.2 – Класифікація способів видавлювання

Прості схеми поздовжнього (прямого та зворотного) і поперечного (радіального та бічного) видавлювання при об'єднанні утворюють більш складні способи комбінованого видавлювання. Поєднанням однойменних поздовжніх або поперечних способів видавлювання отримують способи суміщеного комбінованого видавлювання, а поєднанням різнойменних способів - схеми комбінованого поздовжньо-поперечного видавлювання. Поєднання простих схем може бути також суміщеним або послідовним як за часом, так і по шляху деформування. Осередки деформації можуть бути суміщеними або автономними (локалізованими), як рухливими, так і нерухомими.

Процеси поперечного видавлювання - перспективний метод виготовлення стрижневих деталей з фланцями або відростками [1.38, 1.39].

Характерними відхиленнями, що обмежують граничні можливості поперечного видавлювання, є невисока якість поверхні стрижневої частини, виникнення утяжин і складок на внутрішній поверхні деформованої заготовки, незаповнення кутових зон фланця, що видавлюється [1.40 – 1.44].

Поперечне радіальне видавлювання деталей з фланцями здійснюється за різними варіантами силового і кінематичного впливу, що дозволяє управляти якістю процесу формозміни.

Перевага радіального видавлювання фланців в порівнянні з висадкою - підвищення стійкості і граничної степені деформації заготовки.

Кінематичні можливості найпростіших схем видавлювання [1.1] реалізуються при комбінованому видавлюванні в нерухомій (схеми А1, А2 і А3 рис. 1.3) або цільній (див. схема Б1 рис. 1.3) матрицях в штампах з переважно одним рухомим інструментом - пуансоном. За схемами А1 і Б1 можна виготовляти пустотілі деталі з профілюванням зовнішньої бокової поверхні у вигляді чергувань невеликих (до 2-3 мм) виступів і поглиблень. Схеми 2 призначені для виготовлення деталей типу стаканів з фланцем, розташованим в донній частині.

За схемою Б2 передбачено збільшення висоти поперечної порожнини і товщини фланця в заключній стадії процесу. Вільним поперечно-зворотним видавлюванням (див. схема А3 рис. 1.3) можна формувати фланці невеликого діаметра у верхньої кромки деталі. За умови поетапного прискореного переміщення матриці (див. схема Б3 рис. 1.3) на зовнішній поверхні стакану, що видавлюється, можна формувати виступи, розташовані на різному рівні.

Порожні деталі з перемичкою і фланцем в середній частині доцільно виготовляти двостороннім видавлюванням, впливаючи рухливими пуансонами (див. схема А4 рис. 1.3) або надаючи матриці співнаправлений з пуансоном рух з меншою швидкістю (див. схема Б4 рис. 1.3).

Для отримання більш складних деталей з фланцями великого об'єму і розташованими на різній висоті необхідно використовувати комбіновані способи, активно регулюючи кінематику течії металу в порожнині штампа. Відповідно до технологічної схеми 5 (див. рис. 1.3) з початку пуансоном видавлюють метал у фланцеву частину деталі, а потім проводять зворотне видавлювання без відносного ковзання металу по матриці, що досягається за рахунок переміщення протипуансону (див. схема А5 рис. 1.3) або матриці із заповненою поперечною порожниною (див. схема Б5, рис. 1.3).

Максимальний об'єм металу, що переміщується в поперечну порожнину для утворення фланця, обмежений висотою частини заготовки, розташованої вище порожнини. При цьому на першій стадії необхідно забезпечити стопоріння протипуансону або матриці.

Процесам поперечно-прямого видавлювання властива більша різноманітність в комбінуванні простих схем і, відповідно, тому можлива більша складність конструкцій штампованих деталей. Поперечно-пряме видавлювання також можна здійснити за схемами суміщеного (з одночасною течією металу в різних напрямках) або послідовного (з поділом осередка деформації уздовж траєкторії перебігу або за часом) деформування. На рис. 1.4 верхній ряд можна віднести до схем суміщеного, а нижній - до схем послідовного комбінованого видавлювання.

У суміщених схемах, що містять пряме видавлювання, напрямки інтенсивної течії металу поділяються з самого початку процесу, що обмежує граничну степінь деформації. Схеми В1, В2 (див. рис. 1.4) призначені для виготовлення суцільних деталей з фланцем і стрижнем, а схеми В3 і В4 (див. рис. 1.4) - пустотілих деталей з вихідних суцільних заготовок. видавлювання в рухомій матриці (див. схема В2 рис. 1.4) сприяє розділенню і локалізації осередка деформації суміщеного видавлювання. При послідовному комбінованому поперечно-прямому видавлюванні (див. схема В4 рис. 1.4) спочатку метал тече в радіальному напрямку, а потім, після досягнення зони розвороту, напрямок течії змінюється на пряме, що призводить до отримання порожнистої деталі. Використовуючи трубчасту заготовку для поперечно-прямого видавлювання, можна виготовляти деталі з профільованою поверхнею (див. схеми В6 - В8 рис. 1.4). Схеми В9 і В10 можна застосовувати для видавлювання складних порожнистих деталей з фланцем і осьовим стрижнем.

Аналіз технологічних процесів отримання стрижневих деталей з фланцем і схем деформування показав, що здійснення операцій формоутворення може відбуватися за шістьма основними схемами деформування (рис. 1.5) [1.45].

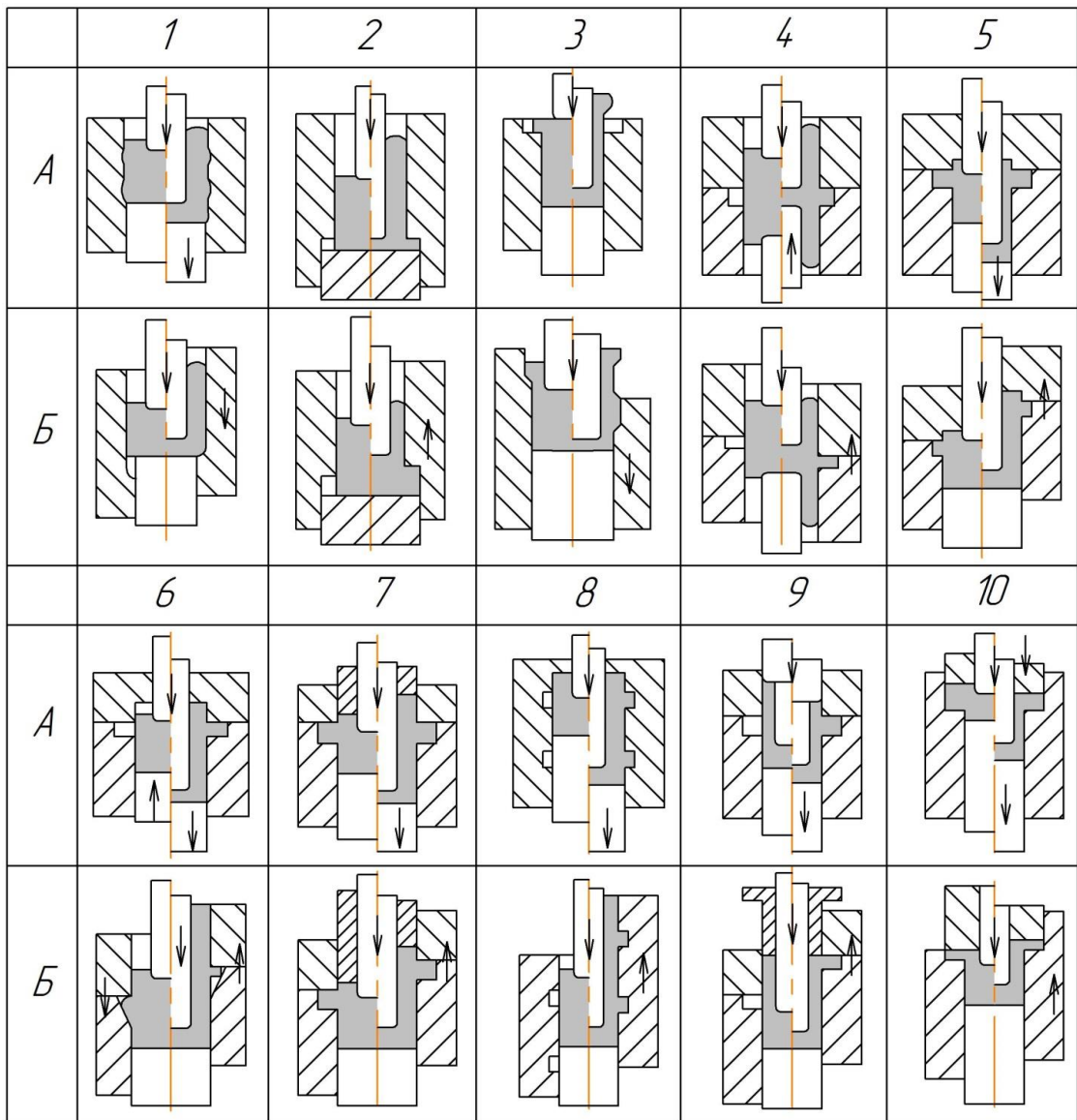


Рисунок 1.3 – Класифікація схем поперечно-зворотного видавлювання

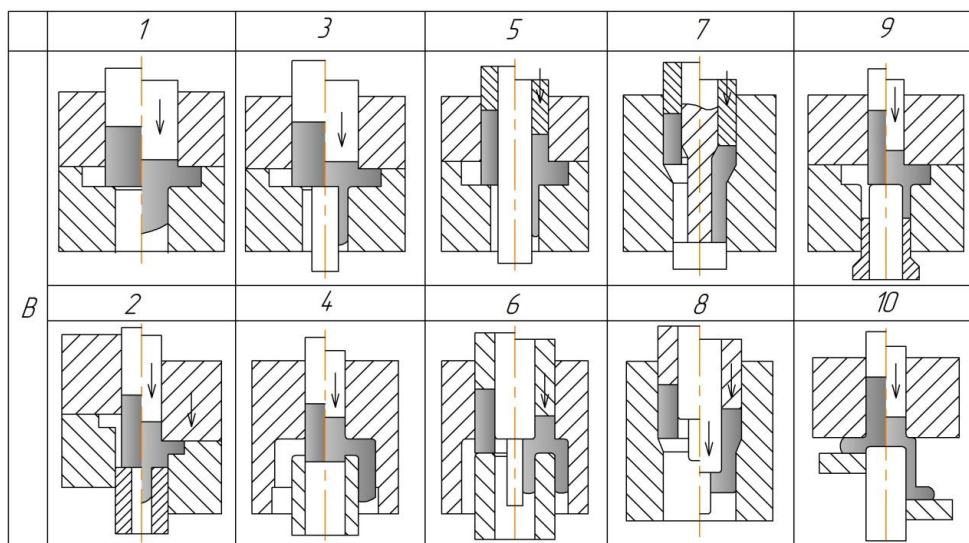


Рисунок 1.4 – Класифікація схем поперечно-прямого видавлювання

Отримання фланців проходить за такими схемами:

- пряме видавлювання ступінчастого стрижня (див. рис. 1.5, а);
- пряме видавлювання з подальшим розкочуванням (див. рис. 1.5, б);
- відкрите або закрите штампування за кілька переходів з елементами прямого видавлювання (див. рис. 1.5, в);
- висадка з редукуванням (див. рис. 1.5, г);
- комбіноване поперечно-пряме або поперечно-зворотне видавлювання (див. рис. 1.5, д, е);
- комбіноване штампування з елементами комбінованого видавлювання і осадки фланця по ходу процесу (див. рис. 1.5, ж, з).

Комбінування схем радіального і зворотного (прямого) видавлювання відрізняється меншою енергоємністю процесу в порівнянні з багатоперехідним штампуванням, більшою стійкістю вихідної заготовки в області фланця і різноманітністю можливих технологічних схем силового і кінематичного впливу на заготовку [1.46].

Використання схем з регульованою кінематикою течії матеріалу дозволяє нівелювати наведені недоліки (рис. 1.6). З ростом ступеня деформації зона найбільших деформацій зменшується, але збільшується величина деформації решти об'єму заготовки. Нерівномірність деформацій по перерізу знижується, а в кінцевій стадії процесу практично зникає. Осередком пластичної деформації охоплюється не вся заготовка, а лише зони, прилеглі до формоутворюючих порожнин інструменту.

Процес холодного видавлювання володіє виключно великими техніко-економічними можливостями. Незважаючи на це, масштаби застосування цього процесу в машинобудівному виробництві абсолютно недостатні, особливо при виготовленні деталей з високоміцних кольорових і чорних сплавів. Він застосовується в основному для виробництва деталей простих форм, переважно з пластичних кольорових сплавів, що володіють відносно низьким опором деформації.

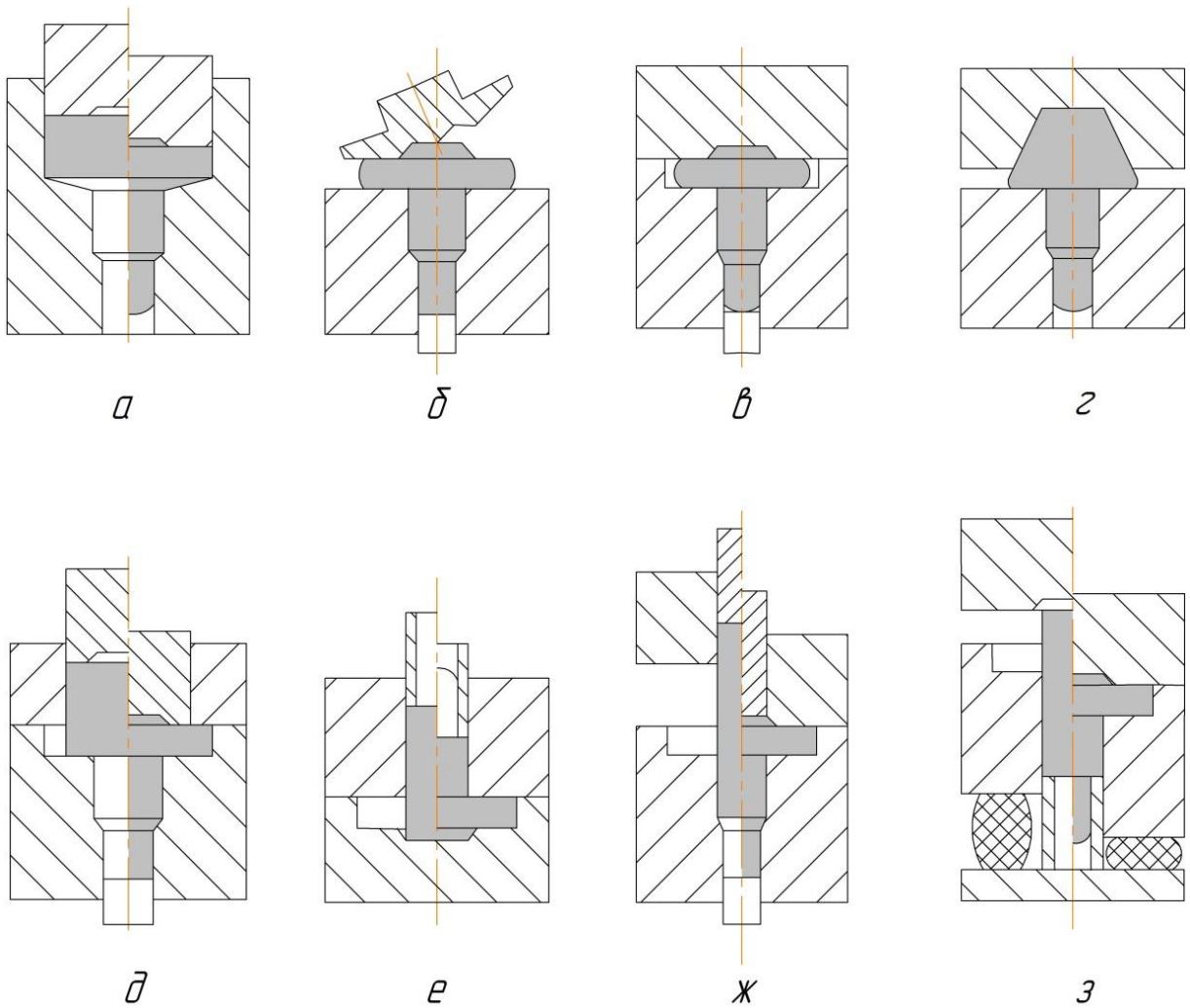


Рисунок 1.5 - Схеми штампування деталей з фланцем

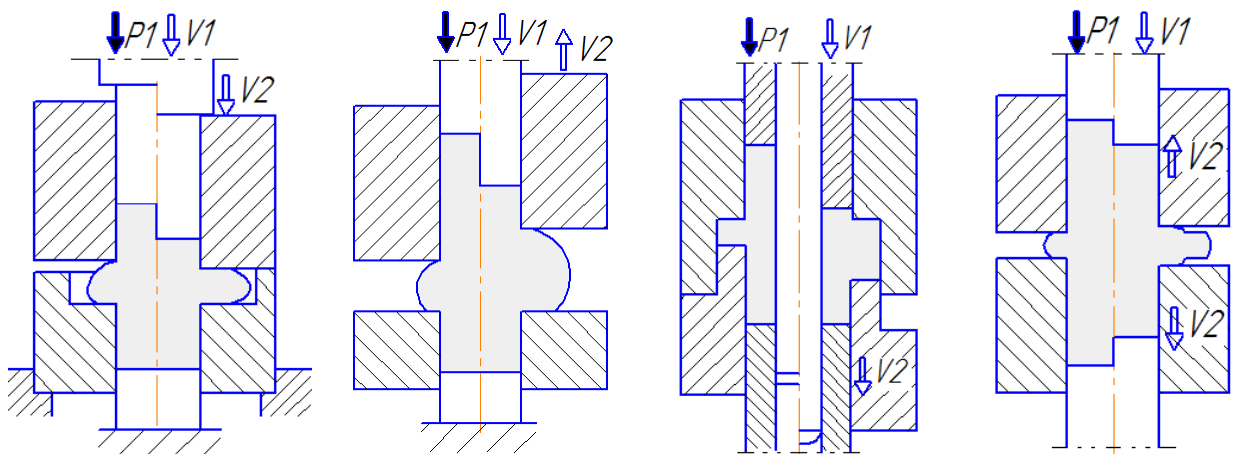


Рисунок 1.6 – Схеми комбінованого видавлювання з регулюванням кінематики руху

1.2 Процеси отримання стрижневих деталей холодним видавлюванням

Аналітичне та чисельне моделювання процесів обробки металів тиском вивчалось багатьма дослідниками протягом останніх десятиліть [1.6, 1.47]. До теперішнього часу, впроваджено кілька методів для моделювання поведінки матеріалу під час процесів обробки металів тиском.

Сучасні методи теоретичного аналізу процесів ОМТ це енергетичний метод балансу потужностей або робіт, метод верхньої оцінки, метод скінченних елементів та інші. Дані методи дозволяють оцінити енергосилові параметри процесів, задачі формозміни, а також завдання з оцінки величини накопиченого ступеня деформації. До переваг даних методів можна віднести також можливість отримання варіаційного рішення, яке зручно аналізувати в різних інтервалах геометричних параметрів і тертя.

На сьогоднішній день найбільш універсальним методом імітаційного моделювання є метод скінченних елементів [1.6, 1.48 – 1.54]. Даний метод дозволяє визначати силовий режим деформування, напружено-деформований стан, формозміну заготовки, вирішує температурні завдання в процесі обробки тиском, дозволяє прогнозувати руйнування заготовки, оцінювати навантаження на інструмент, а імпантовані в прикладне програмне забезпечення термодинамічні моделі дозволяють прогнозувати структурний і фазовий склад. Однак недоліком використання даного методу є тривалість вирішення деяких завдань ОМТ, неможливість отримання аналітичних залежностей (без використання методів планування експерименту та регресійного аналізу) для опису процесу. Також використання даних методів ускладнюється високою вартістю спеціалізованих програмних продуктів [1.6, 1.47 – 1.51].

У роботах, виконаних у НТУУ «КПІ» під керівництвом Калюжного В.Л., наведені результати досліджень процесу отримання сталевих профілів оригінальним способом прямого видавлювання з роздачею [1.55].

При видавлюванні з роздачею (рис. 1.7) метал має можливість одночасно з деформацією по конічній поверхні матриці вільно текти в поперечному напрямку, заповнюючи при цьому профіль матриці.

Доведено, що пряме видавлювання з роздачею призводить до істотного зниження зусиль видавлювання. При отриманні прямокутного профілю діаметр вихідної заготовки в 1,4 рази менше в порівнянні з традиційним видавлюванням. Розрахунковим і експериментальним шляхом встановлено, що використання прямого видавлювання з роздачею замість традиційного при отриманні т-подібного профілю з круглої заготовки призводить до зниження зусилля видавлювання в 1,9 рази. Причиною зменшення зусиль є зміна схеми напруженого стану в осередку деформації, що призводить до зменшення величини гідростатичного тиску.

Для випадку вісесиметричного прямого видавлювання методом балансу потужностей отримано рішення в роботі [1.40]. При цьому розрахункова схема процесу (рис. 1.8) передбачає наявність у деформованій заготовці жорсткої зони 4, геометрично враховує наявність утяжини з параметрами.

Після обчислення потужностей, що входять в енергетичне рівняння, наведене тиск набуває вигляду:

$$\bar{p} = \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{1}{t^2 - \bar{s}^2} \left[\left(\left(2t^2 - \sqrt{3 + t^4} + \frac{t^2}{2} \ln \left(\frac{\sqrt{3 + t^4} + t^2}{3(\sqrt{3 + t^4} - t^2)} \right) \right) + 2\mu \bar{H} t - \frac{t^2 - 1}{y^2 - 1} \right) \times \left(\left(\sqrt{y^4 + 3} - 2y^2 - \frac{y^2}{2} \ln \left(\frac{\sqrt{y^4 + 3} + y^2}{3(\sqrt{y^4 + 3} - y^2)} \right) \right) + \frac{y^2 - t^2}{y^2 - 1} \bar{H} \right) - \frac{(t^2 - 1)(1 - y)(1 + y - 2y^2)}{3\bar{H}(y^2 - 1)} (2\mu_1 + 1) - \frac{t^2 - 1}{y^2 - 1} \bar{H} y + \frac{4\mu_2(y^2 - t^2)(\bar{l} + \bar{s}\bar{l} - \bar{s}\bar{b} + s\bar{H})}{y^2 - 1} + \frac{2\mu}{3\bar{H}}(t - 1)(1 + t - 2t^2) \right]$$

$$\text{де } \bar{H} = H/R_2; y = R_1/R_2; t = R_3/R_2; \bar{s} = R/R_2; \bar{l} = l/R_2; \bar{b} = b/R_2$$

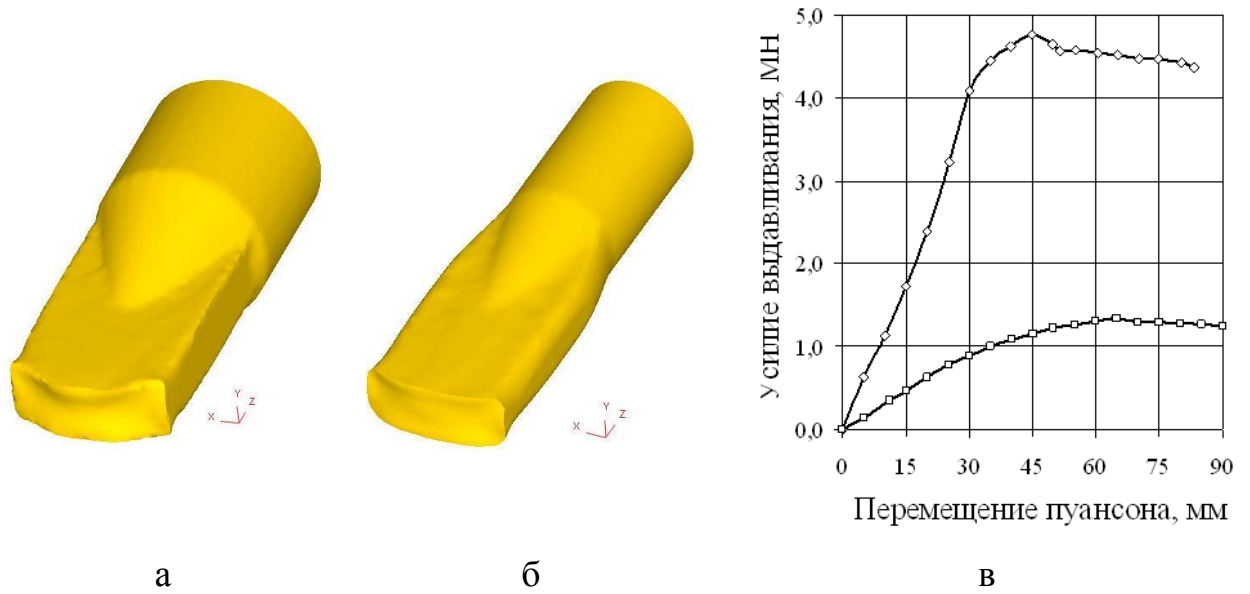


Рисунок 1.7 – Заготовки, що zdeформовані прямим видавлюванням (а) та видавлюванням з роздачею (б); співставлення силового режиму при видавлюванні профілю двома способами (в)

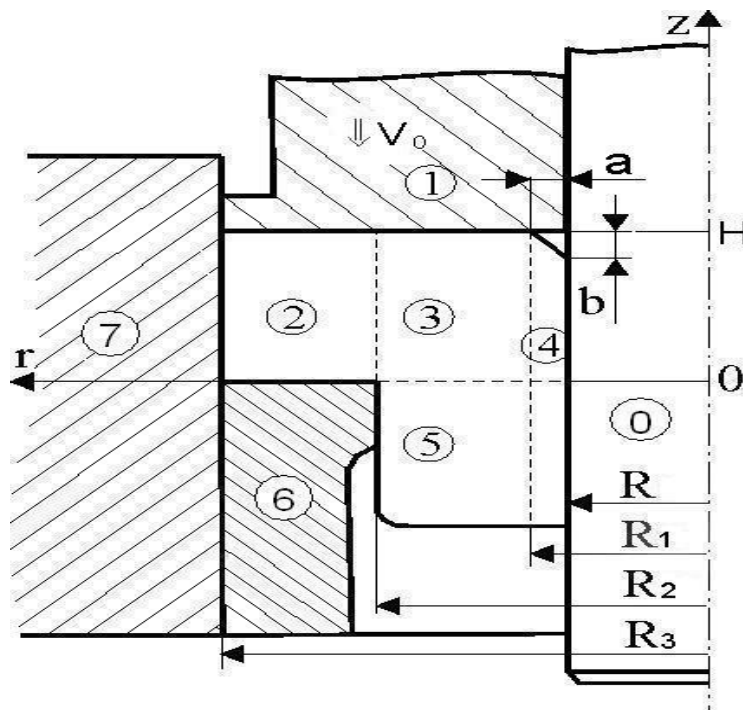


Рисунок 1.8 – Розрахункова схема для аналізу прямого видавлювання

У статті [1.56] використовується метод скінчених елементів програмного забезпечення DEFORM 3D для дослідження пластичного режиму деформації алюмінієвої заготовки на протязі її вісесиметричного видавлювання через конічну матрицю (рис. 1.9). У різних умовах видавлювання, сучасний чисельний аналіз дає відомості про напружено-деформований стан (рис. 1.10), факторі розподілу пошкоджень, навантаженні на матриці і швидкості потоку заготовки на виході.

Результати моделювання підтверджують придатність поточного програмного забезпечення, заснованого на методі скінчених елементів для моделювання тривимірного холодного видавлювання алюмінієвих заготовок.

У статті [1.57] пропонується новий комбінований метод верхньої оцінки і метод сіток для оцінки навантаження холодного видавлювання стержня з алюмінію (рис. 1.11, а) і свинцю (див. рис. 1.11, б) в оптимально вигнотому профілі матриці. З метою порівняння також було обрано і вивчена оптимальна конічна матриця (рис. 1.12), раніше отримана авторами.

Також за допомогою програмного забезпечення ABAQUS на основі методу скінчених елементів були експериментально визначені певні результати. Вони показують, що зусилля видавлювання в процесі деформації в оптимально вигнутій матриці значно менше, ніж в конічній (рис. 1.13).

У статтях [1.58, 1.59], також на основі методу скінчених елементів оброблюється пряме видавлювання, шляхом удосконалення формулювання функції Лагранжа, в якій сітка рухається і деформує в просторі, відповідно до історією деформації матеріалу.

Проте, стаціонарні деформаційні характеристики деяких процесів обробки металів тиском, таких як видавлювання, волочіння і прокатка, можуть бути проаналізовані з використанням формулювання Ейлера, в якій скінчено-елементна сітка фіксується в просторі.

Розширення меж використання можна досягнути за рахунок використання комбінованої формулювання Ейлера-Лагранжа. Таке розширення засновано на використанні вдосконаленої тимчасової сітки

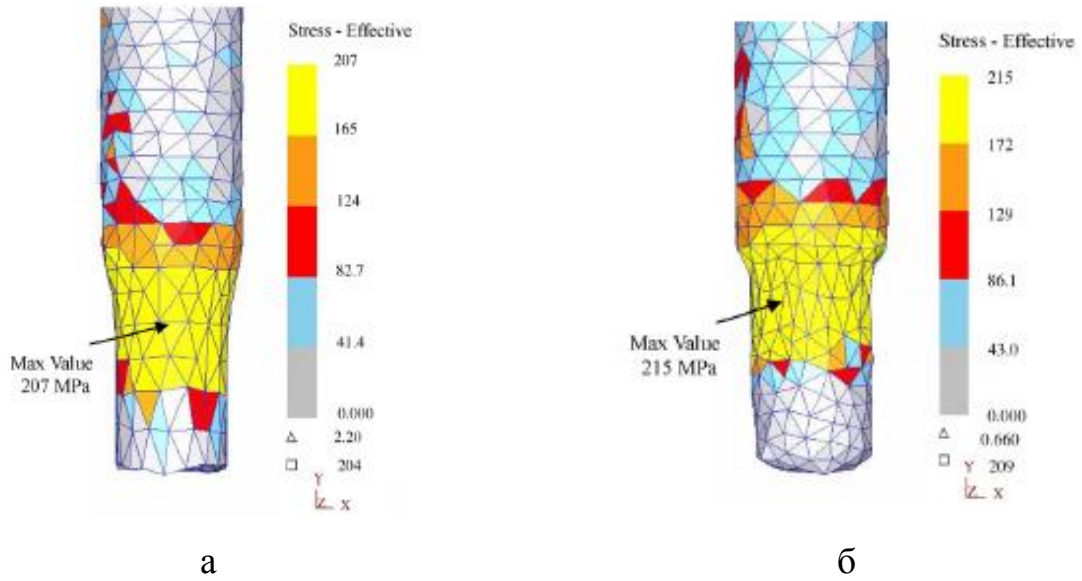


Рисунок 1.9 – Напружено-деформований стан при діаметрі заготовки $D_s = 10 \text{ мм}$, діаметрі стрижня $D_o = 8 \text{ мм}$, куті конусу матриці $\alpha = 15^\circ$ (а) і куті конусу матриці $\alpha = 35^\circ$ (б)

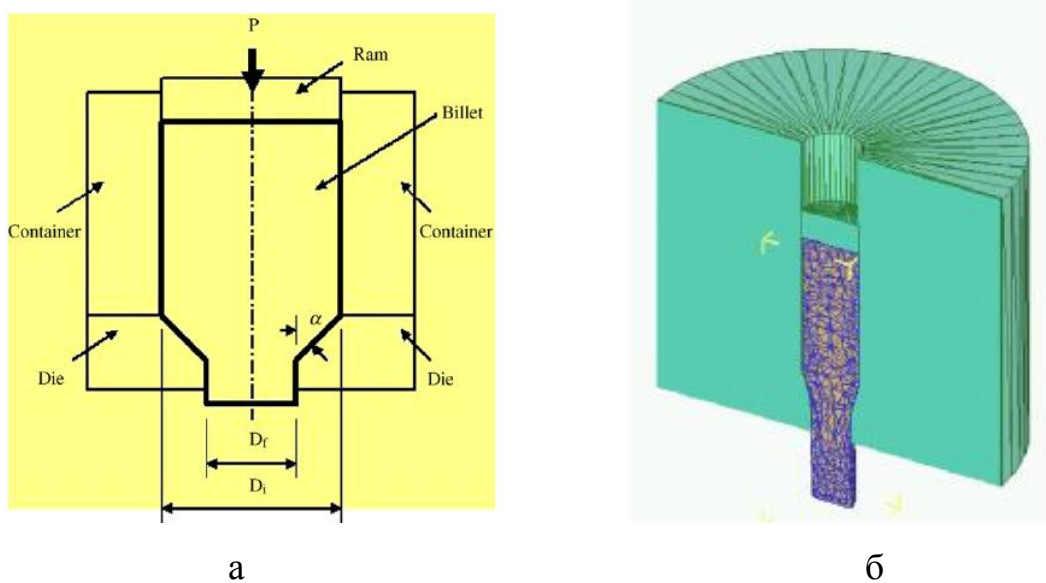


Рисунок 1.10 – Схема прямого выдавливания через коническую матрицу (а) і модель течії матеріалу (при діаметрі заготовки $D_s = 10 \text{ мм}$, діаметрі стрижня $D_o = 8 \text{ мм}$ і куті конусу матриці $\alpha = 15^\circ$)

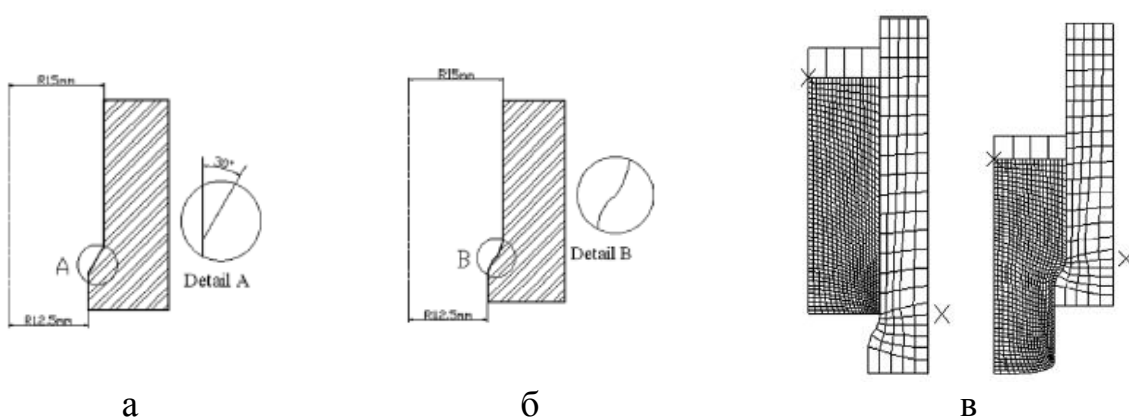


а



б

Рисунок 1.11 – Заготовки і результати видавлювання зразка з алюмінію (а) і свинцю (б)

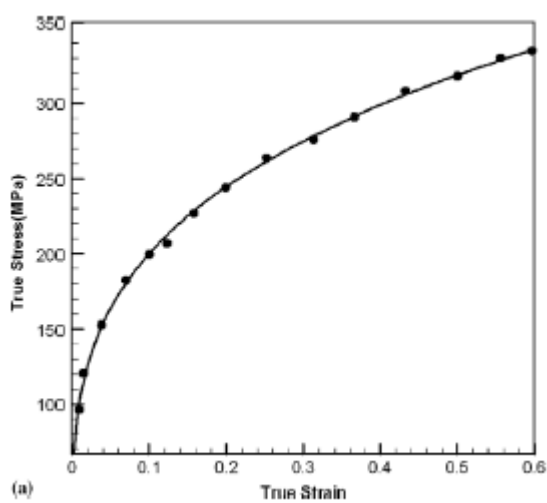


а

б

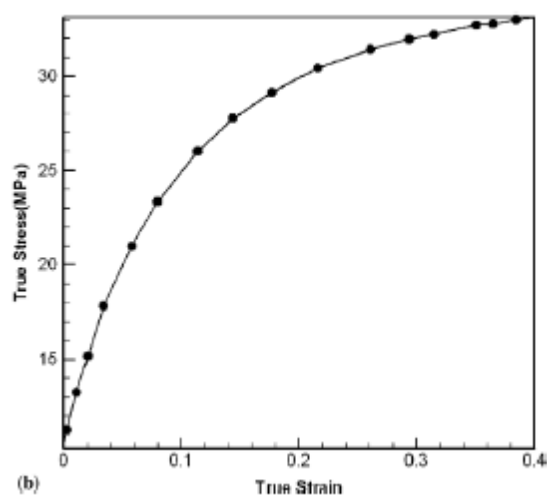
в

Рисунок 1.12 – Матриця з конічним профілем (а), матриця з оптимальним профілем (б) і скінчено-елементна модель процесу з застосуванням оптимального профілю матриці (в)



(а)

а



(б)

б

Рисунок 1.13 – Розподіл тиску видавлювання алюмінієвого (а) і свинцевого (б) зразків

Лагранжа, щоб обчислити деформації і поля напружень, пов'язані з математичною схемою, і інтерполювати тензори деформацій і напружень в сітку Ейлера, для того, аби визначити нові за фіксованими позиціями сітки. Приклад стаціонарного прямого холодного видавлювання стержня аналізується з використанням як вдосконаленою формулювання Лагранжа, так і комбінованої Ейлера-Лагранжа (рис. 1.14).

У статті [1.60] проаналізовано вплив ступеня деформації (10% -50%), кута конусності матриці ($90^\circ - 120^\circ$), твердість після гартування і відпускання (HRC 21 – 29) і мастила на навантаження при деформування вуглецевої сталі (рис. 1.15).

Результати показують, що не існує ніякого центрального розриву і мікротріщини усередині видавлених зразків, і якість формоутворення гарне (рис. 1.16). Ступінь деформації є найбільш важливим фактором, і мастильна стан майже не має ніякого впливу, а це значить, що процес фосфатного покриття з добавкою мила і раніше є найбільш підходящим методом мастила для холодного видавлювання середньої вуглецевої сталі після загартування і відпускання. Досліджуючи мікроскопічну структуру до і після деформації, вихідне рівновісне зерно видовжене в напрямку видавлювання.

1.3 Технологічні процеси точного об'ємного штампування деталей з фланцем

В роботі [1.61] досліджують отримання бездефектного виробу з трубчастої заготовки радіальним видавлюванням (рис. 1.17). Ця схема заснована на найменшій величині течії матеріалу в радіальному напрямку при видавлюванні трубчастої заготовки. Дослідження засноване на методі скінчених елементів, який використовується для вивчення впливу різних величин відносної деформації і різних відносних глибин порожнини матриці від характеристик потоку матеріалу в результаті рухів осередку деформації. Алгоритм розроблений для визначення мінімальної відносної глибини

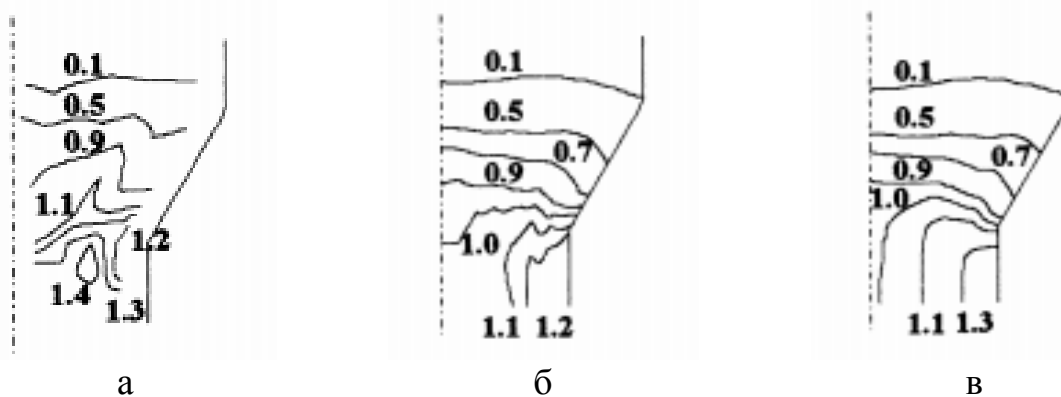


Рисунок 1.14 – Розподіл деформацій отримані методом скінчених елементів (а), з використанням удосконаленого формулювання Лагранжа (б) та комбінованого формулювання Ейлера-Лагранжа (в)

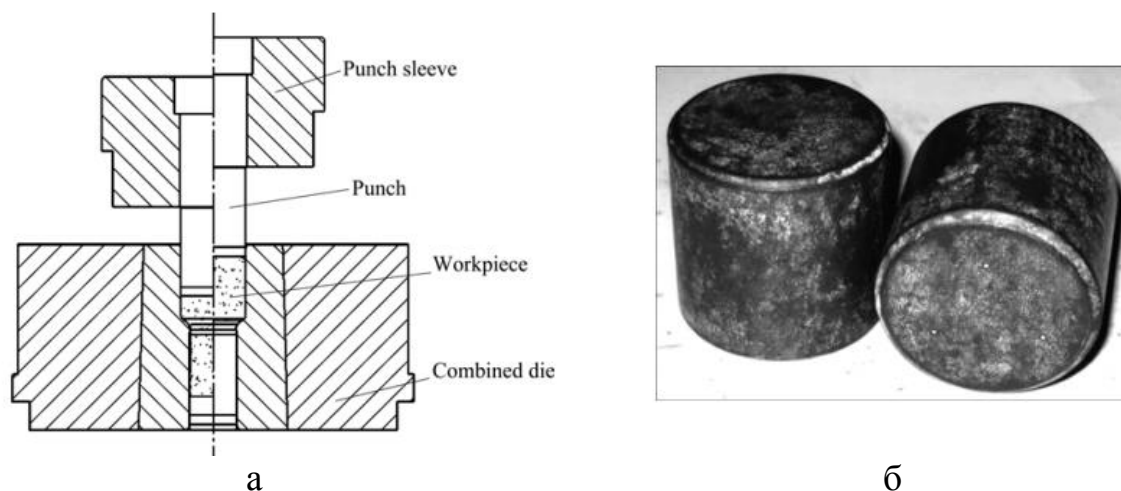


Рисунок 1.15 – Схема прямого видавлювання (а) та заготовки з вуглецевої сталі (б)

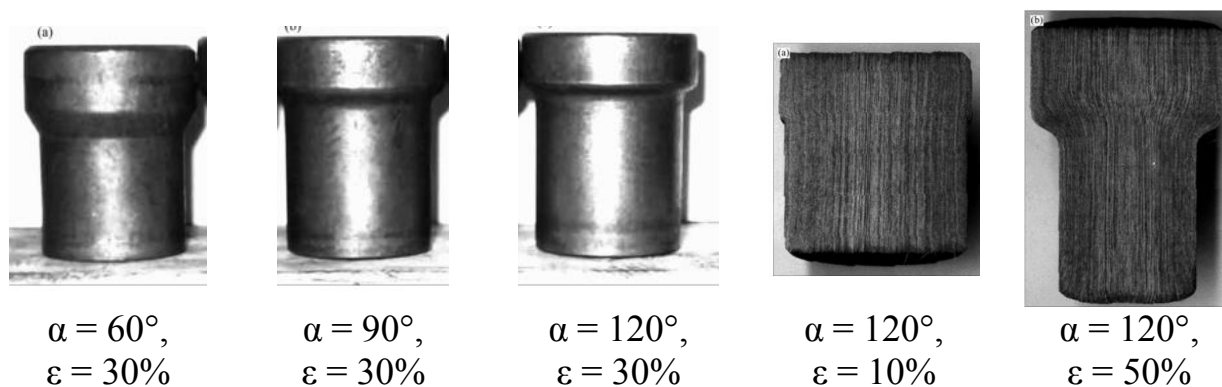


Рисунок 1.16 – Результати експериментальних досліджень

порожнини матриці і мінімальної величини, необхідної в обробці, а нанесена сітка застосовується для синтезу наборів даних, отриманих з чисельного моделювання через алгоритм, запропонований в цьому дослідженні. Отримані місця дефектів (рис. 1.18) збігалися з внутрішньою поверхнею трубки в кінці ходу деформації.

В роботі [1.62] розглянуто визначення залежності ступеня заповнення порожнини штампа при радіальному видавлюванні і встановлення схеми радіального видавлювання з найкращим заповненням порожнини штампа. Схема радіального видавлювання має безліч кінематичних варіантів. Тому проведено дослідження заповнення порожнини штампа всіх варіантів: з односторонньою подачею, двосторонньою подачею, послідовної двосторонньої з односторонньою і послідовної двосторонньої подачею (рис. 1.19).

В ході досліджень встановлено, що найменший ступінь заповнення порожнини при радіальному видавлюванні дозволяє досягти схема радіального видавлювання з послідовною двосторонньої подачею. Показник ψ при даній схемі видавлювання змінюється від 1,0 до 0,78 при отриманні фланців розміром 0,39 до 1,5. Це дозволяє рекомендувати схему з двосторонньої подачею металу для маловітхдного виробництва деталей з фланцем. Порівняння показує невелике відхилення теорії від експерименту в межах 7% [1.63].

У статті [1.64], проаналізовано за допомогою моделювання три варіанти радіального видавлювання. Випадок I (рис. 1.20, а) включає отримання фланця на торці заготовки. У випадку II (див. рис. 1.20, б) фланець утворює в центральній частині заготовки. У випадках I і II заготовку деформує верхній пуансон. У випадку III (див. рис. 1.20, в), як верхній, так і нижній пуансони рухаються разом у напрямку до центру заготовки. Основні параметри процесу визначаються як відносна висота зазору і кутовий радіус матриці в незмінній відносній деформації.

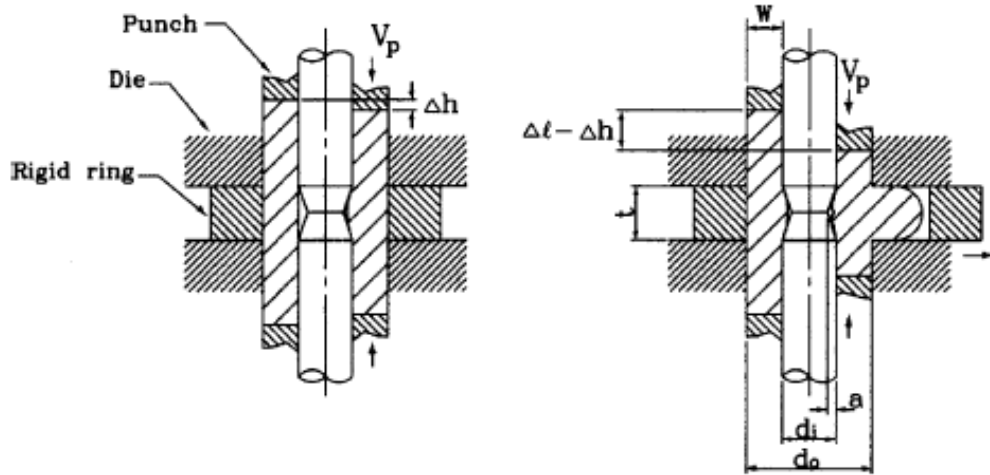


Рисунок 1.17 – Схема радіального видавлювання в роз'ємну порожнину



Рисунок 1.18 – Викривлення сітки моделі у вигляді прямокутника (а) і трикутника (б) в перерізі штампа

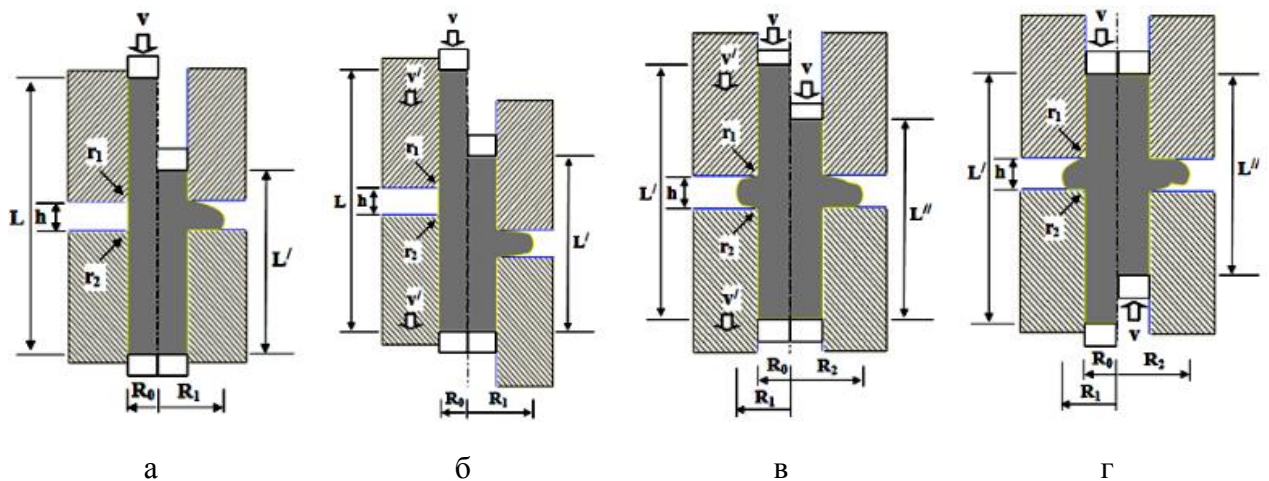


Рисунок 1.19 – Схеми кінематичних варіантів радіального видавлювання: а – з односторонньою подачею; б – з двосторонньою подачею, в – з послідовною дво- та односторонньою та г – з послідовною двосторонньою подачею

Результати моделювання (рис. 1.21) показують гарну відповідність експериментальним даним. На підставі результатів моделювання, різні параметри процесу пов'язані з різним потоком матеріалу. В результаті різних хів матриці, певна структура в потоці матеріалу показана в кожному випадку деформації. Геометрія матриці має істотний вплив на потік матеріалу в зазор фланця.

У статті [1.65] аналізується процес багатоступеневого холодного штампування, що фокусується на завершальному етапі осадки щодо утворення кільцевих складок під час осадки (рис. 1.22).

Недавні чисельні та експериментальні дослідження показали, що кільцева складка залежить від ефектів високого локального деформаційного зміцнення, взаємодіючих з температурою штампування, питомого потоку матеріалу і якості внутрішньої бокової поверхні трубчастої частини.

Залежно від згаданих факторів, що впливають, було визначено та проаналізовано три різних механізму або типу складок. Було показано, що кільцева складка відбувається на пов'язаних вільних осадкових висотах ($hs/\varnothing D_0$) до сих пір відомих, як не критичні, а якщо йдеться про деформаційне зміцнення напів обробленої трубчастої частини. Розроблений напівемпіричний критерій для прогнозування складки 2го-порядку, реалізований в комерційному коді DEFORM і оцінений з використанням експериментальних даних (рис. 1.23).

1.4 Теоретичне рішення процесів отримання деталей складної форми комбінованим видавлюванням

Розширити номенклатуру штампованих деталей і область застосування видавлювання можливо освоюючи способи, що засновані на поєднанні прямого, зворотного і поперечного видавлювання.

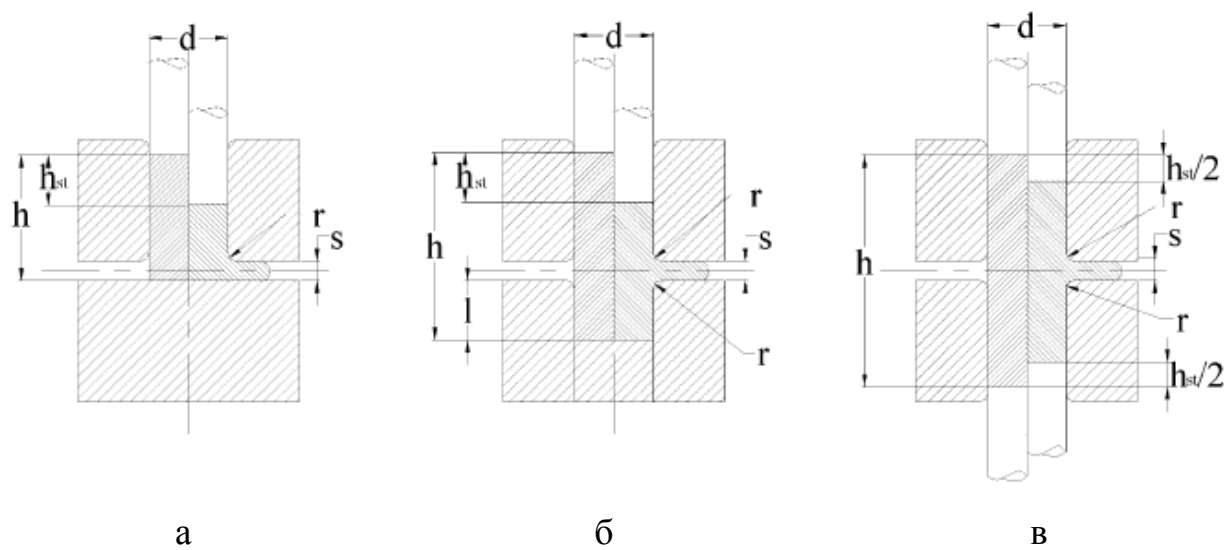


Рисунок 1.20 – Схеми радіального видавлювання

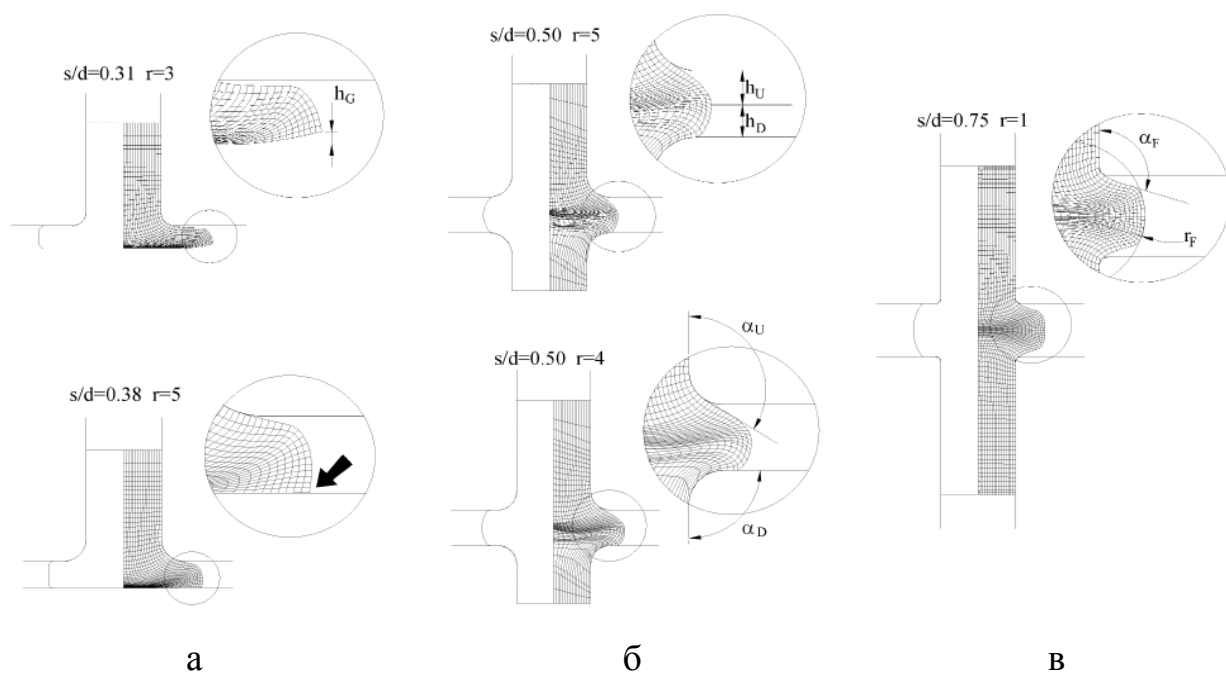


Рисунок 1.21 – Результати моделювання (формозміни) схем радіального видавлювання

Аналітичний підхід, який використовується в статті [1.66] для отримання тиску витискування і деформацій, розглянуто для радіально-прямого видавлювання (рис. 1.24). Для аналізу осередок деформації розділений на три різних зони. Розглядаючи циліндричні координати, отримують компоненти поля швидкостей і напружень. Інтенсивність деформації, досягнута в кожній зоні деформації, отримана множенням величини інтенсивності на час деформації, визначеного для кожної зони. Сумарне напруження, отримане з цих результатів є великим і порівняно з напруженням, досягнутим жорсткими методами пластичної деформації. Грунтуючись на методі верхньої оцінки, виведено аналітичне рівняння для тиску при видавлюванні, шляхом визначення внутрішньої сили і потужності, що розсіюється на всіх поверхнях тертя і швидкісних поверхнях розриву. Експериментами підтверджується обґрунтованість теоретичних результатів, виходячи з вимірів твердості і зусилля видавлювання.

У статті [1.67] представлений аналіз процесу прямого-зворотно-радіального видавлювання (рис. 1.25 – 1.26). Для вивчення впливу геометричних параметрів, таких як радіус заокруглення матриці, висоти зазору, тертя, був використаний метод скінчених елементів в програмному забезпеченні ABAQUS. Результати порівнюються з експериментальними даними, виходячи з формування навантаження і потоку матеріалу в різних зонах. Розподіл твердості в поздовжньому перетині продукту (див. рис. 1.26, б) також використовується для перевірки розподілу деформацій, отриманих з аналізу методом скінчених елементів. Порівняння теоретичних та експериментальних результатів показує хорошу узгодженість.

В роботі, виконаній в НТУ «ХПІ» проведено чисельне моделювання процесу комбінованого поздовжнього (прямо-зворотного) видавлювання. На основі енергетичного методу розроблено математичну модель процесу, що дозволяє визначити енергосилові параметри процесу як функції від основних

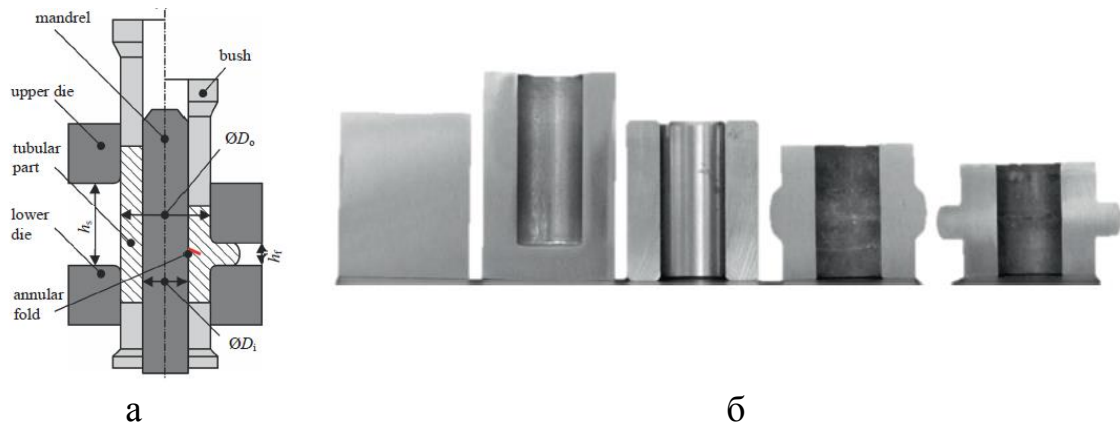


Рисунок 1.22 – Процес одноступінчастої осадки (а) і поздовжній розріз зразка при холодному штампуванні фланців трубчастих частин (б)

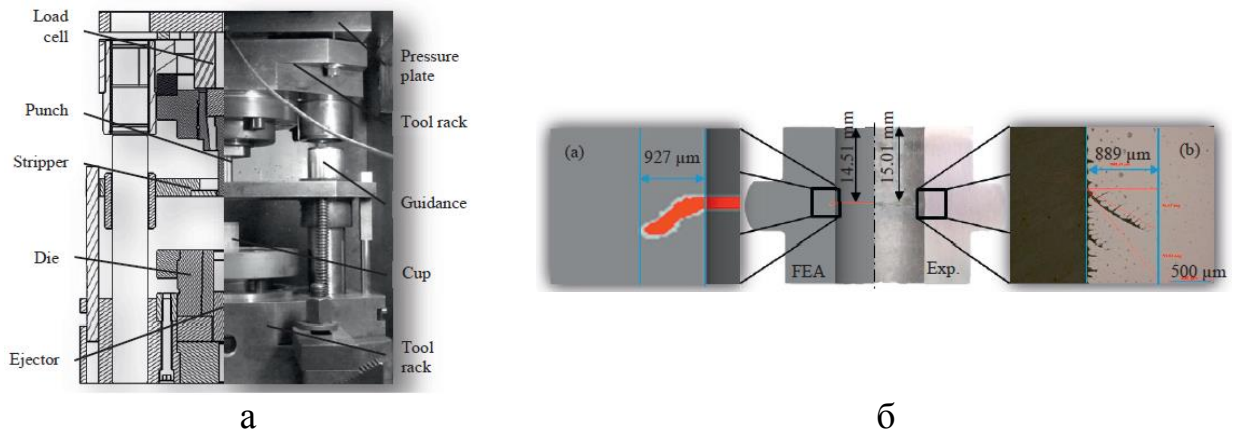


Рисунок 1.23 – Інструмент для реалізації процесу (а) та розташування дефектів у зразку (б)

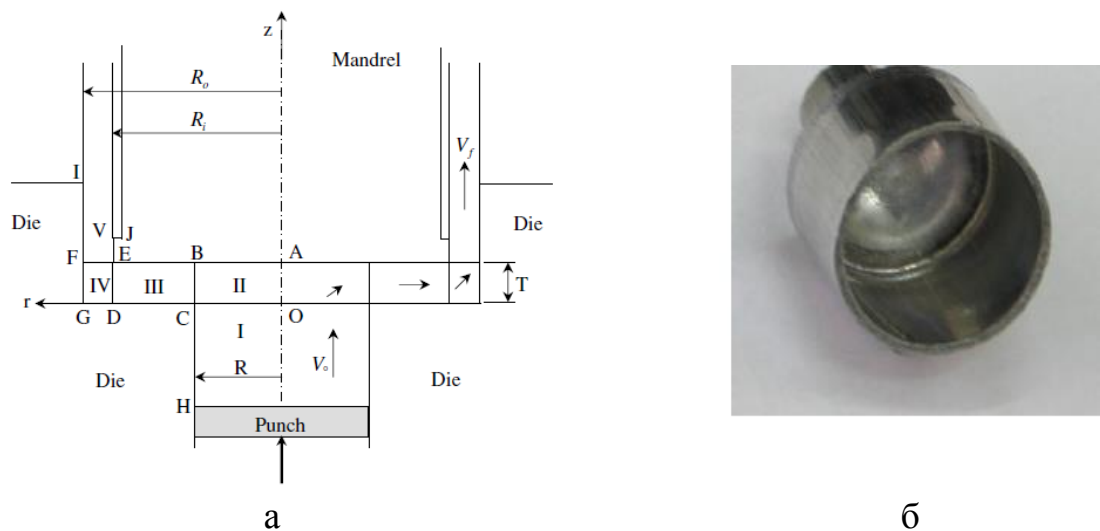


Рисунок 1.24 – Схема розрахунку радіально-поздовжнього видавлювання (а) та отримувана деталь (б)

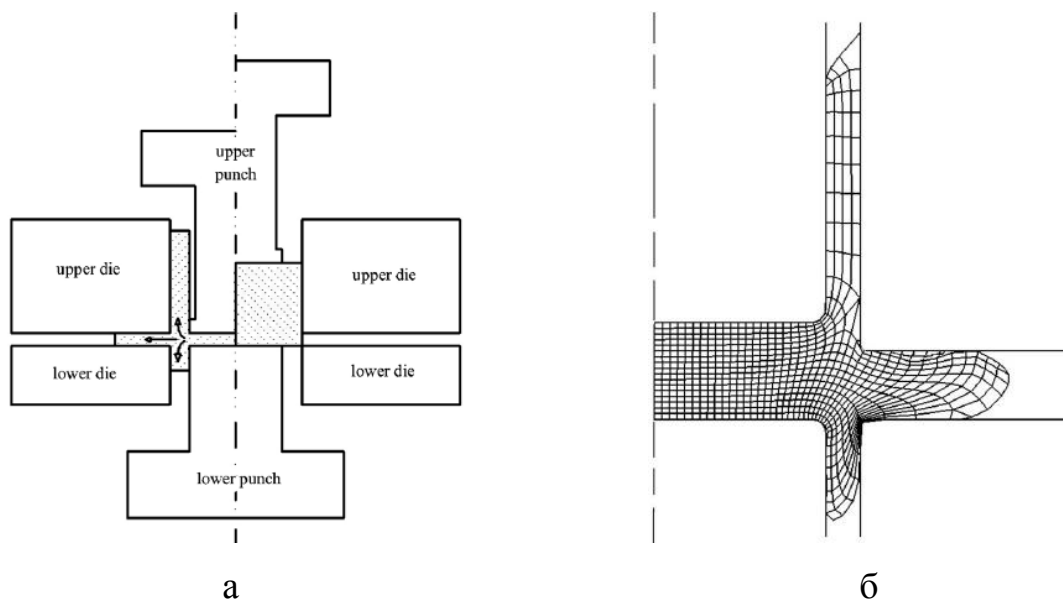


Рисунок 1.25 – Схема прямо-зворотно-радіального видавлювання (а) і скінчено-елемента модель (б)

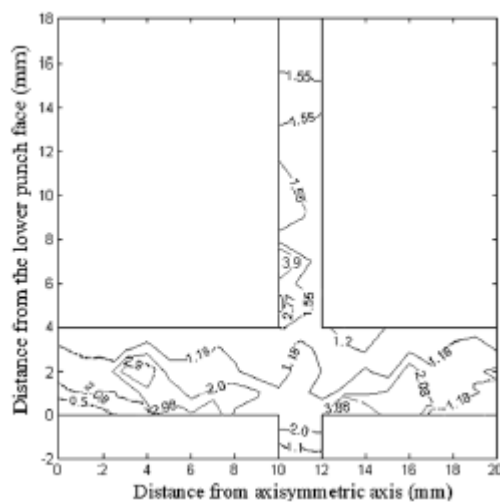
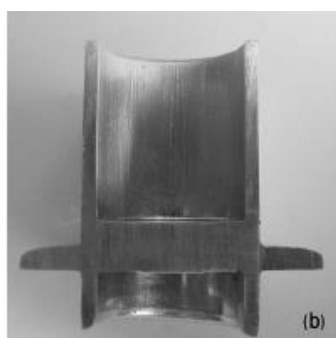


Рисунок 1.26 – Деталі, що отримані тристороннім видавлюванням (а) та розподіл твердості в поздовжньому перетині (б)

параметрів. Розроблена математична модель реалізована в математичному пакеті SKYLAB і у вигляді програмного продукту (підсистеми САПР) в середовищі Visual Basic. Цікаво, що для перевірки адекватності математичної енергетичної моделі проведено чисельне моделювання процесу комбінованого видавлювання з використанням МСЕ, а також додатково проведено розрахунки простих схем прямого і зворотного видавлювання. Показано, що мінімальне зусилля відповідає комбінованого 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 [1.68].

У ВІАМ (м. Москва) розглянуті питання впливу холодної пластичної деформації на формування структури, фазового складу і властивості металів і сплавів [1.69]. Показана ефективність застосування різних способів холодної пластичної деформації в технологічних процесах обробки металів тиском з метою формування ультрадрібнозернистої і нанокристалічної структури, кращого фазового складу, підвищення експлуатаційних і технологічних властивостей деформованих виробів.

Для отримання пустотілих виробів типу стакан з відростком застосовують операцію комбінованого видавлювання (рис. 1.27), що поєднує операцію прямого і зворотного видавлювання. При цьому матеріал заготовки видавлюється з контейнера як назустріч пуансону, так і в отвір дна контейнера по ходу руху пуансона. При певному, досить великому діаметрі отвору в дні контейнера і при певних співвідношеннях висоти і діаметра заготовки, діаметра пуансона, течії матеріалу назустріч пуансона немає, матеріал заготовки видавлюється тільки в отвір дна контейнера, а верхній торець виробу залишається нерухомим. Процес отримав назву - комбіноване видавлювання зсувом (КВЗ) [1.70]. Особливістю КВЗ є відсутність течії матеріалу відносно контейнера вгору. При цьому рух матеріалу щодо пуансона (зворотне видавлювання) і протягом матеріалу в отвір (пряме видавлювання) здійснюється за рахунок зсувних деформацій в області,

обмеженою крайніми точками пуансона і отвору контейнера (показано пунктирною лінією на рис. 1.27, б). Подібна ж картина перебігу матеріалу спостерігається і при КВЗ в конічному контейнері.

У дослідженні [1.71], використовується енергетичний метод для аналізу прямого і зворотного видавлювання шестикутних і трохоїдальноподібних деталей. Для аналізу передбачається, що процес видавлювання ділиться на два етапи. На першому етапі, вісесиметричне пряме видавлювання і не вісесиметричне зворотне видавлювання відбуваються одночасно до тих пір, поки зворотне видавлювання вивернутого поглиблення не буде завершена. На другому етапі відбувається тільки процес прямого видавлювання. Пропонуються нові кінематично можливі поля швидкостей (рис. 1.28), щоб визначити, як формується зусилля і картину деформації щодо ходу пуансона.

Із запропонованих полів швидкостей, верхня оцінка зусилля і середня довжина видавленою заготовки визначаються шляхом мінімізації загальної швидкості споживання енергії по відношенню до обраних параметрів. Експерименти проводилися на заготовках з сурми свинцю (рис. 1.29, а) при кімнатній температурі з використанням шестикутних і трохоїдальноподібних пуансонів. Так само отримані графіки формозміни заготовки для різних поперечних перерізів (див. рис. 1.29, б).

У статті [1.72], формування центральної втулки за допомогою радіально-прямого видавлювання кількісно аналізують методом скінчених елементів (рис. 1.30). При моделюванні застосовуються такі чинники проектування, як діаметр оправки, радіус заокруглення матриці і коефіцієнт тертя. Вплив цих конструктивних параметрів на максимальне зусилля під час обробки металів тиском, що впливає на технологічне оснащення, досліджено і узагальнено. Результати моделювання порівнюються з експериментальними даними еталона для перевірки корисності моделювання. На основі результатів моделювання, можна зробити висновок, що максимальне зусилля

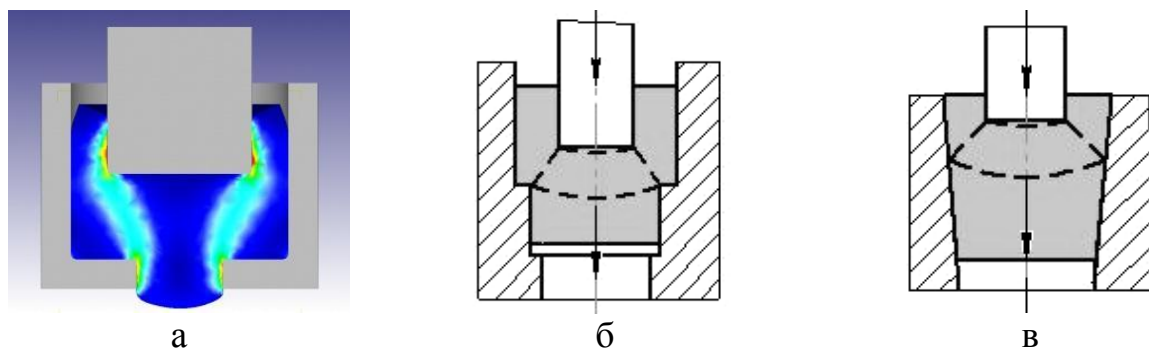


Рисунок 1.27 – Зсувні лінії (а) та різновиди КВЗ (б, в)

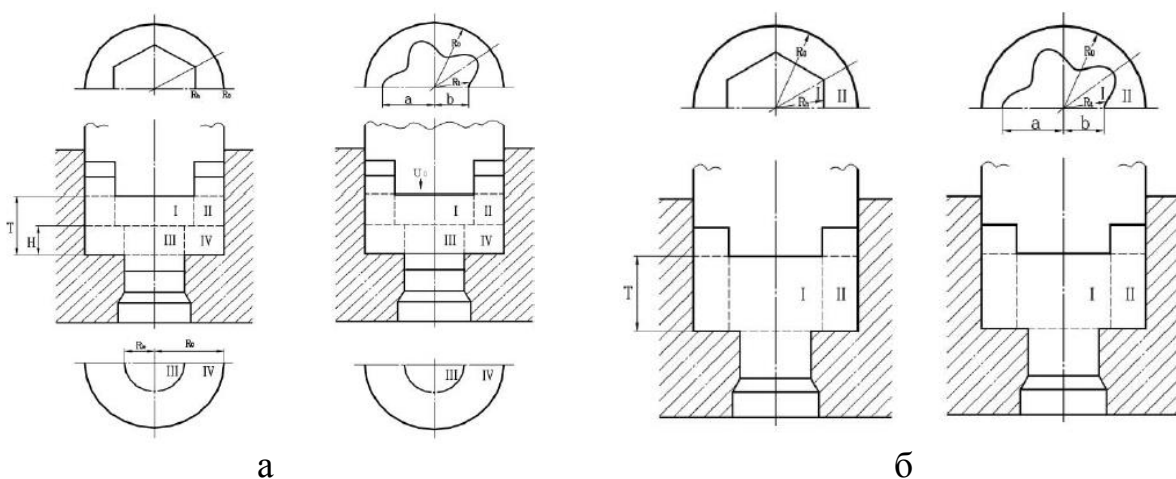


Рисунок 1.28 – Розподіл кінематично можливих полів швидкостей на першій (а) та другій (б) стадіях видавлювання

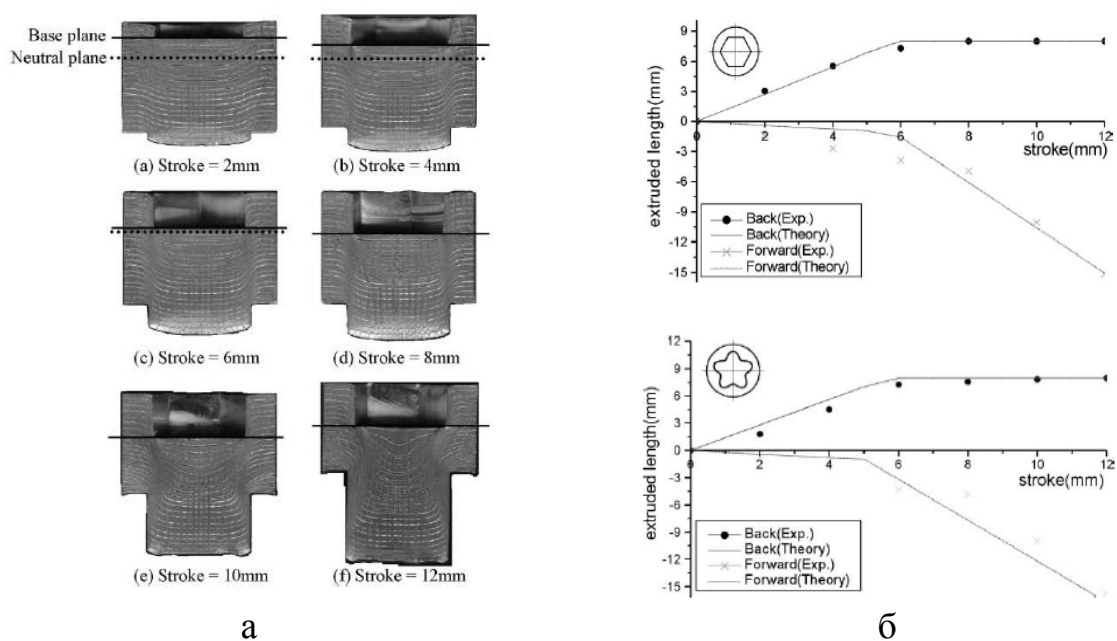


Рисунок 1.29 – Результати експериментів (а) і графіки формозміни заготовки при отриманні різних перерізів деталі (б)

збільшується по мірі збільшення діаметра труби та/або збільшення радіусу заокруглення матриці. Крім того, діаметр оправки, серед конструктивних чинників, має найбільший вплив на формуючий зусилля під час процесу радіально-прямого видавлювання. Проте, як легко припустити, радіус заокруглення матриці має незначний вплив на навантаження від тиску пуансона.

У статті [1.73] описаний процес поздовжньо-поперечного видавлювання сталевих заготовок. Формозміна заготовки (рис. 1.31) супроводжується спочатку малої пружньо-пластичною деформацією зі збільшенням діаметра заготовки (1), частковим видавлюванням металу в радіальному напрямку (2), вигином і початком поперечного переміщення металу в зазор між пуансоном і матрицею (3), рухом стінки в осьовому напрямку з активним її контактом по циліндричних поверхнях матриці і пуансона (4) і умовно стаціонарного етапу, коли повністю сформований осередок деформації, а невеликі зміни технологічної сили залежать від співвідношення поверхонь контакту заготовки і видавлюється частини з відповідними поверхнями інструменту.

Аналіз отриманих результатів показує, що процес характеризується складною схемою напружено-деформованого стану. В кінці третього етапу осередок пластичної деформації сформований і може бути розділений на дві ділянки: центральний – під торцем пуансона і периферії, де відбувається формування стінки деталі. У центральній частині в результаті дії схеми всебічного нерівномірного стиснення максимальна інтенсивність деформації може досягати $E = 100\%$.

Результатами аналізу напружено-деформованого стану заготовок встановлено, що обмеженням процесу є поперечна міцність бокової поверхні заготовки і дія силових навантажень на інструмент. Запропоновано деформаційний критерій для оцінки міцності заготовок, адекватність якого доведена експериментальними дослідженнями. Результати дозволяють визначити оптимальні розміри робочого інструмента для виготовлення

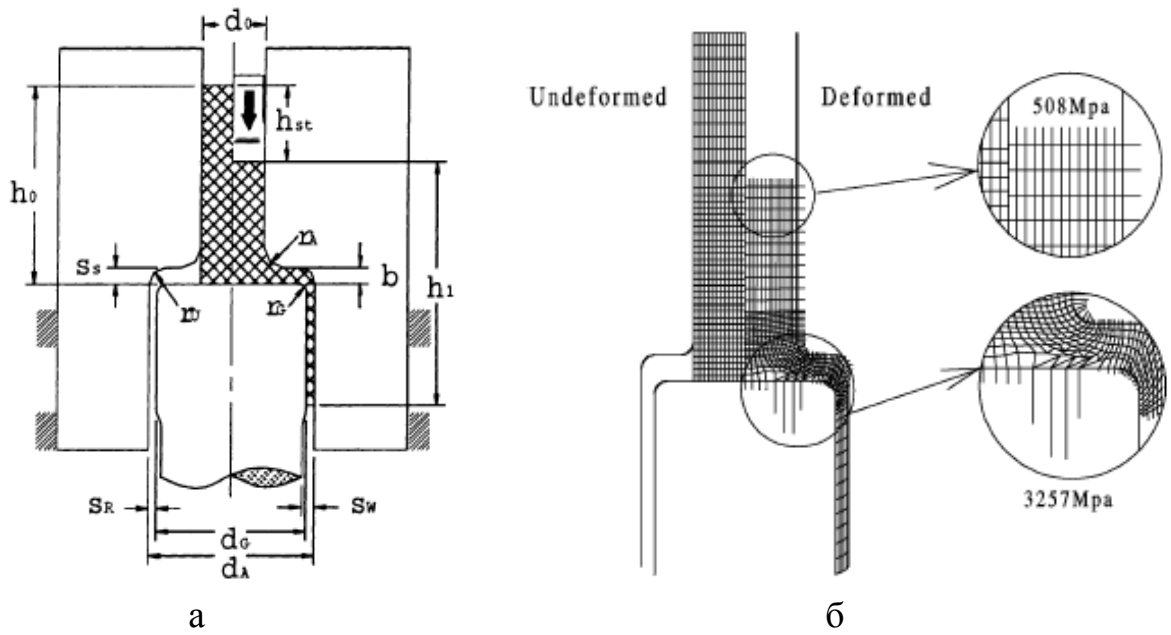


Рисунок 1.30 – Схема радіально-прямого видавлювання (а) та спотворення ділильної сітки (б)

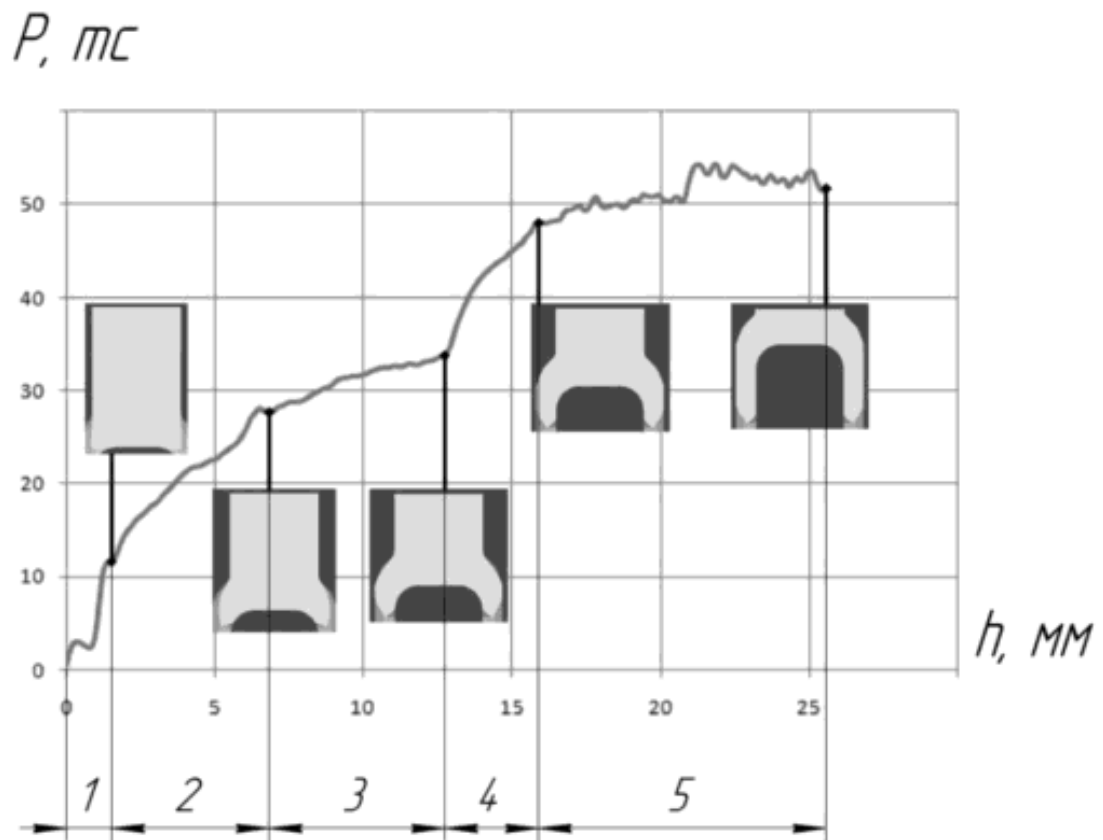


Рисунок 1.31 – Характерна діаграма «сила – шлях» процесу поперечно-поздовжнього видавлювання

деталей з використанням поздовжньо-поперечного видавлювання. Експериментальна перевірка можливостей процесу, проведена на мідних зразках, показує незначні відхилення технологічних сил від комп'ютерного моделювання на кожній стадії процесу. Крім цього розроблені рекомендації по реалізації процесу у виробництві.

В результаті експериментального порівняння [1.74] силового режиму процесів виготовлення порожнистих деталей способами поздовжнього (зворотного і прямого), прямого з роздачею (без матриці), комбінованого радіально-прямого і радіально-зворотного видавлювання було встановлено, що найбільше значення сил деформування відповідає способам зворотного і прямого видавлювання. У порівнянні зі зворотним видавлюванням в процесі радіально-прямого видавлювання зусилля деформування може знизиться у декілька разів (рис. 1.32).

У статті [1.75], була проведена серія експериментів комбінованого видавлювання для вивчення впливу технологічних факторів, таких як температура деформації і мастило, на пластичні властивості сплаву магнію. У даній роботі був представлений глибокий аналіз механізму деформації на кожному етапі процесу видавлювання (рис. 1.33).

Вперше в статті [1.76], запропоновано можливі операції холодного штампування з утворенням порожнистих трубчастих компонентів, що мають круглий проміжний фланець (рис. 1.34). У поточному дослідженні передбачається, що матеріал не є зміцненим, і напруження тертя над поверхнею контакту інструмент - заготовка незначне. Також проведені експерименти холодного об'ємного штампування з відпалених алюмінієвих заготовок або брусками для спостереження деформації, дефектоутворення (рис. 1.35) і робочого тиску.

У роботах [1.77, 1.78] досліджено комбіноване прямо-зворотне (рис. 1.36) і радіально-зворотне (рис. 1.37) видавлювання з наявністю роз'єднаного осередку деформації.

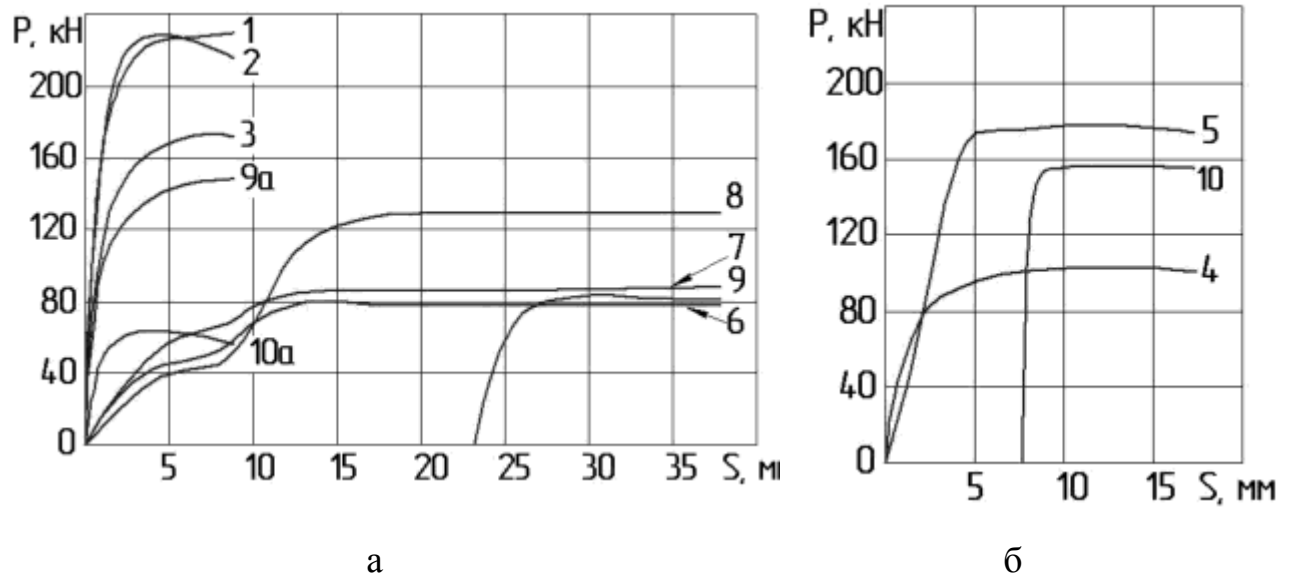


Рисунок 1.32 – Графіки залежності сил деформації від робочого ходу:
 1 - зворотне видавлювання, 2 - пряме видавлювання, 3 - пряме (без матриці) видавлювання з роздачею, 4 - вільне радіально-пряме видавлювання, 5, 6 і 7 – радіально-пряме видавлювання, 8 - радіально-пряме видавлювання з можливістю додаткового течії металу в радіальному напрямку в зоні розвороту

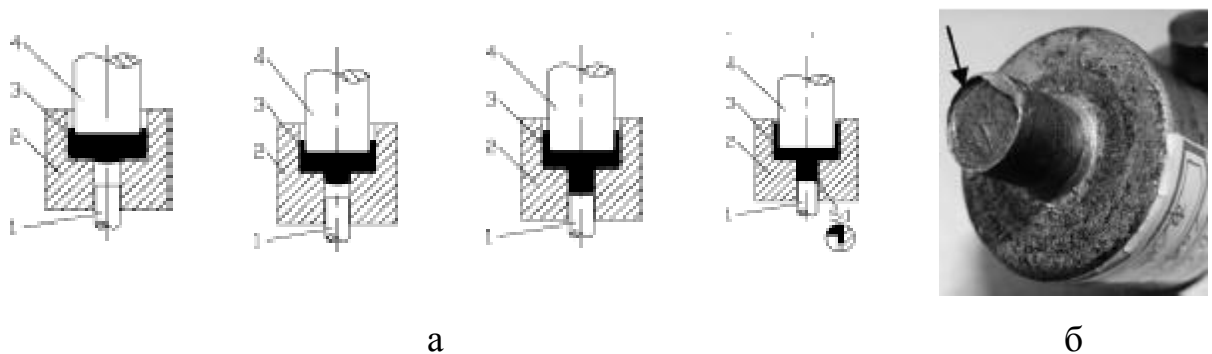


Рисунок 1.33 – Механізм деформації (а) та отриманий дефект стрижня виробу (б)

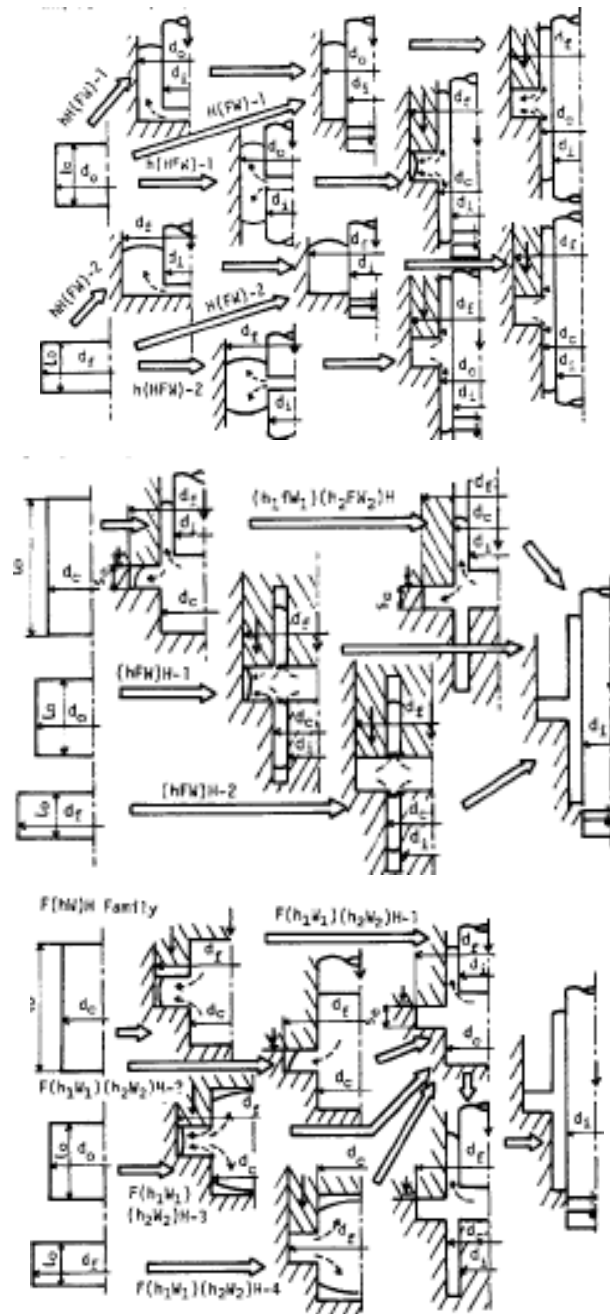


Рисунок 1.34 – Операції холодного штампування з утворення пустотілих трубчастих компонентів

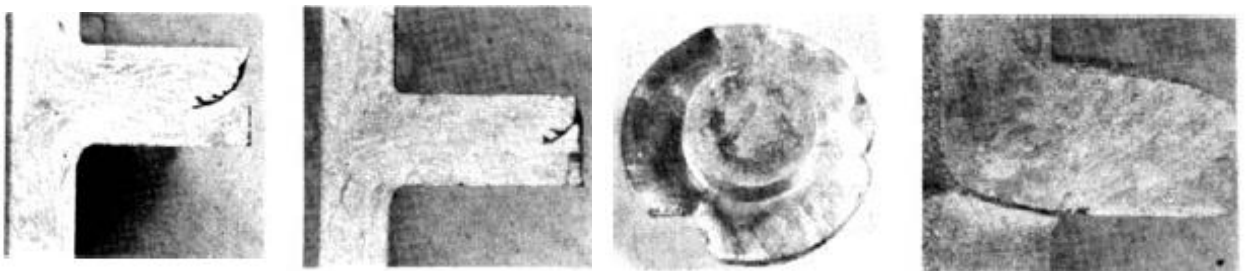


Рисунок 1.35 – Дефектоутворення при отриманні фланцю

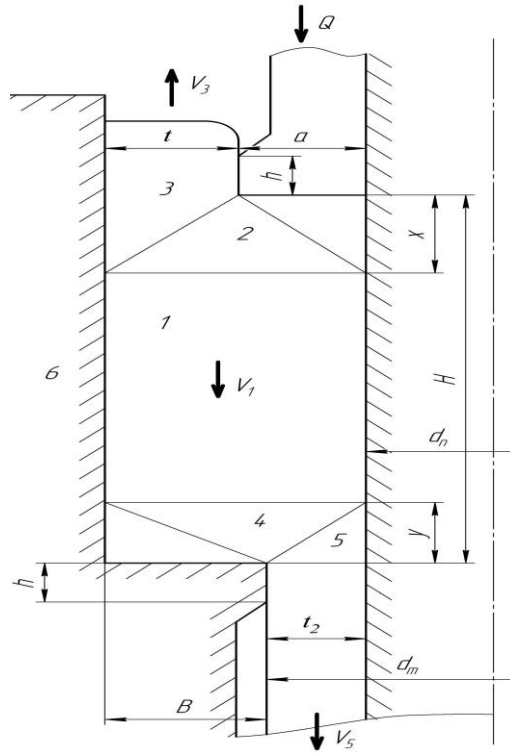


Рисунок 1.36 – Розрахункова схема прямо-зворотного видавлювання

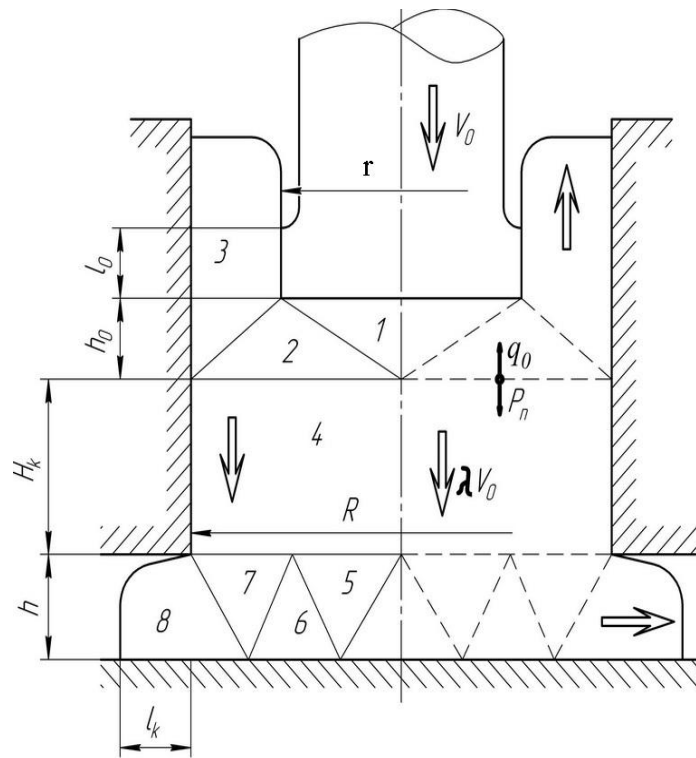


Рисунок 1.37 – Розрахункова схема радіально-зворотного видавлювання

Дані результати отримані методом верхньої оцінки, використовуючи припущення О. К. Степанського [1.79] про те, що при комбінованому перебігу поряд з балансом потужностей повинна виконуватися умова рівності потужностей, що діють по обидва боки площини, що розділяє два самостійних осередку деформації.

Потужність, що витрачається на пряме і зворотне витікання матеріалу визначається як [1.77]:

$$N_{np} = V_1 \left[\frac{T}{yt_2} (y^2 + 2Bt_2) + \frac{\mu T}{t_2} (y + 2h) + 2\mu(H - x - y) \right] - \mu(H + h - x),$$

$$N_{обр} = \frac{T(x^2 + 2at_1)}{xt_1} + \mu(H - x - y) + \frac{\mu(hT - xa - ha)}{t_1} - V_1 \left[\frac{T}{xt_1} (x^2 + 2at_1) + \frac{\mu T}{t_1} (x + 2h) + 2\mu(H - x - y) \right].$$

$$\text{де } y = \sqrt{\frac{2BTt_2}{T + \mu(B - t_2)}}, \quad x = \sqrt{\frac{2aTt_1}{T + \mu(a - t_1)}}.$$

Метод верхньої оцінки для роз'єданого осередку деформації при радіально-зворотному видавлюванні [1.78]:

$$\bar{p}_k = \bar{p}_2(1 - \lambda) + \bar{p}_1 \frac{R}{r} \lambda - G \frac{R}{r} \lambda,$$

$$\text{де } \bar{p}_1 = 1 + 0,25 R \frac{1 + 2\mu}{h} + \mu \frac{l_k}{h} + \mu \frac{H_k}{R}, \quad \bar{p}_2 = \frac{R}{r} \sqrt{\frac{2r}{s}} + \mu \frac{h_0 + l_0}{s} + \mu \frac{l_0}{r},$$

$$G = \mu \frac{h_0 + l_0}{R}, \quad \lambda = \frac{\bar{p}_2}{\bar{p}_2 + G + \bar{p}_1}.$$

Наявність декількох ступенів свободи течії металу при комбінованому видавлюванні (в тому числі через похилі прямолінійні і криволінійні границі розділу течії металу) вимагає модернізації вже відомих модулів. При цьому бажано отримувати кінематично можливі поля швидкостей, що відповідають даним вимогам, але не призводять до суттєвого ускладнення математичного апарату в наступних обчисленнях [1.80 – 1.83]. Для розширення меж використання радіально-зворотного видавлювання для отримання деталей типу «стакан з фланцем» надано рекомендації щодо вибору схеми розбивки осередку деформації з використанням того чи іншого поля швидкостей в залежності від геометричних характеристик процесу (рис. 1.38).

Для процесу комбінованого радіально-зворотного деформування на основі методу верхньої оцінки встановлені розрахункові залежності для визначення силового режиму видавлювання, що дозволяють прогнозувати збільшення розмірів по ходу процесу в залежності від геометричних параметрів деталі [1.84 – 1.86]:

$$\Delta R_{\phi} = \frac{\lambda \Delta H (R_m - R_o)}{H_{\phi}};$$

$$\Delta H_{cm} = \Delta H (1 - \lambda) \frac{R_m - R_o}{R_o}.$$

На сьогоднішній день, існує безліч теоретичних рішень для різноманітних схем поздовжнього, поперечного та комбінованого видавлювання. Однак вони не в повній мірі розкривають можливості процесів, зокрема радіально-поздовжнього деформування.

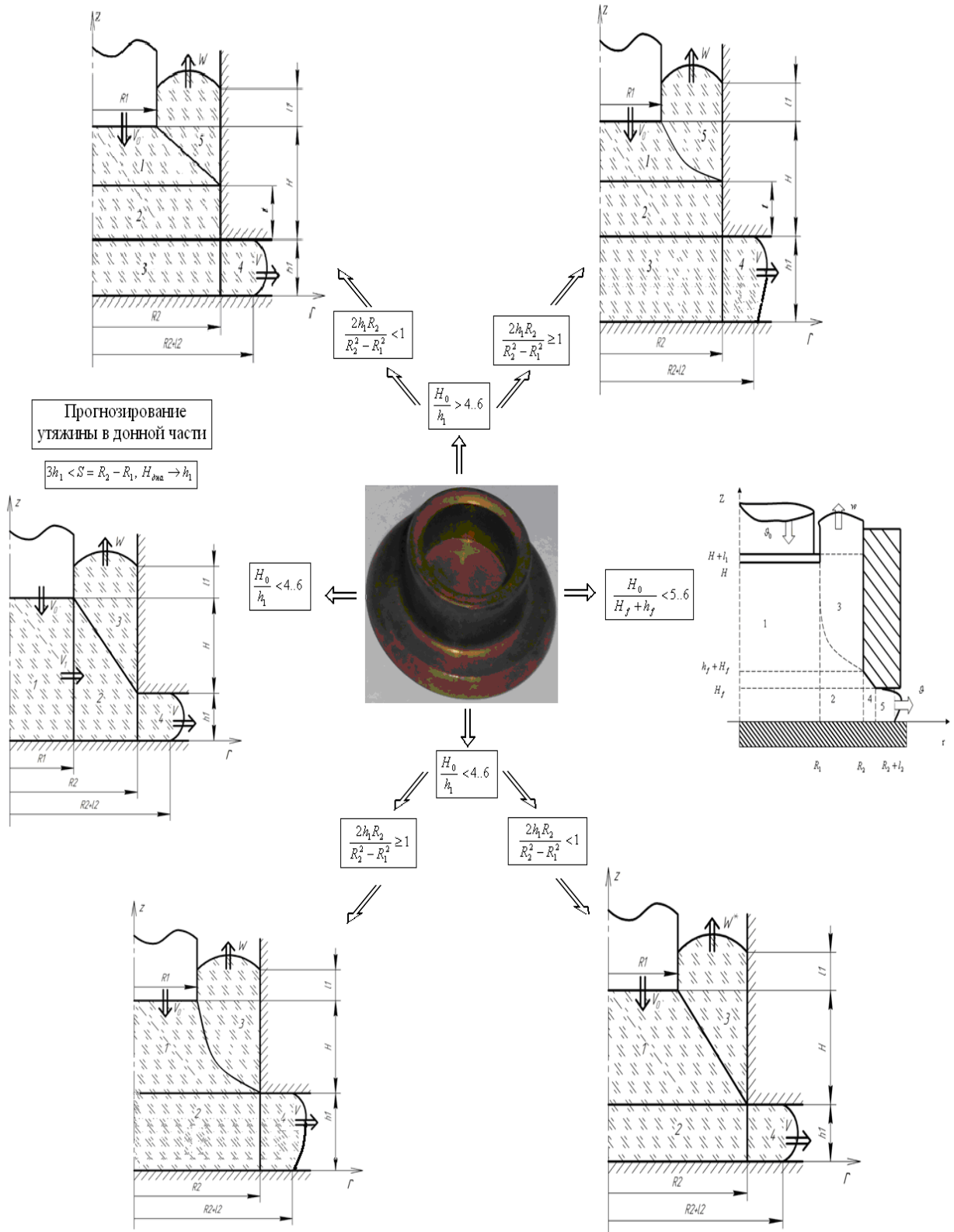


Рисунок 1.38 – База розрахункових схем процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання деталі типу «стакан з фланцем»

Висновки до розділу

На підставі проведеного аналізу стану і шляхів розвитку процесів об'ємного штампування можна зробити наступні висновки:

1. Процеси точної об'ємного штампування відносяться до числа технологій, що безперервно удосконалюються та розвиваються. Освоєння деформування нових видів виробів і матеріалів, забезпечення більшої економічності і точності, підвищення стабільності технології і якості штампованих заготовок неминуче призводить до розширення номенклатури виробів, що випускаються. Отримання деталей складної форми (вісесиметричних деталей типу стрижень з фланцем) доцільно виготовляти холодним видавлюванням, в тому числі способами комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання.

2. Аналіз процесів об'ємного штампування проводять аналітичними, експериментально-аналітичними, чисельними і фізичними методами моделювання. Різні варіації енергетичного методу дозволяють оцінити енергосилових режим, а також особливості поетапного формоутворення заготовки в процесі деформування. Але в літературі відомо обмежена кількість математичних моделей, які досліджують процеси комбінованого видавлювання.

3. Актуальними є вирішення таких завдань, як отримання нових і уточнення відомих розрахункових залежностей для визначення силових параметрів, поетапного формозміни заготовки з урахуванням кінематичної схеми видавлювання, форми осередку деформації, а також співвідношення геометричних параметрів процесу, що впливають на вибір відповідної розрахункової схеми процесу. Важливим фактором є також розвиток методів оцінки деформівності металу при холодному видавлюванні фланців.

5. Відсутність рекомендацій щодо оцінки технологічних режимів і можливостей процесу холодного деформування обмежують застосування способів комбінованого холодного видавлювання в промисловості.

6. Відсутні практичні рекомендації з проектування технологічного процесу комбінованого радіально-прямого та радіально-зворотного видавлювання і ефективної штампового оснащення для реалізації процесів.

Спираючись на загальні тенденції розвитку, а також досягнутий на даний момент рівень освоєння процесів об'ємного штампування і перспективи виготовлення деталей типу стрижень с фланцем методом холодного видавлювання сформульовані мета і завдання досліджень, викладені у вступі дисертації.

Список використаних джерел до розділу

- 1.1. Ковка и штамповка. В 4 т. Т. 3. Холодная объемная штамповка / Е. И. Семенов [и др.]. – М. : Машиностроение, 1987. – 384 с.
- 1.2. Кузнецу-штамповщику : справочное пособие / Л. Н. Соколов [и др.]. – Донецк : Донбасс, 1986. – 144 с.
- 1.3. Холодная объемная штамповка : справочник / Г. А. Навроцкий [и др.]. – М. : Машиностроение, 1973. – 496 с.
- 1.4. Холодная и полугорячая штамповка на прессах : методические рекомендации / В. А. Головин, В. А. Евстратов, Л. И. Рудман [и др.]. – М. : НИИМАШ, 1981. – 73 с.
- 1.5. Евстратов В. А. Основы технологии выдавливания и конструирования штампов / В. А. Евстратов. – Харьков : Вища шк. Изд-во при Харьк. ун-те, 1987. – 144 с.
- 1.6. Евстратов В. А. Теория обработки металлов давлением / В. А. Евстратов. – Харьков : Вища школа, 1981. – 248 с.
- 1.7. Данченко В. М. Теорія процесів обробки металів тиском / В. М. Данченко, В. О. Гринкевич, О. М. Головки. – Дніпропетровськ : Пороги, 2008. – 370 с.
- 1.8. 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.
- 1.9. Игнатенко В. Н. Совершенствование технологии комбинированного выдавливания полых деталей с фланцем с учетом изменения механических свойств: автореф. дис. ... канд. тех. наук: 28.04.09 / Виталий Николаевич Игнатенко, Московский Государственный Технический Университет «МАМИ». – М, 2009. – 20 с.
- 1.10. Головин В. А. Технология холодной штамповки выдавливанием / В. А. Головин, А. Н. Митькин, А. Г. Резников. – М. : Машиностроение, 1970. – 152 с.

- 1.11. Хван Д. В. Повышение эффективности в обработке давлением / Д. В. Хван. – Воронеж: Изд – во Воронежского университета, 1995. – С. 224.
- 1.12. Алиева Л. И. Перспективы развития процессов точной объемной штамповки / Л. И. Алиева, Я. Г. Жбанков // Вісник ДДМА : збірник наукових праць. – Краматорськ : ДДМА, 2008. – № 1 (11). – С. 13–19.
- 1.13. 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.
- 1.14. 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.
- 1.15. Головин В. А. Технология холодной штамповки выдавливанием / В. А. Головин, А. Н. Митькин, А. Г. Резников. – М. : Машиностроение, 1970. – 152 с.
- 1.16. Богоявленский К. Н. Экономические методы формообразования деталей / К. Н. Богоявленский, В. В. Рис. – Л. : Ленинград, 1984. – 144 с.
- 1.17. Артес А. Э. Холодная объемная штамповка в мелкосерийном и серийном производстве. – М. : НИИмаш, 1982. – 58 с.
- 1.18. Малоотходная, ресурсосберегающая технология штамповки / [под ред. В. А. Андрейченко]. – Кишинев : UNIVERSITAS, 1993. – 238 с.
- 1.19. Umformund Zerteiltechnik / Manuskript. Herausgeber: Prof. R.Neugebauer / Chemnitz: Fraunhofer-institut IWU. 2005. – 632 s.
- 1.20. Kudo H. Cold forging of hollow cylindrical components having an intermediate flange - Ubet analysis and experiment/ H. Kudo, B. Avitzur, T. Yoshiki // CIRP Annalen. - 1980. - № 1. - P. 129-133.
- 1.21. Сосенушкин Е.Н. Формализация процесса принятия технологических решений/ Е.Н. Сосенушкин, К.И. Васильев // Кузнечно-штамповочное производство. - 1993. - №4. - С. 6-9.

1.22. Джонсон В. Механика процессов выдавливания металла / В. Джонсон, Х. Кудо - М.: Металлургия, 1966. - 317 с.

1.23. Теорияковки и штамповки / Е.П. Унксов, У. Джонсон, В.Л. Колмогоров и др. / Под ред. Е.П. Унксова, А.Г. Овчинникова. - М.: Машиностроение, 1999. - 598 с.

1.24. Овчинников А.Г. Основы теории штамповки выдавливанием на прессах. - М.: Машиностроение, 1983. - 200 с.

1.25. Шофман Л.А. Теория и расчеты процессов холодной штамповки. - М.: Машиностроение, 1964. - 375 с.

1.26. Алиева Л. И. Процессы комбинированного деформирования и выдавливания // Обработка материалов давлением. Краматорск: ДГМА, – 2016. – № 1 (42). – С. 100-108.

1.27. 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.

1.28. 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 : сборник научных трудов. – Краматорск : ДГМА, 2010. – № 3 (24). – С. 86–91.

1.29. 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.

1.30. 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.

1.31. Lange K. Cold forging today and tomorrow // 7–th International Congress Cold Forging. – Birmingham, 1985. – P. 3.

- 1.32. Колмогоров В.Л. Механика обработки металлов давлением. - М.: Металлургия, 1986. - 688 с.
- 1.33. Алюшин Ю.А. Энергетические основы механики. Учеб. пособие для вузов. – М.: Машиностроение, 1999. – 192 с.
- 1.34. 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.
- 1.35. 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.
- 1.36. Аксенов Л.Б. Системное проектирование процессов штамповки. - Л.: Машиностроение, 1990. - 240 с.
- 1.37. Алиев И. С. Методы поиска новых технологических способов точной объемной штамповки выдавливанием / И. С. Алиев // Тезисы докл. междунаро. научн.-техн. конф. «Новые технологические и организационные структуры». 22–25.12.1994. – Винница, 1994. – С. 98–99.
- 1.38. Алиев И. С. Технологические процессы холодного поперечного выдавливания / И. С. Алиев // Кузнечно-штамповочное производство, 1988. – № 6. – С. 1–4.
- 1.39. 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.
- 1.40. 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.
- 1.41. Гридасов В. М. Анализ появления дефектов в процессе комбинированного выдавливания / В. М. Гридасов // Совершенствование

процессов и оборудования ОМД: межвуз. темат. сб. науч. тр. – Краматорск : ДГМА. 1998.– Вып. 4. – С. 338–341.

1.42. Бовтало Я. Н. Прогнозирование возникновения дефекта – утяжины металла при комбинированном прямом, радиальном и обратном выдавливании детали типа «втулка с фланцем» / Я. Н. Бовтало // Известия ТулГУ. Технические науки. – 2010. – № 4–2. – С. 64–68.

1.43. 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.

1.44. 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.

1.45. Оптимизация технологических процессов и конструкций штампов для холодного и полугорячего выдавливания / В.А. Евстратов, О.М. Иванов, В.И. Кузьменко и др. М.:ВНИИТЭМР, 1989. 184 с.

1.46. Алиев И. С. Поиск и классификация новых технологических способов выдавливания / И. С. Алиев // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском в машинобудуванні і металургії. Зб. наук. пр. : – Краматорськ – Слов'янськ, 2000. – С. 207–213.

1.47. 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.

1.48. Пасько А. Н. Холодная объемная штамповка осесимметричных заготовок : монография / А. Н. Пасько // Тула: Изд-во ТулГУ, 2004. – 252 с.

1.49. Зенкевич О. Метод конечных элементов в технике / О. Зенкевич – М. : Мир, 1975. – 541 с.

1.50. Иванов К. М. Метод конечных элементов в технологических задачах : учебн. пособие / К. М. Иванов, В. С. Шевченко, Э. Е. Юргенсон. – СПб. : Изд-во ПИМаш, 2000. – 224 с.

1.51. 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.

1.52. Степанский Л. Г. Об опытной проверке результатов компьютерного моделирования процессов пластического деформирования / Л. Г. Степанский // *Кузнечно-штамповочное производство*, 2001. – № 6. – С. 36–40.

1.53. Milenin A. Podstawy metody elementow skonczoneynch / A. Milenin. – Krakow : AGH, 2010. – 172 s.

1.54. 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.

1.55. Визначення зусилля прямого холодного видавлювання з роздачею прямокутних профілів / В. Л. Калюжний, О. В. Калюжний, В. М. Горноста́й, І. Я. Крижанівська // *Обработка материалов давлением : сб. науч. тр.* – Краматорск: ДГМА, 2009. – № 1 (20). – С. 67–75.

1.56. Investigation into cold extrusion of aluminum billets using three-dimensional finite element method / Dyi-Cheng Chen*, Sheng-Kai Syu, Cing-Hong Wu, Sin-Kai Lin // *Journal of Materials Processing Technology* 192–193. – 2007.– p. 188–193.

1.57. Combined upper bound and slab method, finite element and experimental study of optimal die profile in extrusion / M. Bakhshi-Jooybari, M. Saboori, M. Noorani-Azad, S.J. Hosseini-pour // *Materials and Design* 28. – 2007. – p. 1812–1818.

1.58. Gouveia B.P.P.A. Steady-state finite-element analysis of cold forward extrusion / B.P.P.A. Gouveia, J.M.C. Rodrigues, P.A.F. Martins // *Journal of Materials Processing Technology* 73. – 1998. – p. 281 – 288.

1.59. Gouveia B.P.P.A. Finite element modelling of cold forward extrusion using updated Lagrangian and combined Eulerian – Lagrangian formulations / B.P.P.A. Gouveia, J.M.C. Rodrigues, P.A.F. Martins // *Journal of Materials Processing Technology* 80 – 81. – 1998. – p. 647 – 652.

1.60. Cold extrusion deformation behavior of medium carbon steel after quenching and tempering / HU Cheng-liang, ZHAO Zhen, YIN Guan-ren, YUAN Zhao-feng, XU Xiang-long // *Trans. Nonferrous Met. Soc. China* 19. – 2009. – p. 552 – 557.

1.61. Lin S.Y. Predictions of the minimum relative depth of die cavity and the minimum amount of preforming in the radial extrusion of tubular components / S.Y. Lin, F.C. Lin // *Computers and Structures* 84. – 2006. – p. 503–513.

1.62. Алиева Л. И. Анализ заполнения полости штампа в процессе радиального выдавливания / Л. И. Алиева, П. Абхари, Е. Н. Бондарева // *Вісник Національного технічного університету України «КПІ» :зб. наук. пр.* – Київ: НТУ «КПІ», 2011.– С. 284–285.

1.63. Алиева Л. И. Прогнозирование незаполнения полости штампа в процессе радиального выдавливания / Л. И. Алиева. П. Абхари, Я. Г. Жбанков // *Вестник ДГМА.* — 2009. — № 1(4Е). — С. 8—14.

1.64. Beong Du Ko. The influence of die geometry on the radial extrusion processes / Beong Du Ko, Dong Joon Kim, Soo Hyung Lee, Boeng Bok Hwang // *Journal of Materials Processing Technology* 113. – 2001. – p. 109 – 114.

1.65. Thorben Schiemann. Influence of process chain on fold formation during flange upsetting of tubular cold forged parts / Thorben Schiemann, Mathias Liewald, Claudius Beiermeister, Michael Till // *Procedia Engineering* 81. – 2014. – p. 352 – 357.

1.66. Ebrahimi R. An analytical approach for radial-forward extrusion process / R. Ebrahimi, M. Reihanian, M.M. Moshksar // *Materials and Design* 29. – 2008. – p. 1694–1700.

1.67. Farhoumand A. Analysis of forward–backward-radial extrusion process / A. Farhoumand, R. Ebrahimi // *Materials and Design* 30. – 2009. – p. 2152–2157.

1.68. Левченко В.Н. Исследование процесса комбинированного выдавливания / В. Н. Левченко, И. В. Галась // *Вісник НТУ «ХП»*. 2014. № 5 (1048). – С. 40-50.

1.69. Холодная пластическая деформация в процессах обработки металлов давлением / Е. И. Разуваев, Д. В. Капитаненко; С. В. Выдумкина; Н. А. Якушева // *КШП. ОМД*. 2016, № 3. - С. 19-25.

1.70. Катрич Ю. П. Комбинированное выдавливание сдвигом / Ю. П. Катрич, А. Н. Петров, П. А. Петров // *Обработка материалов давлением*, 2010, № 1 (22). - С. 148-154.

1.71. 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.

1.72. The forming characteristics of radial-forward extrusion / Y.S. Lee, S.K. Hwang, Y.S. Chang, B.B. Hwang // *Journal of Materials Processing Technology* 113. – 2001. – p. 136 – 140.

1.73. Алиева Л. И. Способы снижения сил деформирования при холодном выдавливании / Л. И. Алиева, О. В. Чучин, П. В. Гнездилов // *Вісник Національного технічного університету «ХП»*: зб. наук. пр. – Харків: НТУ «ХП», 2016. – № 1 (56). – С. 18–25.

1.74. Данилин Г.А. Технологические возможности продольно-поперечного выдавливания для изготовления полых деталей / Г.А. Данилин, Д.С. Филин, С.Г. Волжин // *Известия ТулГУ. Технические науки*. 2014. Вып. 10. Ч. 2. - С. 48–53.

1.75. Hu Yamin. 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.

1.76. Cold forming of hollow cylindrical components having an intermediate flange – used analysis and experiment / H. Kudo, B. Avitzur, T. Yoshikai, J. Luksza, M. Moriyasu, S. Ito // Annals of the CIRP. – Vol. 29/1. – p. 129 – 133.

1.77. Анализ стационарной стадии комбинированного выдавливания ступенчатых труб / А. К. Евдокимов, Е. В. Юдахин, С. Г. Алексина, Н. С. Бурова // Исследования в области пластичности и обработки металлов давлением : сб. науч. трудов. – Тула : ТПИ, 1986. – С. 77–82.

1.78. Алиев И. С. Обобщение и разработка ресурсосберегающих технологических процессов выдавливания : дис. ... д-ра техн. наук : 05.03.05 – процессы и машины обработки давлением / Алиев Ибрагимович Серажутдинович. – Краматорск : ДГМА, 1995. – 646 с.

1.79. Степанский Л. Г. Об опытной проверке результатов компьютерного моделирования процессов пластического деформирования / Л. Г. Степанский // КШП – ОМД. – 2001. – № 6. – С. 36–40.

1.80. . Алиев И. С. Энергетический метод решения технологических задач выдавливания с несколькими степенями свободы течения / И. С. Алиев, Н. С. Грудкина, И. Г. Савчинский // Розвиток методів розрахунку, удосконалення технологій та обладнання процесів обробки металів тиском : матеріали науково-практичної конференції, присвяченої пам'яті В. Ф. Потапкина. – Краматорськ : ДДМА, 2007. – С. 63.

1.81. Алиев И. С. Моделирование заключительной стадии радиального выдавливания / И. С. Алиев, Н. С. Грудкина, С. В. Мартынов // Прогрессивные методы и технологическое оснащение процессов обработки металлов давлением : материалы международной научно-технической конференции. – СПб. : Балт. гос. техн. ун-т, 2009. – С. 41–45. – ISBN 978–5–85546–474–0.

1.82. Алиев И. С. Определение сил раскрытия оправки при радиальном выдавливании внутренних фланцев / И. С. Алиев, Н. С. Грудкина, С. В. Мартынов // Обработка материалов давлением : сб. науч. тр. – Краматорск : ДГМА, 2009. – № 1 (20). – С. 30–35.

1.83. Алиева Л. И. Моделирование процесса комбинированного радиально-обратного выдавливания деталей типа «стакан с фланцем» / Л. И. Алиева, Н. С. Грудкина // Вісник Національного технічного університету «ХПІ» : зб. наук. пр. – Харків : НТУ «ХПІ», 2012. – № 47 (953). – С. 3–9. – ISSN 2079–5459.

1.84. Алиев И.С. Моделирование процессов комбинированного выдавливания/ И.С. Алиев, Е.М. Солодун, К. Крюгер // Механика деформированного твердого тела и обработка металлов давлением. Сборник научных трудов. - Тульский гос. унив-т. Тула, 2000, С.21-27.

1.85. Солодун Е.М. Анализ формоизменения при выдавливании сложнопрофилированных деталей / Е.М. Солодун, О.В. Чучин, Н.Н. Павлова // Сборник научных статей. – Краматорск:ДГМА. 1998. – С. 342-345.

1.86. Моделирование процессов комбинированного выдавливания / И.С. Алиев, Е.М. Солодун, А.А. Носаков, К. Крюгер // Nowe technologie i osiagniecia w metalurgie i inzynierii materialowej. II Miedzynarodowa sesja naukowa – Czestochowa: Wydawnictwo Wydzialu Metalurgii i Inzynierii Materialowej Politechniki Czestochowskiej. - 2001. – S.195-200.

РОЗДІЛ 2

ВИБІР НАПРЯМКІВ І МЕТОДІВ ДОСЛІДЖЕННЯ

2.1 Вибір напрямків досліджень

Серед перспективних процесів заготівельного виробництва чільне місце займає технологія холодного об'ємного штампування видавлюванням [2.1 – 2.4].

Прискорення і здешевлення технологічної підготовки виробництва і освоєння нових технологій залежить від вирішення різних організаційно-економічних питань, проблем екології, використання групових методів виробництва, створення спеціалізованих виробництв, лабораторій та інженерних центрів по випуску точних заготовок [2.1 – 2.10].

На даному етапі у виробництві широко поширені деталі, які поєднують в собі кілька елементів, таких як фланець і стрижень (рис. 2.1). В умовах сучасної конкуренції при отриманні таких деталей і заготовок для них раціонально застосовувати способи комбінованого радіально-прямого і радіально-зворотного видавлювання.

Типові представники (рис. 2.2) стрижневих деталей з фланцем містять три основні частини: фланець з найбільшим діаметром D_1 і товщиною h , корпус деталі із середнім діаметром $D_0(2R_0)$ і висотою H і осьовий відросток з діаметром $d(2R)$ і довжиною l . Корпус і відросток можуть бути розташовані як з одного боку від фланця, так і з розміщенням фланця між ними. Корпус також може бути розміщений з обох боків від фланця, тобто розділений фланцем на дві частини. У найбільш простому випадку виродження корпусу і його злиття з фланцем, ми отримаємо деталь типу клапана або гвинта.



Рисунок 2.1 – Типові деталі складної конфігурації з фланцем і стрижнем

На рис. 2.3 представлені способи штампування стрижневих порожнистих і суцільних деталей з фланцем і одночасно основні види таких деталей. Схеми групи А об'єднують способи деформування з переважним прямим видавлюванням осьового стрижня, а група Б об'єднує схеми з радіально-зворотним видавлюванням деталі. Під номером 1 виділені традиційні способи деформування, такі як пряме видавлювання з подальшою висадкою деталі типу клапана на окремій позиції (А1) і висадка, поєднана з поздовжнім видавлюванням (Б1). Останній випадок отримання деталі з подовженим корпусом, протягом якого передбачений стрижень невеликої довжини ($l/d \leq 1.5$) представляють найбільшу складність у виготовленні, обумовлену великою протяжністю поверхні тертя в зоні корпусу (і відповідно витратами на сили тертя) і перешкодою з боку фланцевої зони (яка формується висадкою) течією металу в поздовжньому напрямку для формування осьового стрижня.

При цьому способи радіально-прямого видавлювання (А2–А4) доцільно застосовувати при роз'єднаному розташуванні корпусу і стрижня, а способи радіально-зворотного видавлювання (Б2–Б4) – при односторонньому розташуванні корпусу і стрижня щодо фланця [2.11].

2.2 Методика теоретичних досліджень

Для вирішення завдань з дослідження процесів штампування використовують аналітичні, експериментальні та експериментально-аналітичні методи [2.12 – 2.26].

Аналіз теоретичних методів розрахунку процесів штампування [2.14, 2.15, 2.18 – 2.20, 2.27 – 2.32] дозволив вибрати для застосування в даній роботі енергетичний метод для отримання інженерних формул розрахунку процесу комбінованого видавлювання, і метод скінчених елементів для аналізу НДС, формозміни, оцінки ресурсу пластичності і силового режиму з використанням математичного апарату методу планування експерименту.

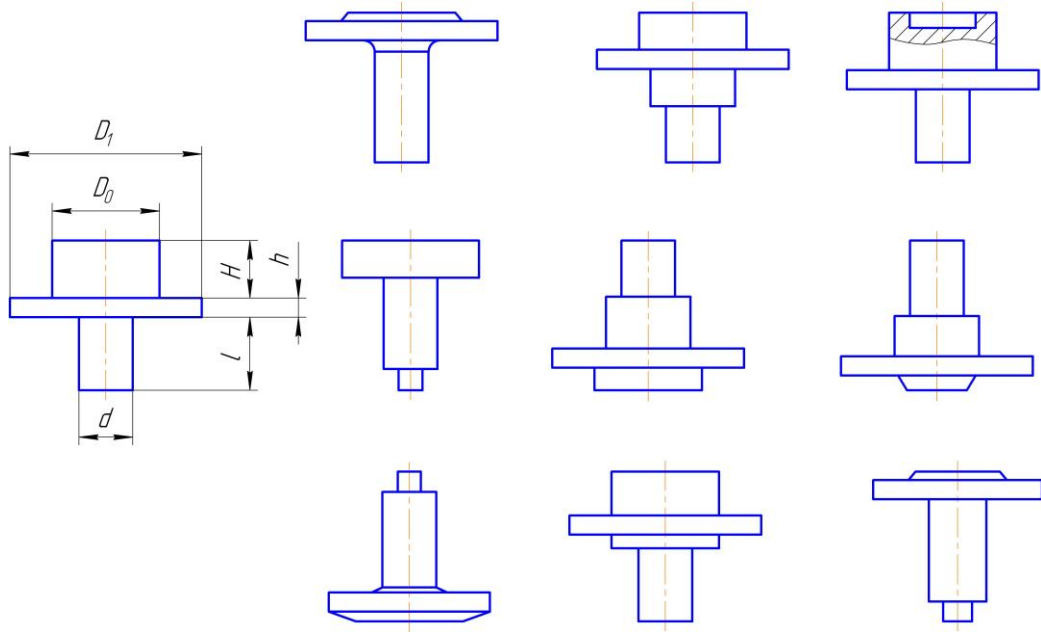


Рисунок 2.2 – Типові конфігурації деталей з фланцем і стрижнем

	А	Б
1		
2		
3		

Рисунок 2.3 – Схеми радіально-поздовжнього видавлювання для отримання фланця і стрижня за один технологічний перехід

З експериментально-аналітичних методів для визначення НДС та аналізу процесу течії металу був обраний метод ділільних координатних сіток [2.33].

2.2.1 Енергетичний метод

Одним з ефективних методів вирішення задач пластичного деформування є енергетичний метод (ЕМ) [2.23, 2.34 – 2.36].

Перевагою енергетичних методів балансу потужностей слід вважати наочність, гнучкість, оперативність, можливість ефективного застосування ЕОМ для вибору відповідних функцій і змінних параметрів, що описують кінематику течії. Особливістю методу є те, що він дозволяє використовувати і досвідчені дані для уточнення граничних умов, кінематичних полів швидкостей, розмірів і форми зон інтенсивної деформації [2.37 – 2.39].

Згідно енергетичного методу в заготовці, яка деформується, виділяють ряд пластичних зон – кінематичних 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.

Допущення, характерні для енергетичного методу:

- а) матеріал, що не зміцнюється, не стискається, пружними деформаціями нехтують;
- б) матеріал ізотропний;
- в) швидкість руху інструменту постійна;
- г) напруження тертя на контакті постійні і задані наперед (за законом Зібеля).

Умови та обмеження, характерні для методу:

- а) умова нестисненості (умова сталості об'ємів);
- б) кінематичні граничні умови;

в) умова суцільності матеріалу – умова нерозривності нормальних компонент швидкості течії.

Метод розв'язання задачі енергетичним методом полягає в поділі заготовки, що деформується, на кілька зон простої форми і визначенні всіх потужностей, що витрачаються на деформування заготовки [2.22, 2.40, 2.41]. Рівняння балансу потужностей виглядає наступним чином:

$$N_a = N_d + N_c + N_t, \quad (2.1)$$

де N_a, N_d, N_c, N_t – потужності активних, деформуючих сил і сил зрізу та тертя.

Потужність деформуючих сил:

$$N_d = \iiint_{V_\partial} \sigma_s \dot{\varepsilon}_i dV_\partial \quad (2.2)$$

де σ_s – напруження текучості, МПа;

$\dot{\varepsilon}_i$ – інтенсивність швидкостей деформації;

V_∂ – об'єм деформування;

dV_∂ – нескінченно малий об'єм деформування.

Інтенсивність швидкостей деформації:

$$\dot{\varepsilon}_i = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \sqrt{(\varepsilon_z - \varepsilon_r)^2 + (\varepsilon_r - \varepsilon_\theta)^2 + (\varepsilon_\theta - \varepsilon_z)^2 + \frac{3}{2} \gamma_{rz}}, \quad (2.3)$$

$$\dot{\varepsilon}_i = \beta \cdot |\varepsilon_{\max}|$$

де $\varepsilon_z = \frac{dV_z}{dz}$, $\varepsilon_r = \frac{dV_r}{dr}$, $\varepsilon_\theta = \frac{V_r}{r}$, $\gamma_{rz} = \frac{dV_r}{dz} + \frac{dV_z}{dr}$ – відносні лінійні і

кутові швидкості деформації;

β – параметр Лоде - Надаї, $\beta = 1 \dots 1,155$.

При цьому повинна виконуватися умова нестисненості матеріалу:

$$\dot{\varepsilon}_z + \dot{\varepsilon}_r + \dot{\varepsilon}_\theta = 0 . \quad (2.4)$$

Підінтегральний вираз може вийти досить складним для інтегрування, тому рекомендують інтенсивність швидкостей деформацій лінеаризувати [2.38]:

$$\dot{\varepsilon}_i = 1.08 \cdot \left| \varepsilon_{\max} \right| . \quad (2.5)$$

Потужність сил зрізу:

$$N_c = \iint_{F_c} \tau_c V_c d f_c \quad (2.6)$$

де $\tau_c = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}}$ – напруження зрізу, МПа;

V_c – відносна швидкість зрізу двох сусідніх зон;

F_c – поверхня зрізу, мм²;

$d f_c$ – нескінченно мала площадка зрізу.

Потужність сил тертя:

$$N_t = \iint_{F_k} \tau_k V_k d f_k , \quad (2.7)$$

де $\tau_k = \frac{2\sigma_s}{\sqrt{3}} \mu_s$ – контактне напруження, МПа;

V_k – відносна швидкість руху заготовки та інструменту;

F_k – поверхня контакту заготовки та інструменту;

$d f_k$ – нескінченно мала площадка контакту.

Прирівнявши активну потужність сумі потужностей деформування, тертя і зрізу, отримаємо значення тиску p :

$$p = \frac{\sum (N_{di} + N_{ci} + N_{ti})}{FV_0}. \quad (2.8)$$

Для простоти розрахунків приведемо тиск до безрозмірної величини:

$$\bar{p} = \frac{p}{\sigma_s}. \quad (2.9)$$

Приведений тиск є універсальною величиною, що дозволяє для певної схеми деформації для різних матеріалів розрахувати величину зусилля деформування:

$$P = \bar{p} \cdot \sigma_s \cdot F, \quad (2.10)$$

де F – площа контакту деформуючого інструменту.

2.2.2 Метод скінчених елементів

Одним з методів, який широко використовується, є метод скінчених елементів, який використовується в пакеті програми QForm. Суть методу полягає в наступному. Чисельна модель процесу деформування, застосована в QForm 2D / 3D, заснована на теорії течії [2.29, 2.42 – 2.45].

Матеріал заготовки розглядається як тіло, яке не стискається, та є жорсткопластичним. Пружні деформації не розглядаються через їх мале значення у порівнянні з пластичною деформацією заготовки.

Інструмент розглядається як абсолютно тверде тіло при розрахунку формозміни заготовки. У QForm використовується квадратична кінцево-

елементна апроксимація для поверхонь. Такий підхід дозволяє перебудувувати сітку без «підрізання» заготовки і підтримувати постійний об'єм заготовки. Програма генерує скінчено-елементну сітку повністю автоматично. Адаптивний алгоритм забезпечує оптимальний розподіл щільності скінчено-елементної сітки.

МСЕ отримав свій розвиток стосовно до дослідження напружено-деформованого стану металу в пластичному стані лише в останні роки [2.29]. Сутність його полягає в наступному: система рівнянь рівноваги, умови пластичності і граничних умов на поверхні деформованого об'єкта замінюється еквівалентним їй виразом принципу можливих переміщень для збільшення напруженого стану. Останній вираз в інтегральній формі пов'язує компоненти вектора можливих переміщень з компонентами тензора деформацій і рівнянням Коші.

Здеформована область металу розбивається на елементи. У середині кожного елемента компоненти тензора деформацій апроксимуються функціями відносно координат, після чого визначаються значення компонентів тензора деформацій в вузлових точках. Далі подвійний інтеграл в виразі збільшення напруженого стану замінюється сумою інтегралів за елементами. Обчислення суми подвійних інтегралів з урахуванням граничних умов для кожного елемента, навіть для крайніх значень контактних дотичних напружень, настільки трудомістким, що потрібне застосування ЕОМ. Зрозуміло, цьому має передувати розробка відповідного алгоритму, трудомісткість якої відносно велика.

Таким чином, можуть бути обчислені напруження в кожній точці деформованого об'єкта. Перехід від напруження до деформацій може здійснюватися за деформаційною теорією, а при ступінчатому деформуванні та обчисленні швидкостей деформацій – на підставі теорії течії.

Моделювання методом скінчених елементів досягло такого високого рівня, що дає можливість отримати достатні і точні відповіді на багато

питань, що виникають в практиці виробництва. Це дозволяє підтримувати розробки, створені в повсякденній діяльності підприємства, і вести технологічний процес більш ефективними способами.

2.2.3 Планування експерименту

Помітне підвищення ефективності досліджень і інженерних розробок досягається використанням математичних методів планування експериментів. Використання математико-статистичних методів при постановці завдань, в процесі обробки отриманих даних істотно скорочує терміни розв'язання, знижує витрати на дослідження і підвищує якість отриманих результатів [2.46 – 2.48].

В якості незалежних змінних вибираються досліджувані параметри процесів ОМТ. Локальна область визначення факторів встановлюється з апіорних міркувань. Кожен із чинників варіюється на двох рівнях. Інтервали варіювання факторів і їх значення в натуральному масштабі на основному, верхньому і нижньому рівнях вказуються в таблиці рівнів факторів (табл. 2.1).

Кодовані значення факторів (x_i) пов'язані з натуральними (X_i) співвідношеннями:

$$x_i = \frac{X_i - X_{i_0}}{\Delta X_i} \quad (2.11)$$

Таблиця 2.1 – Рівні факторів

Фактори	X_1	X_2	X_3
Основний рівень (X_{i_0})	X_{1_0}	X_{2_0}	X_{3_0}
Інтервал варіювання (ΔX_i)	ΔX_1	ΔX_2	ΔX_3
Верхній рівень ($x_i = 1$)	$X_{1_0} + \Delta X_1$	$X_{2_0} + \Delta X_2$	$X_{3_0} + \Delta X_3$
Нижній рівень ($x_i = -1$)	$X_{1_0} - \Delta X_1$	$X_{2_0} - \Delta X_2$	$X_{3_0} - \Delta X_3$

Матриця планування для даного завдання наведена в додатку В.

Етапи розрахунку:

1. Розрахунок дисперсії дослідів. Для кожного дослідів за формулою (2.12) розраховується дисперсія за рядками.

$$S_{y_u}^2 = \frac{\sum_{g=1}^{n_u} (y_{u_g} - \bar{y}_u)^2}{f_u}, \quad (2.12)$$

де y_{u_g} – результат g -го повторення u -го дослідів;

\bar{y}_u – середнє арифметичне значення всіх n_u дублей u -го дослідів;

$f_u = n_u - 1$ – число ступеней свободи при визначенні u -ї дисперсії

за рядками $S_{y_u}^2$.

Для перевірки однорідності ряду за формулою (2.13) розраховується величина критерію Кохрена [2.48]:

$$G^{расч} = \frac{S_{y_u}^2 \max}{\sum_{u=1}^N S_{y_u}^2}, \quad (2.13)$$

де $G^{расч} < G^{табл}$ – умова неоднорідності ряду дисперсій.

2. Розрахунок коефіцієнтів регресії. В даному випадку модель будується за такою залежністю:

$$y = b_0 + \sum_{1 \leq i \leq 4} b_i \cdot x_i + \sum_{1 \leq i < j \leq 4} b_{ij} \cdot x_i \cdot x_j + \sum_{1 \leq i < j < l \leq 4} b_{ijl} \cdot x_i \cdot x_j \cdot x_l + b_{1234} \cdot x_1 \cdot x_2 \cdot x_3 \cdot x_4. \quad (2.14)$$

Для розрахунків коефіцієнтів b використовується розширена матриця планування (див. додаток В) і результати дослідів (середнє з трьох). Коефіцієнти розраховуються за формулою (2.15).

$$b_i = \frac{\sum_{u=1}^N x_{i_u} \cdot y_u}{N}. \quad (2.15)$$

3. Перевірка статистичної значущості коефіцієнтів. За формулою (2.16) визначається дисперсія оцінок коефіцієнтів.

$$S_{b_i}^2 = \frac{S_y^2}{n \cdot N}. \quad (2.16)$$

Далі за формулою (2.17) визначається довірчий інтервал коефіцієнтів регресії.

$$\Delta_{b_i} = t_{\alpha, f_1} \cdot S_{b_i}. \quad (2.17)$$

Коефіцієнти, абсолютна величина яких дорівнює довірчому інтервалу або більше його, слід визнати статистично значущими. Статистично незначущі коефіцієнти з моделі можна виключити.

4. Перевірка адекватності моделі. За формулою (2.18) визначається дисперсія неадекватності.

$$SS_{неад} = n \cdot \sum_{u=1}^N (y_{u \text{ расч}} - \bar{y}_{u \text{ эксп}})^2. \quad (2.18)$$

Гіпотеза про адекватність моделі визначається за критерієм Фішера [117]:

$$F_{f_2, f_1}^{расч} = \frac{S_{неад}^2}{S_y^2}, \quad (2.19)$$

де $F_{f_2, f_1}^{расч} < F^{табл}$ – гіпотеза про адекватність моделі не відкидається

.

Для планів типу B_k коефіцієнти регресійного рівняння можна визначити за наступними формулами:

$$b_0 = C_1 \sum_{u=1}^N y_u - C_2 \sum_{i=1}^k \sum_{u=1}^N x_{iu}^2 y_u \quad (2.20)$$

$$b_i = C_3 \sum_{u=1}^N x_{iu} y_u \quad (2.21)$$

$$b_{ij} = C_4 \sum_{u=1}^N (x_i x_j)_u y_u \quad (2.22)$$

$$b_{ii} = C_5 \sum_{u=1}^N x_{iu}^2 y_u + C_6 \sum_{i=1}^k \sum_{u=1}^N x_{iu}^2 y_u - C_2 \sum_{u=1}^N y_u \quad (2.23)$$

де $C_1 \dots C_6$ – допоміжні константи.

Рівняння регресії визначається залежністю:

$$y = b_0 + \sum_{i=1}^{14} b_i x_i + \sum_{i=1}^{14} b_{ij} x_i x_j + \sum_{i=1}^{14} b_i x_i^2, \quad (2.24)$$

2.2.4 Визначення напруженого стану. Оцінка вичерпання ресурсу пластичності

В процесі холодного пластичного деформування, поряд із зміцненням металу, відбувається накопичення в ньому пошкоджень, що приводить до розміцнення матеріалу і зниження показників залишкової пластичності. В результаті цього спостерігається погіршення службових властивостей виробів, аж до руйнування заготовок в процесі пластичної обробки або виробів при експлуатації. Тому забезпечення якості виробів при обробці методами ОМТ

неможливе без оцінки здатності металів деформуватися без руйнування, при мінімальному вичерпанні ресурсу пластичності [2.49 – 2.51].

Головним фактором, що впливає на пластичність металів в умовах холодного деформування, є схема напруженого стану. Залежність пластичності від параметрів, що характеризують схему напруженого стану, називають діаграмою пластичності.

Найбільшого поширення набуло уявлення залежності пластичності від показника напруженого стану, запропонованого Г. А. Смирновим-Аляєвим [2.52]:

$$\eta = \frac{3 \cdot \sigma_0}{\sigma_u} = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{\sigma_u}, \quad (2.25)$$

де σ_0 – гідростатичне (середнє) напруження;

$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ – компоненти тензора головних напружень;

σ_u – інтенсивність напружень.

Показник η не враховує впливу третього інваріанта тензора напружень, тому діаграму пластичності в координатах " $\varepsilon_u - \eta$ " можна вважати єдиною для всіх можливих видів напруженого стану

Для об'єктивної оцінки деформівності металів в різних технологічних процесах необхідно розташовувати «єдиною» діаграмою пластичності, яка описує їх пластичність при різних схемах напруженого стану. Випробування металів на пластичність в камері високого тиску різними методами показали різні результати, які відповідають одним і тим же значенням показника напруженого стану.

Для виключення можливих розбіжностей при оцінці деформівності металів необхідно, щоб в досліджуваному технологічному процесі і експериментах з побудови діаграм пластичності дотримувалися умови ідентичності параметра Лоде-Надаї:

$$\mu_{\sigma} = 2 \cdot \frac{\sigma_2 - \sigma_1}{\sigma_1 - \sigma_3} - 1 = \frac{2 \cdot \sigma_2 - \sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3} \quad (2.26)$$

Залежність пластичності від схеми напруженого стану може бути описана шляхом побудови повної поверхні пластичності в координатах " $\varepsilon_u - \eta - \mu_{\sigma}$ ". Зазначена залежність запропонована С. І. Губкіним [2.53], але її побудова пов'язана з цілим рядом труднощів експериментального характеру.

Вибір і обґрунтування інваріантів напруженого стану при вирішенні задач механіки матеріалів розглянуто в роботі А. А. Лебедева, В. М. Михалевича [2.54].

В роботі [2.55, 2.56] запропоновано будувати поверхню пластичності в координатах " $\varepsilon_u - \mu - \chi$ ", де χ – показник, що враховує третій інваріант тензора напружень

$$\chi = \frac{\sqrt[3]{I_3(T_{\sigma})}}{\sqrt{3 \cdot I_2(D_{\sigma})}} = \frac{\sqrt[3]{\sigma_1 \cdot \sigma_2 \cdot \sigma_3}}{\sigma_u}. \quad (2.27)$$

Поверхню пластичності, побудовану в координатах " $\varepsilon_u - \mu - \chi$ ", можна визначити як об'ємну діаграму пластичності. Переріз поверхні площиною, перпендикулярною осі $\chi = 0$, призводить до отримання діаграми пластичності в координатах $\varepsilon_u = \varepsilon_u(\eta)$. Для побудови діаграм пластичності за даною методикою необхідно проводити трудомісткі випробування в камері високого тиску. Це виключає можливість випробування пластичних матеріалів на стиснення, а випробування на розтягнення призводять до похибки результатів внаслідок появи шийки.

Розроблено методику побудови поверхонь $e_p(\eta, \mu_{\sigma})$ шляхом простих випробувань на розтягнення, стискання, чистий зсув і випробувань на осадження циліндричних зразків в оболонках різної товщини [2.57].

При деформуванні, коли показник напруженого стану не залишається постійним, пластичність прийнято оцінювати на основі так званих критеріїв руйнування. Сутність критеріїв руйнування полягає в застосуванні моделі накопичення пошкодженості металу, що залежить від величини накопиченої деформації та напруженого стану.

Ступінь пошкодженості металу називають використаним ресурсом пластичності, який прийнято позначати буквою Ψ . Величину Ψ недеформованого металу приймають рівною нулю, а умова руйнування має вигляд $\Psi = 1$.

Використовуючи інформацію про НДС матеріалу і обгрунтовано застосувавши критерії руйнування, можна визначити величину використаного і залишкового ресурсів пластичності і прогнозувати якість виробів, вироблених методами локального деформування.

Результати розрахунків напружено-деформованого стану були використані для оцінки значень використаного ресурсу пластичності Ψ , який визначали за формулою (2.28).

Головні напруження визначаються з рішення характеристичного рівняння, яке в загальному випадку є кубічним.

$$\Psi = \int_0^{e_u} \frac{de_u}{e_p(\eta, \mu_\sigma)}, \quad (2.28)$$

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

$$\sigma^3 - I_1 \cdot \sigma^2 + I_2 \cdot \sigma - I_3 = 0, \quad (2.29)$$

де σ – шукані головні напруження;

I_1, I_2, I_3 – перший, другий та третій варіанти тензора напружень.

2.3 Методика експериментальних досліджень

Експериментальна частина проведених досліджень ґрунтується на фізичному моделюванні процесів видавлювання з використанням натурних експериментів, які дозволяють оцінити напружено-деформований стан (НДС) зразка, який видавлюється, що в свою чергу дає важливу інформацію, необхідну для прогнозування якості штамповок, оцінки деформованості і ступеня використання запасу пластичності матеріалу, а також для розрахунків енергосилового режиму процесів деформування.

2.3.1 Методика побудови кривих зміцнення

При пластичній деформації метали і сплави зміцнюються, що проявляється в підвищенні твердості і напруження текучості σ_s .

Зміцнення є наслідком значних структурних змін, що відбуваються в міру деформування заготовок. Залежність σ_s від ступеня деформації ε називається діаграмою істинних напружень. На зміцнення основних металів впливають температура і швидкість деформації. Коли температура нагріву вище температури рекристалізації, в металі протікають два процеси розміцнення і рекристалізація.

Знання істинного значення напруження текучості σ_s необхідно для теоретичного розрахунку зусилля деформування, напружень в поковці і інструменті. У загальному випадку зусилля деформування (штампування) визначається наступним чином:

$$P = p \cdot F , \quad (2.30)$$

де p – тиск на контактній поверхні з інструментом, МПа;

F – площа контактної поверхні, мм².

Напруження текучості σ_s є характеристикою конкретного металу і сплаву та визначається за експериментальними кривими зміцнення, які найбільш просто побудувати за результатами випробування зразків на стиснення. При відсутності тертя між інструментом і заготовкою на торцях можна записати:

$$\sigma_s = \frac{P}{F}, \quad (2.31)$$

де P – зусилля осадження;

F – площа поперечного перерізу зразка після осадження.

Відносний (ε) та логарифмічний (e) ступені деформації при осадженні визначаються за наступними формулами:

$$\varepsilon = \frac{F_k - F_0}{F_k} = \frac{H_0 - H_k}{H_0} = \frac{d_k^2 - d_0^2}{d_k^2}. \quad (2.32)$$

$$e = \ln \frac{F_k}{F_0} = \ln \frac{1}{1 - \varepsilon}. \quad (2.33)$$

Данні експериментів апроксимуються залежністю:

$$\sigma_s = C \cdot e^n, \quad (2.34)$$

де C, n – коефіцієнти апроксимації.

2.3.2 Матеріал та обладнання

Для експериментального дослідження силового режиму і формозміни заготовок комбінованим видавлюванням були використані зразки з матеріалу Сталь 10, алюмінієвих сплавів АД31 і АД1 і технологічного свинцю С1.

Зразки з АД31 і АД1 виготовлялися точінням з трубного прокату з наступною термічною обробкою, яка забезпечує однакові властивості в будь-якій довільно взятій точці зразка при досягненні максимальної пластичності. Режим термообробки для алюмінієвого сплаву: нагрів 350–400 °С, охолодження на повітрі. Після відпалу проводилися експерименти на гідропресах МС-500 і МС-2000 (рис. 2.4). В якості мастила при визначенні силових параметрів застосовували тваринний жир.

Зразки з С1 були виготовлені литтям в матрицю з наступним калібруванням на гідропресі МС-500 (зусилля калібрування 100 кН).

Для обліку зміцнення матеріалів використовувалися криві істинних напружень, побудовані за результатами механічних випробувань на стиснення циліндричних зразків (див. П. 2.3.1).

Апроксимація кривих зміцнення, наведених на рис. 2.5, проводилася степеневим рівнянням $\sigma_s = C e^n$. Значення опорів течії при певних ступенях деформації наведені в табл. 2.2.

Таблиця 2.2 – Значення опорів течії для різних матеріалів

Матеріал	C	n	e									
			0,2	0,4	0,6	0,8	1,0	1,2	1,4	1,6	1,8	2,0
			σ_s , МПа									
Сталь 10	788,39	0,2372	520	620	770	770	780		805			
АД1	138,42	0,2182	95	118	125	132	136	140	152			
АД31	191,51	0,2029	138	159	173	183	192	198	205	211	216	220
С1	25,558	0,1890	19	22	23	24	25	26	27	28	29	30

Експерименти проведені з використанням універсального штампового оснащення (рис. 2.6 – 2.7), а також був виготовлений набір оснащення, що складається з матриць, пуансонів, кілець, протипуансонів необхідних геометричних розмірів (рис. 2.8).

2.3.3 Методика визначення напружено-деформованого стану

Більшість експериментальних методик обчислення напружено-деформованого стану засновані на співвідношеннях теорії кінцевих деформацій. Параметри деформованого стану визначаються із зіставлення кінцевої форми і розмірів чарунки делильної сітки з її вихідною формою і вихідними розмірами.

Для визначення напружено-деформованого стану (НДС) використаний метод координатних ділильних сіток [2.58 – 2.63]. За вихідні і кінцеві напрямки головних осей приймаються напрямки, з якими в площині нанесення сітки збігаються матеріальні волокна, які отримали найбільшу і найменшу ступінь деформації. Робиться припущення, що напрямки головних осей збігаються з напрямками одних і тих же матеріальних волокон тільки на даному етапі. Шлях деформування представляється ламаною лінією.

Розрахунок параметрів напружено-деформованого стану проводився з використанням ЕОМ.

Послідовність розрахунку компонент деформації і розрахункова схема по методу Зібеля [2.64] приведена в табл. 2.3. Розрахунок параметрів деформованого стану проводився з використанням ЕОМ.

Для розрахункової оцінки деформівності, заготовки з ділильної сіткою, накатаною на поверхню, піддавали радіально-подовжньому видавлюванню в штампі зі змінними вставками, що мають ті ж величини геометричних параметрів, що і при дослідженні методом планування.



а



б

Рисунок 2.4 – Випробувальні машини МС-500 (а) та МС-2000 (б)

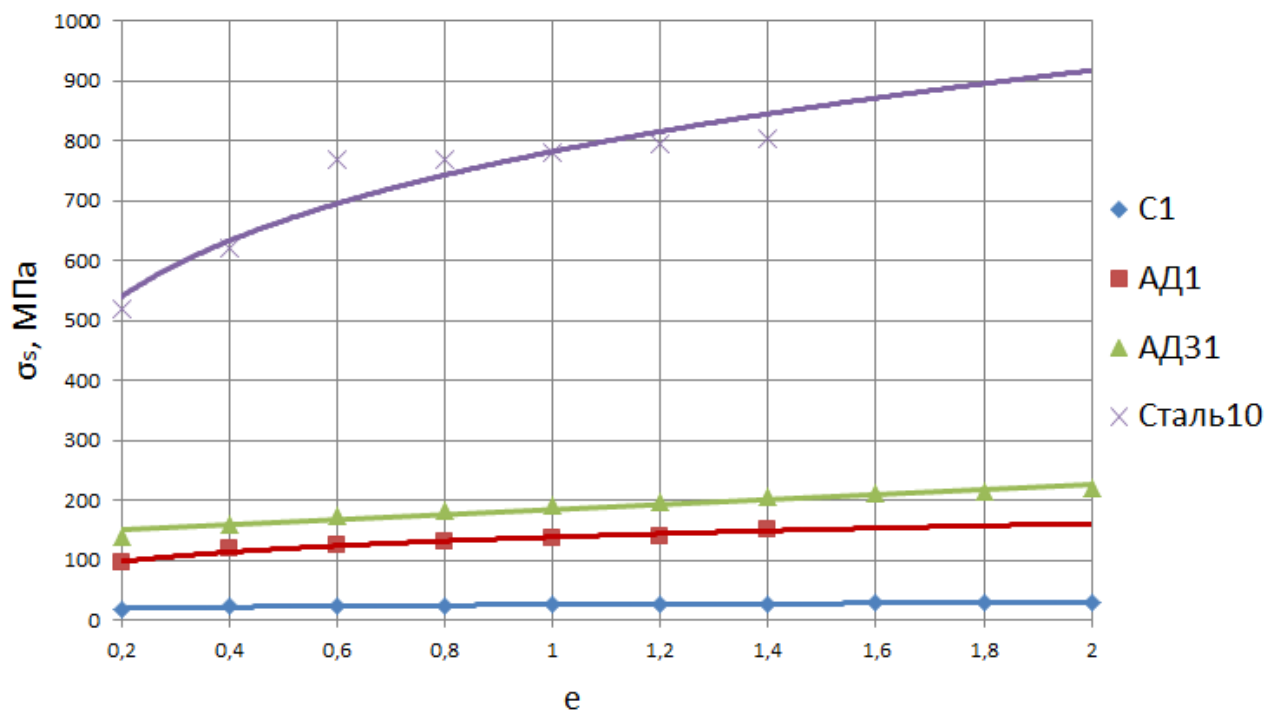


Рисунок 2.5 – Криві зміцнення різних матеріалів

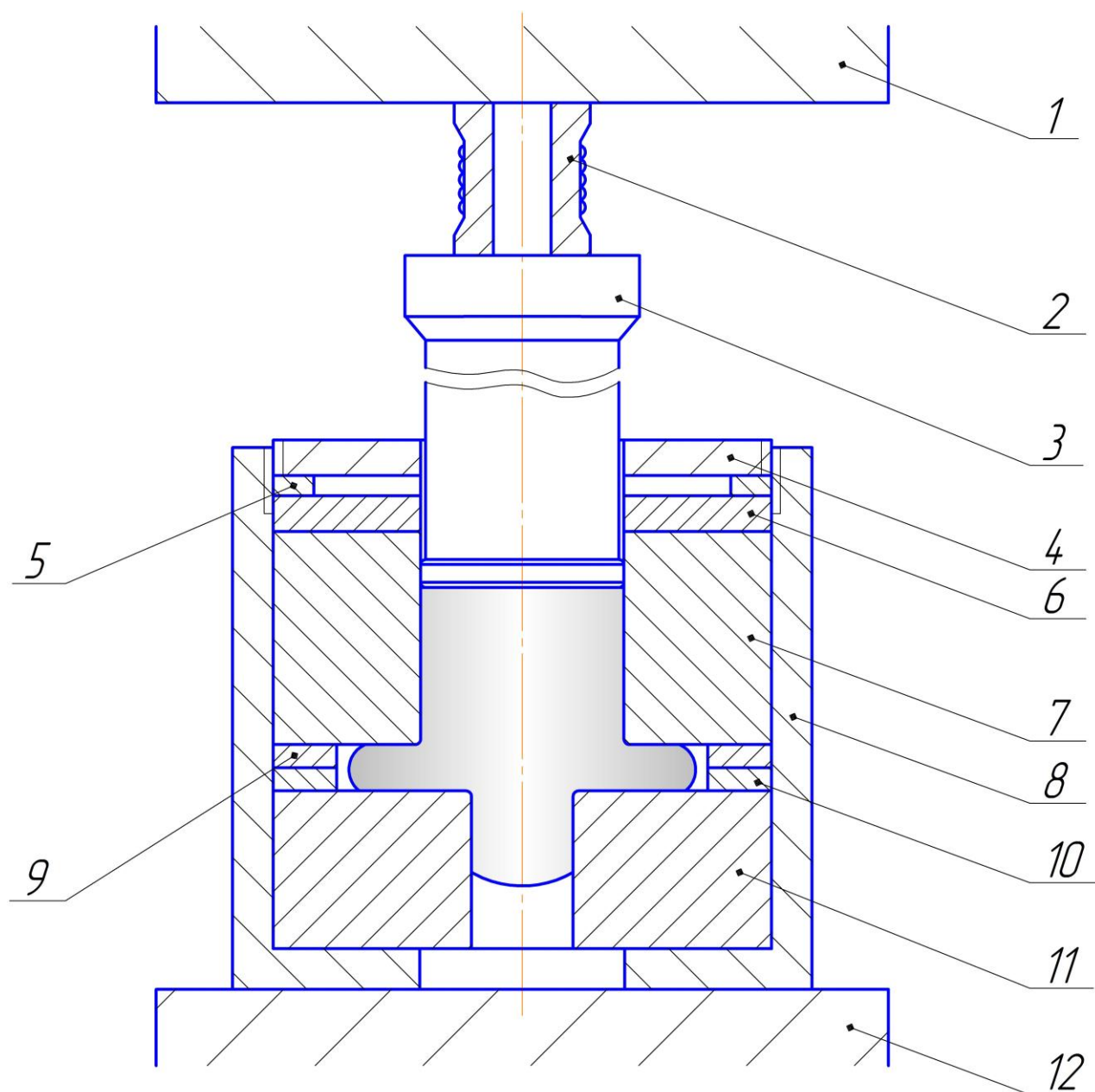


Рисунок 2.6 – Схема універсального оснащення для радіально-прямого видавлювання: 1 – верхня плита, 2 – месдоза, 3 – пуансон, 4 – кришка, 5 – кільце, 6 – центруюче кільце, 7 – верхня матриця, 8 – контейнер, 9, 10 – напівкільця, 11 – нижня матриця, 12 – нижня плита

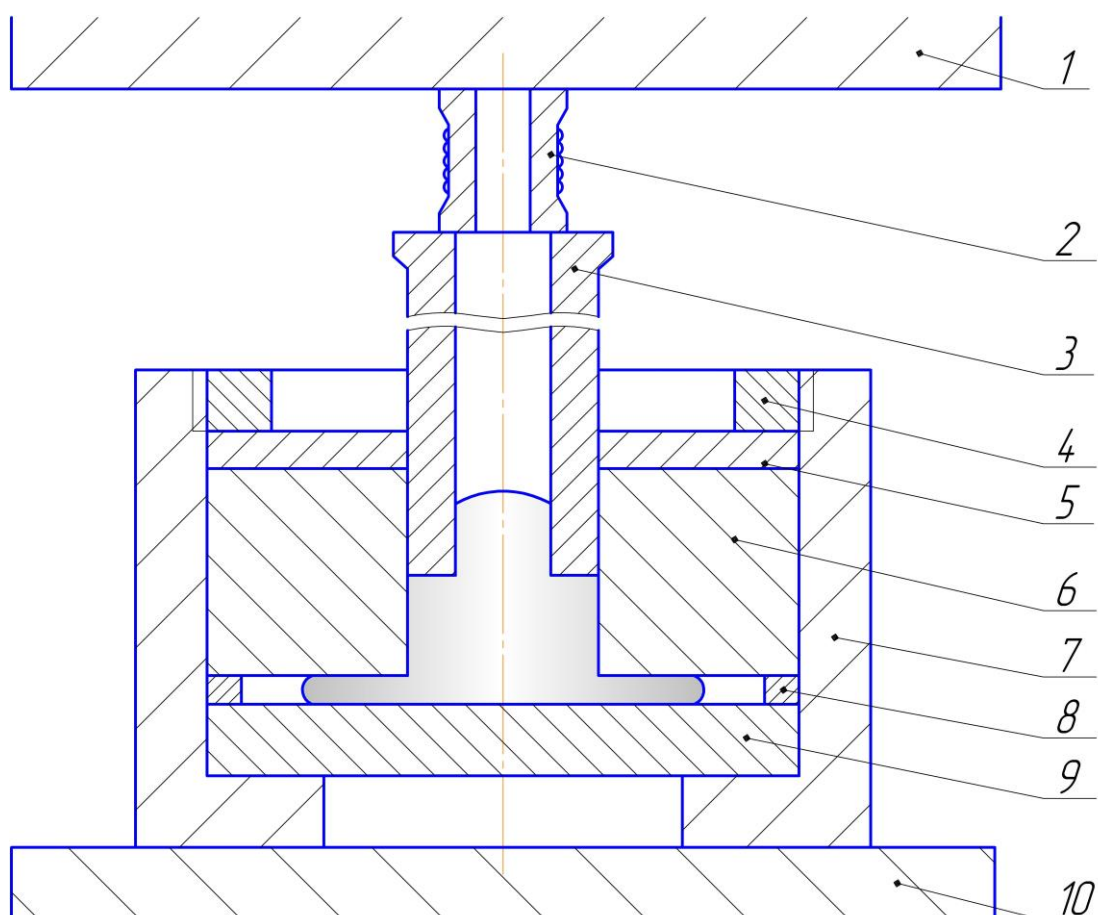
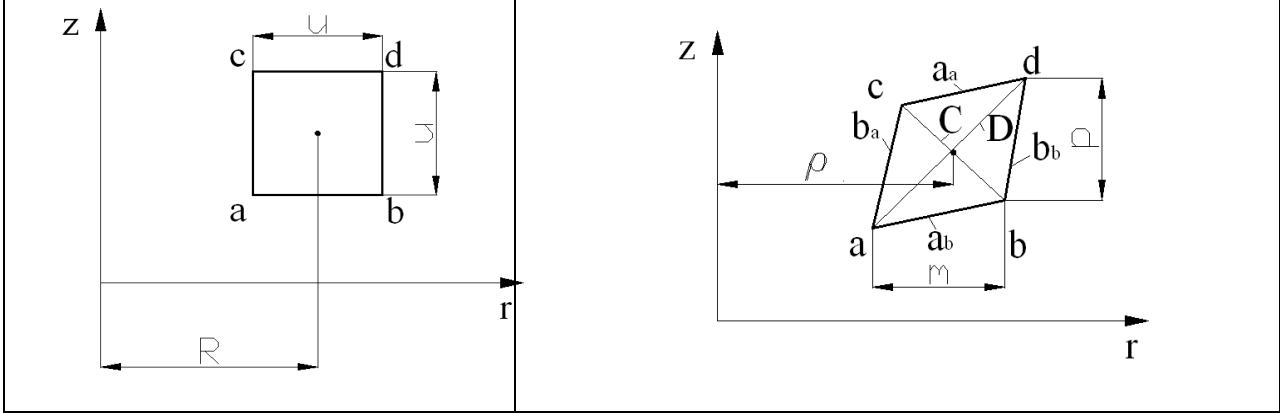


Рисунок 2.7 – Схема універсального оснащення для радіально-зворотного видавлювання: 1 – верхня плита, 2 – месдоза, 3 – пуансон, 4 – кришка, 5 – центруюче кільце, 6 – матриця, 7 – контейнер, 8 – напівкільце, 9 – опорне кільце, 10 – нижня плита



Рисунок 2.8 – Комплект матриць і пуансонів для проведення експериментів

Таблиця 2.3 – Розрахункові формули для визначення компонент деформацій [2.63]

№	Параметри	Формули
1	Розміри викривленої чарунки	 $\rho = (Ra + Rb + Rc + Rd) / 4 * u$ $m = (Rd - Rc + Rb - Ra) / 2 * u$ $p = (Zc - Za + Zd - Zb) / 2 * u$ $a_a = \sqrt{(Zb - Za)^2 + (Rb - Ra)^2} ; a_c = \sqrt{(Zd - Zb)^2 + (Rd - Rb)^2}$ $b_a = \sqrt{(Zc - Za)^2 + (Rc - Ra)^2} ; b_c = \sqrt{(Zd - Zb)^2 + (Rd - Rb)^2}$ $C = \sqrt{(Zc - Zb)^2 + (Rc - Rb)^2} ; D = \sqrt{(Zd - Za)^2 + (Rd - Ra)^2}$
2	Кути викривлення чарунок	$\delta_a = \arccos \frac{a_a^2 + b_a^2 - C^2}{2a_a b_a} ; \delta_c = \arccos \frac{a_c^2 + b_c^2 - D^2}{2a_c b_c}$ $\delta_d = \arccos \frac{a_d^2 + b_d^2 - C^2}{2a_d b_d} ; \delta_b = \arccos \frac{a_b^2 + b_b^2 - D^2}{2a_b b_b}$
3	Усереднена зсувна деформація	$\gamma_{rc} = \text{tg } 0.5 \sqrt{(1.57 - \delta_a)^2 + (1.57 - \delta_b)^2 + (1.57 - \delta_c)^2 + (1.57 - \delta_d)^2}$
4	Компоненти деформації	$E_r = \ln m ; E_z = \ln p ; E_\theta = -(E_r + E_z)$
5	Інтенсивність деформацій	$E_i = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(E_\theta - E_r)^2 + (E_r - E_z)^2 + (E_z - E_\theta)^2 + 1.5 \gamma_{rc}^2}$

Висновки до розділу

1. Стрижневі деталі з фланцем і осьовим відростком є досить поширеними в приладо- і машинобудуванні. Для складнопрофільованих багатоступеневих деталей більш продуктивною представляється технологія комбінованого видавлювання, що поєднує способи поперечного радіального і поздовжнього (зворотного або прямого) видавлювання. Залежно від типорозміру деталей застосовують ту чи іншу комбінацію простих способів видавлювання.

2. В якості методів теоретичних досліджень процесу комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання обрано енергетичний метод балансу потужностей та МСЕ як більш найбільш ефективні і наочні методи. Набір кінематичних модулів при розрахунку енергетичним методом балансу потужностей дозволить врахувати зміни в розрахунковій схемі, пов'язані урахуванням конфігурації деталі, яка змінюється.

3. МСЕ, за рахунок використання спеціалізованих програм, з використанням математичного апарату методу планування експерименту, дозволить наочно простежити характер формозміни деталей складних конфігурацій в умовах, характерних для процесів комбінованого видавлювання.

4. Для експериментального дослідження вибрано методи фізичного моделювання і координатних сіток. Розроблено універсальне штампове оснащення, яке дозволить в лабораторних умовах провести фізичний експеримент з варіюванням геометричних параметрів. Застосування сучасних автоматизованих пристроїв дозволить точно реєструвати отримані дані.

5. Експериментальне дослідження деформованого стану заготовок при комбінованому видавлюванні методом сіток дозволить вивчити закономірності формування зон пластичної течії і розподілу ступеня деформації в заготівці.

Список використаних джерел до розділу

- 2.1 Алиев И. С. Технологические возможности новых способов комбинированного выдавливания // Кузнечно-штамповочное производство. – 1990. – №2. – С. 7-10.
- 2.2. Артес А. Э. Алюминиевые сплавы в производстве деталей механизмов и машин (Штампованные поковки): Методические указания. – М.: МГТУ «Станкин», 2004. – 56 с.
- 2.3. 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.
- 2.4. 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.
- 2.5. Евстратов В. А. Основы технологии выдавливания и конструирования штампов / В. А. Евстратов. – Харьков : Вища шк. Изд-во при Харьк. ун-те, 1987. – 144 с.
- 2.6. 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.
- 2.7. Изготовление заготовок и деталей пластическим деформированием / Под ред. В. М. Авдеева, В. В. Риса, А. М. Шелестеева – Л.: Политехника, 1991. – 351 с.
- 2.8. Калюжний О. В. Інтенсифікація формоутворюючих процесів холодного штампування : монографія / О. В. Калюжний, В. Л. Калюжний. – К.: ТОВ «Сік Груп Україна», 2015. – 292 с.
- 2.9. Розов Ю. Г. Технологии изготовления прецизионных трубчатых изделий холодным пластическим деформированием : монография /

Ю. Г. Розов. – Херсон: Изд-во Херсонского национального технического университета, 2013. – 336 с.

2.10. 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.

2.11. Aliieva L. Radial-direct extrusion with a movable mandrel / L. Aliieva, Y. Zhibankov // Metallurgical and Mining Industry. «International scientific conference «RELIABILITY SAFETY TECHNOLOGIC EQUIPMENT» RSTE–2015». – Dnepropetrovsk, 2015. – № 11. – P. 175–183.

2.12. Данченко В. М. Теорія процесів обробки металів тиском / В. М. Данченко, В. О. Гринкевич, О. М. Головка. – Дніпропетровськ : Пороги, 2008. – 370 с.

2.13. 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.

2.14. Алиева Л. И. Перспективы развития процессов точной объемной штамповки / Л. И. Алиева, Я. Г. Жбанков // Вісник ДДМА : збірник наукових праць. – Краматорськ : ДДМА, 2008. – № 1 (11). – С. 13–19.

2.15. Шофман Л.А. Теория и расчеты процессов холодной штамповки. - М.: Машиностроение, 1964 .- 375 с.

2.16. Колмогоров В.Л. Механика обработки металлов давлением. - М.: Металлургия, 1986. - 688 с.

2.17. Алюшин Ю.А. Энергетические основы механики. Учеб. пособие для вузов. – М.: Машиностроение, 1999. – 192 с.

2.18. Краснопольский М. А. Поперечное выдавливание при изготовлении коллекторов электрических машин / М. А. Краснопольский // Вестник машиностроения, 1964. – № 2. – С. 43–46.

2.19. Унксов Е. П. Теория пластических деформаций металлов / Е. П. Унксов, У. Джонсон, В. Л. Колмогоров. – М. : Машиностроение, 1983. – 598 с.

2.20. 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.

2.21. Яковченко А. В. Аналитические методы моделирования нестационарных процессов обработки металлов давлением / А. В. Яковченко. – Донецк : ДонНИИЧермет, 1997. – 177 с.

2.22. Андрейченко В. А. Теория ОМД. Часть IV. Теоретические основы экспериментальных исследований пластического формоизменения: учебное пособие / В. А. Андрейченко. – Тул. гос. ун-т. : Тула, 2002. – 68 с.

2.23. Колбасников Н. Г. Теория обработки металлов давлением. Сопротивление деформации и пластичность : учебное пособие для вузов / Н. Г. Колбасников. – СПб : Изд-во СПбГТУ, 2000. – 320 с.

2.24. Гун Г. Я. Математическое моделирование процессов ОМД / Г. Я. Гун. – М. : Metallургия, 1983. – 352с.

2.25. Полухин П. И. Методы исследования процессов ОМД / П. И. Полухин. – М. : Metallургия, 1977. – 110 с.

2.26. Громов П. П. Теория обработки металлов давлением / П. П. Громов. – М. : Metallургия, 1967. – 280 с.

2.27. Пасько А. Н. Холодная объемная штамповка осесимметричных заготовок : монография / А. Н. Пасько // Тула: Изд-во ТулГУ, 2004. – 252 с.

2.28. Зенкевич О. Метод конечных элементов в технике / О. Зенкевич – М. : Мир, 1975. – 541 с.

2.29. Иванов К. М. Метод конечных элементов в технологических задачах : учебн. пособие / К. М. Иванов, В. С. Шевченко, Э. Е. Юргенсон. – СПб. : Изд-во ПИМаш, 2000. – 224 с.

2.30. Матвеев С. А. Возможности конечно-элементного анализа при решении технологических задач обработки металлов давлением / С. А. Матвеев, В. С. Мамутов, К. М. Иванов // Metalлообработка, 2003. – № 1. – С. 23–28.

2.31. Степанский Л. Г. Об опытной проверке результатов компьютерного моделирования процессов пластического деформирования / Л. Г. Степанский // Кузнечно-штамповочное производство, 2001. – № 6. – С. 36–40.

2.32. Milenin A. Podstawy metody elementow skonczonych / A. Milenin. – Krakow : AGH, 2010. – 172 s.

2.33. Ренне И. П. Экспериментальные методы исследования пластического формоизменения в процессах обработки металлов давлением с помощью делительной сетки. – Тула, 1970. – 147 с.

2.34. Степанский Л.Г. Расчеты процессов обработки металлов давлением. М.: Машиностроение, 1982. 217 с.

2.35. Теория обработки металлов давлением / Под ред. И.Я. Тарновского. М.: Metallurgizdat, 1963. 672 с.

2.36. Шестаков Н.А. Энергетические методы расчёта процессов обработки металлов давлением: учебное пособие / Шестаков Н.А. – М.: МГИУ, 1998. – 125 с.

2.37. Чучин О.В. Кинематически возможные поля скоростей при выдавливании в разъемных матрицах/ О.В. Чучин, В.Г. Бойко, Р.С. Борисов // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні. Зб. наук. пр. – Краматорськ: ДДМА, 2000. – С. 52-56.

2.38. 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.

2.39. Алиев И.С. Особенности использования энергетического метода в решении технологических задач комбинированного выдавливания / И.С. Алиев, Н.С. Грудкина // II научно-техническая конференция молодых специалистов „Энергомашспецсталь 2008”, Краматорск, 2008, - С.28-29.

2.40. 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.

2.41. Алиев И.С. Методика анализа процессов точной объёмной 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.

2.42. 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.

2.43. 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.

2.44. Биба Н. В. Разработка и совершенствование технологии ковки 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.

2.45. 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.

2.46. Новик Ф.С. Оптимизация процессов технологии металлов методом планирования экспериментов / Ф.С. Новик, Я.Б. Арсов // Машиностроение. – 1980. – 304 с.

2.47. 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.

2.48. Лемешко Б. Ю. О применении и мощности критериев проверки однородности дисперсий. Ч. I. Параметрические критерии / Б. Ю. Лемешко, С. Б. Лемешко, А. А. Горбунова // Измерительная техника. — 2010. — № 3. — С. 10-16.

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

2.50. Богатов А. А. Ресурс пластичности металлов при обработке давлением / А. А. Богатов, О. И. Мижирицкий, С. В. Смирнов. – М.: Металлургия, 1984. – 144 с.

2.51. Огородников В. А. Деформируемость и разрушение металлов при пластическом формоизменении / В. А. Огородников – К.: УМК ВО, 1989. – 152 с.

2.52. Смирнов-Аляев Г.А. Механические основы пластической обработки металлов / Г.А. Смирнов-Аляев. – Л.: Машиностроение, 1978. – 368 с.

2.53. Губкин С. И. Пластическая деформация металлов. Физико-механические основы пластической деформации / С. И. Губкин. – М.: Металлургиздат, 1961. – 376 с.

2.54. Лебедев А. А. О выборе инвариантов напряжённого состояния при решении задач механики материалов / А. А. Лебедев, В. М. Михалевич // Проблемы прочности. – 2003. - №3. – С. 5-14.

2.55. Огородников В.А. Оценка деформируемости металлов при обработке давлением / В.А. Огородников. – К.: Вища школа, 1983. – 175 с.

2.56. Огородников В. А. Энергия. Деформации. Разрушение (задачи автотехнической экспертизы) / В. А. Огородников, В. Б. Киселёв, И. О. Сивак. – Винница: УНІВЕРСУМ-Вінниця, 2005. – 204 с.

2.57. Сивак И. О. Оценка пластичности металлов при холодной пластической деформации / И. О. Сивак, Е. И. Сивак, С. И. Сухоруков // Изв. Тул.ГУ. Серия: Механика твёрдого деформируемого тела и обработка металлов давлением. – Тула: Тул. ГУ, вып. 2, 2004. – С. 114-121.

2.58. Wang Z. Numerical simulation and experimental study on the multi-step upsetting of a thick and wide flange on the end of a pipe / Z. Wang // J. Mater. Process. Technol. – 2004. – № 1–3. – P. 321–327.

2.59. Грушко А. В. Определение параметров кривой течения материала по его твердости / А. В. Грушко // Обработка материалов давлением: сборник научных трудов. – Краматорск: ДГМА, 2010. – № 2 (23). – С. 83–87.

2.60. Грушко А. В. Изучение двухпараметрической степенной кривой упрочнения на основе твердости и характеристик прочности металла / А. В. Грушко // Вісник НТУ «ХП». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХП». – 2013. – №43 (1016). – С. 66–72.

2.61. Алиев И. С. Системное проектирование технологических процессов холодного выдавливания / И. С. Алиев, О. К. Савченко, А. А. Носаков // Ресурсозберігаючі технології виробництва та обробки тиском матеріалів у машинобудуванні : зб. наук. пр. – Луганськ : Вид-во СНУ, 2001. – С. 12–18.

2.62. Рене И. П. Теоретические основы экспериментальных методов исследования деформаций методом сеток в процессах обработки металлов давлением / И. П. Рене // Тула : ТПИ, 1979. – 96 с.

2.63. Рене И. П. Обобщение метода обработки результатов искажения делительной сетки, предложенного П. О. Пашковым, для исследования процессов сложного деформирования / И. П. Рене // Исследования в области пластических деформаций и обработки металлов давлением. Сб. Технология машиностроения. Вып. 1. Тула, Приокское изд-во, 1967. – 176 с.

2.64. Рене И.П. Холодное выдавливание алюминиевых сплавов / И.П. Рене, Ю.В. Подливаев // Тула: Изд-во ТулГУ, 2000. - 336 с.

РОЗДІЛ 3

ТЕОРЕТИЧНИЙ АНАЛІЗ ПРОЦЕСУ КОМБІНОВАНОГО РАДІАЛЬНО-ПРЯМОГО ВИДАВЛЮВАННЯ

3.1 Моделювання силового режиму процесу комбінованого радіально-прямого видавлювання енергетичним методом з прямолінійними модулями

Для теоретичного аналізу процесу вісесиметричного комбінованого радіально-прямого видавлювання (рис. 3.1) прийнято енергетичний метод балансу потужностей. Метою дослідження є оцінка силового режиму радіально-прямого деформування та оцінка впливу геометричних параметрів деталі та тертя на приведений тиск видавлювання. Для розрахунку даних процесів осередок деформації розбивається на вісесиметричні кінематичні елементи (модулі), течію матеріалу всередині яких описано за допомогою функцій, що визначають кінематично можливі поля швидкостей (КМПШ) на підставі попередньо проведених експериментальних досліджень і аналізу особливостей перебігу металу, що задовольняють граничним умовам, умові нестисненості матеріалу і умові суцільності [3.1].

Течія металу при радіально-прямому видавлюванні не є складною. Основними параметрами, що впливають на процес, 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 поділ течії матеріалу, який можна описати критичним радіусом розподілу течії r_k [3.2]. Визначення критичного радіусу розподілу течії r_k дозволить прогнозувати отримання бездефектних деталей, тобто без відділення фланцю від корпусу заготовки в процесі деформування.

Збільшення використання результатів розрахунку досягається за рахунок поетапного обчислення. 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.

Загальним результатом даного теоретичного дослідження є отримання аналітичної залежності для розрахунку приведенного тиску комбінованого радіально-прямого видавлювання.

Кінематичні граничні умови (КГУ) і КМПШ для модулів представлені в табл. 3.1.

Для розрахунку компонентів швидкостей (табл. 3.2) і інтенсивності швидкостей деформацій (табл. 3.3) використовуємо рівняння (2.3).

Значення тиску деформування p визначаємо з рівняння балансу потужностей зовнішніх і внутрішніх сил на кінематично можливих швидкостях переміщень (2.1).

Рівняння балансу потужностей для прямого видавлювання:

$$N_a = N_{\partial 2} + N_{\partial 3} + N_{c1-2} + N_{c2-6} + N_{c1-3} + N_{c2-3} + N_{m1-0} + N_{m3-0} + N_{m6-0}.$$

де $N_a = p \cdot v_0 \cdot \pi \cdot R_k^2$ – потужність активних сил при прямому видавлюванні;

$N_{\partial i}$ – потужність сил деформування;

N_{ci-j} – потужність сил зрізу;

N_{mi-j} – потужність сил тертя.

Рівняння балансу потужностей для радіального видавлювання:

$$N_a = N_{\partial 4} + N_{\partial 5} + N_{c1-4} + N_{c4-5} + N_{m4-0} + 2 \cdot N_{m5-0}.$$

де $N_a = p \cdot v_0 \cdot \pi \cdot (R_0^2 - R_k^2)$ – потужність активних сил при радіальному видавлюванні.

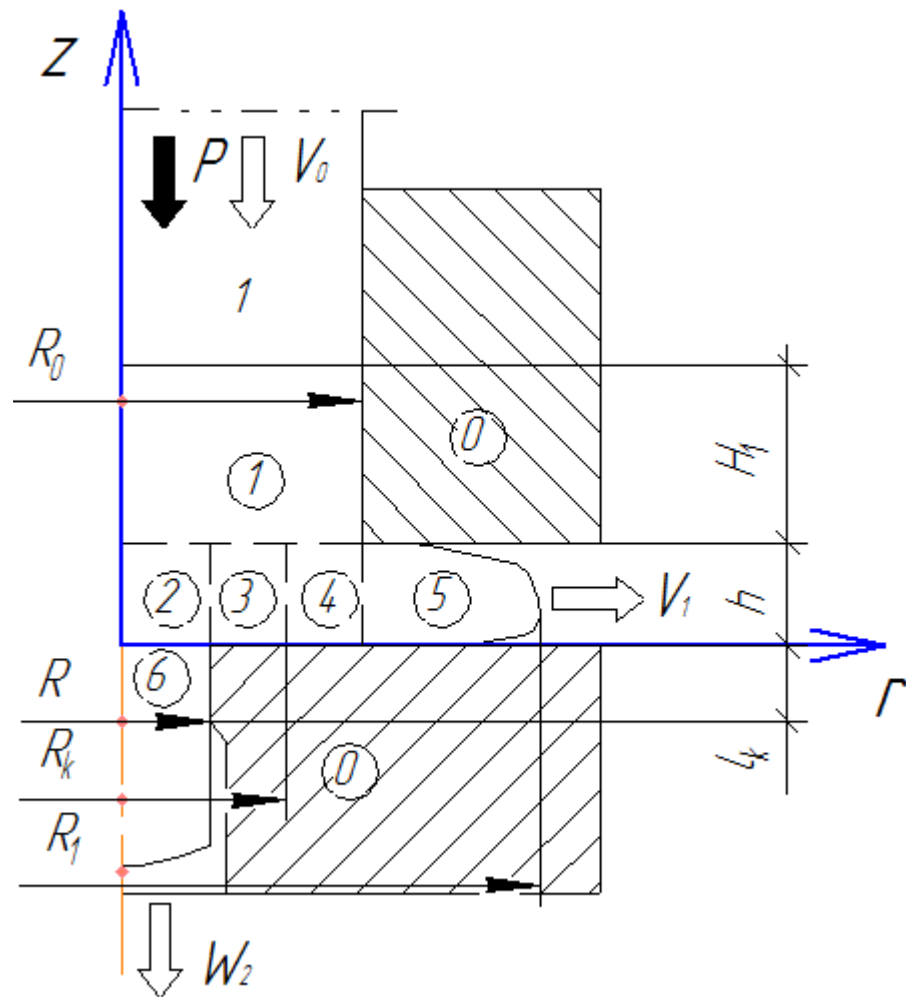


Рисунок 3.1 – Розрахункова схема радіально-прямого видавлювання

Таблиця 3.1 – КГУ та КМПШ для осередка деформації

Модуль	КГУ	КМПШ
2	$v_{z1} _{z=h} = -v_0$ $v_{z2} _{z=0} = -w_2$ $v_r _{r=R_0} = -\frac{v_0 \cdot (R_k^2 - R^2)}{2 \cdot R \cdot h}$	$v_z = -\frac{v_0}{h} \cdot z + [v_0 \cdot (1 + \lambda_2)] \cdot \left(\frac{z-h}{h}\right)$ $v_r = -\frac{v_0}{2 \cdot h} \cdot r \cdot \lambda_2$
3	$v_z _{z=h} = -v_0$ $v_r _{r=R_0} = -\frac{v_0 \cdot (R_k^2 - R^2)}{2 \cdot R \cdot h}$	$v_z = -\frac{v_0}{h} \cdot z$ $v_r = \frac{v_0}{2 \cdot h} \cdot r - \frac{v_0 \cdot R_k^2}{2 \cdot h \cdot r}$

Продовження таблиці 3.1

4	$v_z \Big _{z=h} = -\nu_0$ $v_r \Big _{r=R_3} = -\frac{\nu_0 \cdot (R_0^2 - R_k^2)}{2 \cdot R_0 \cdot h}$	$v_z = -\frac{\nu_0}{h} \cdot z$ $v_r = \frac{\nu_0}{2 \cdot h} \cdot r - \frac{\nu_0 \cdot R_k^2}{2 \cdot h \cdot r}$
5	$v_{r1} \Big _{r=R_3} = -\frac{\nu_0 \cdot (R_0^2 - R_k^2)}{2 \cdot R_0 \cdot h}$ $v_{r2} \Big _{r=R_1} = V_1 = -\frac{\nu_0 \cdot (R_0^2 - R_k^2)}{2 \cdot R_1 \cdot h}$	$v_z = 0$ $v_r = -\frac{\nu_0 \cdot (R_0^2 - R_k^2)}{2 \cdot h \cdot r}$

$$\text{де } w_2 = (-\nu_0) \cdot \left(1 + \frac{R_k^2 - R^2}{R^2} \right) = (-\nu_0) \cdot (1 + \lambda_2), \quad \lambda_2 = \frac{R_k^2 - R^2}{R^2}$$

Таблиця 3.2 – Значення компонентів швидкостей деформації

Модуль	$\dot{\varepsilon}_z$	$\dot{\varepsilon}_r$	$\dot{\varepsilon}_\theta$
2	$\frac{\nu_0}{h} \cdot \lambda_2$	$-\frac{\nu_0}{2 \cdot h} \cdot \lambda_2$	$-\frac{\nu_0}{2 \cdot h} \cdot \lambda_2$
3, 4	$-\frac{\nu_0}{h}$	$\frac{\nu_0}{2 \cdot h} + \frac{\nu_0 \cdot R_k^2}{2 \cdot h \cdot r^2}$	$\frac{\nu_0}{2 \cdot h} - \frac{\nu_0 \cdot R_k^2}{2 \cdot h \cdot r^2}$
5	0	$\frac{\nu_0 \cdot (R_0^2 - R_k^2)}{2 \cdot h \cdot r^2}$	$-\frac{\nu_0 \cdot (R_0^2 - R_k^2)}{2 \cdot h \cdot r^2}$

Таблиця 3.3 – Значення інтенсивності деформацій

Модуль	$\dot{\varepsilon}_i$
2	$\frac{\nu_0}{h} \cdot \lambda_2$
3, 4	$\frac{\nu_0}{\sqrt{3} \cdot h \cdot r^2} \cdot \sqrt{3 \cdot r^4 + R_r^4}$
5	$\frac{\nu_0}{\sqrt{3} \cdot h} \cdot \frac{R_0^2 - R_k^2}{r^2}$

Відповідно до формул (2.2, 2.6, 2.7) визначені значення потужностей деформування.

Потужність сил деформування:

$$N_{\partial 2} = \sigma_s \cdot \int_0^{2\pi} \int_0^h \int_0^R \frac{\nu_0}{h} \cdot \lambda_2 \cdot r \cdot d\theta dz dr = \left[\sigma_s \cdot \pi \cdot \nu_0 \cdot R_k^2 \right] \cdot \frac{(R_k^2 - R^2)}{R_k^2}.$$

$$\begin{aligned} N_{\partial 3} &= \frac{\nu_0}{\sqrt{3}} \cdot \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 2\pi \cdot \int_R^{R_k} \frac{\sqrt{3 \cdot r^4 + R_k^4}}{r} dr = \\ &= \left[\frac{\sigma_s \cdot \nu_0 \cdot \pi \cdot R_k^2}{\sqrt{3} \cdot R_k^2} \right] \cdot \left[2 \cdot R_k^2 - \sqrt{3 \cdot R_k^4 + R_k^4} + R_k^2 \cdot \ln \left| \frac{R_k^2 + \sqrt{3 \cdot R_k^4 + R_k^4}}{3 \cdot R^2} \right| \right]. \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} N_{\partial 4} &= \frac{\nu_0}{\sqrt{3}} \cdot \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 2\pi \cdot \int_{R_k}^{R_0} \frac{\sqrt{3 \cdot r^4 + R_k^4}}{r} dr = \\ &= \left[\frac{\sigma_s \cdot \nu_0 \cdot \pi \cdot (R_0^2 - R_k^2)}{\sqrt{3} \cdot (R_0^2 - R_k^2)} \right] \cdot \left[\sqrt{3 \cdot R_0^4 + R_k^4} - 2 \cdot R_k^2 + R_k^2 \cdot \ln \left| \frac{3 \cdot R_0^2}{R_k^2 + \sqrt{3 \cdot R_0^4 + R_k^4}} \right| \right]. \end{aligned}$$

$$N_{\partial 5} = \sigma_s \cdot \nu_0 \cdot \frac{R_0^2 - R_k^2}{\sqrt{3} \cdot h} \cdot \int_0^{2\pi} \int_0^h \int_{R_0}^{R_1} \frac{r \cdot dr}{r^2} \cdot d\theta dz dr = \left[\sigma_s \cdot \nu_0 \cdot \pi \cdot (R_0^2 - R_k^2) \right] \cdot \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \ln \frac{R_1}{R_0}.$$

Потужність сил зрізу:

$$\begin{aligned} N_{c_{1-2}} = N_{c_{2-6}} &= 2 \cdot \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 2\pi \cdot \int_0^R \frac{\nu_0}{2 \cdot h} \cdot \left(\frac{R_k^2 - r^2}{r} \right) \cdot r dr = \\ &= \left[\sigma_s \cdot \nu_0 \cdot \pi \cdot R_k^2 \right] \cdot \frac{2 \cdot \left[R \cdot (2 \cdot R_k^2 - R_k \cdot R - R^2) \right]}{\sqrt{3} \cdot 3 \cdot h \cdot R_k^2}. \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} N_{c_{1-3}} &= \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 2\pi \cdot \int_R^{R_k} \frac{\nu_0}{2 \cdot h} \cdot \left(\frac{R_k^2 - r^2}{r} \right) \cdot r dr = \\ &= \left[\sigma_s \cdot \nu_0 \cdot \pi \cdot R_k^2 \right] \cdot \frac{\left[(R_k - R) \cdot (2 \cdot R_k^2 - R_k \cdot R - R^2) \right]}{\sqrt{3} \cdot 3 \cdot h \cdot R_k^2}. \end{aligned}$$

$$N_{c_{2-3}} = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot \nu_0 \cdot 2\pi \cdot R \cdot \int_0^h \left| \frac{z}{h} - 1 \right| \cdot dz = \left[\sigma_s \cdot \nu_0 \cdot \pi \cdot R_k^2 \right] \cdot \frac{h \cdot R}{2 \cdot \sqrt{3} \cdot R_k^2}.$$

$$\begin{aligned}
N_{c1-4} &= \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 2\pi \cdot \int_{R_k}^{R_0} \left(\frac{\nu_0}{2 \cdot h} \cdot r - \frac{\nu_0 \cdot R_k^2}{2 \cdot h \cdot r} \right) \cdot r dr = \\
&= \left[\sigma_s \cdot \nu_0 \cdot \pi \cdot (R_0^2 - R_k^2) \right] \cdot \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \left(\frac{(R_0^3 - R_k^3)}{3 \cdot h \cdot (R_0^2 - R_k^2)} - \frac{R_k^2 \cdot (R_0 - R_k)}{(R_0^2 - R_k^2) \cdot h} \right) \\
N_{c4-5} &= \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 2\pi \cdot \int_0^h \left| -\frac{\nu_0}{h} \cdot z \right| \cdot r \cdot dz = \left[\sigma_s \cdot \nu_0 \cdot \pi \cdot (R_0^2 - R_k^2) \right] \cdot \left(\frac{h \cdot R_0}{\sqrt{3} \cdot (R_0^2 - R_k^2)} \right)
\end{aligned}$$

Потужність сил тертя:

$$\begin{aligned}
N_{m0-1} &= \tau_k \cdot 2\pi \cdot R_0 \cdot \int_h^{h+H_1} \nu_0 \cdot dz = \frac{2 \cdot \mu_s}{\sqrt{3}} \cdot \left[\sigma_s \cdot \pi \cdot (R_k^2 - R^2) \cdot \nu_0 \right] \cdot \frac{H_1 \cdot R_0}{(R_k^2 - R^2)} \\
N_{m3-0} &= \frac{2 \cdot \mu_s \cdot \sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 2\pi \cdot \int_R^{R_k} \frac{\nu_0}{2 \cdot h} \cdot \left(\frac{R_k^2 - r^2}{r} \right) \cdot r dr = \\
&= \left[\sigma_s \cdot \nu_0 \cdot \pi \cdot R_k^2 \right] \cdot \frac{2 \cdot \mu_s \cdot [(R_k - R) \cdot (2 \cdot R_k^2 - R_k \cdot R - R^2)]}{\sqrt{3} \cdot 3 \cdot h \cdot R_k^2} \\
N_{m6-0} &= \frac{2 \cdot \mu_s \cdot \sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 2\pi \cdot \int_{-l_k}^0 | -w_2 | \cdot rdz = \\
&= \left[\sigma_s \cdot \nu_0 \cdot \pi \cdot R_k^2 \right] \cdot \frac{4 \cdot \mu_s}{\sqrt{3}} \cdot \frac{(R_k^2 - R^2) \cdot R \cdot l_k}{R^2 \cdot R_k^2} \\
N_{m4-0} &= \frac{2 \cdot \mu_s \cdot \sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 2\pi \cdot \int_{R_k}^{R_0} \left(\frac{\nu_0}{2 \cdot h} \cdot r - \frac{\nu_0 \cdot R_k^2}{2 \cdot h \cdot r} \right) \cdot r dr = \\
&= \left[\sigma_s \cdot \nu_0 \cdot \pi \cdot (R_0^2 - R_k^2) \right] \cdot \frac{2 \cdot \mu_s}{\sqrt{3}} \cdot \left(\frac{(R_0^3 - R_k^3)}{3 \cdot h \cdot (R_0^2 - R_k^2)} - \frac{R_k^2 \cdot (R_0 - R_k)}{(R_0^2 - R_k^2) \cdot h} \right) \\
2 \cdot N_{m5-0} &= 2 \cdot \frac{2 \cdot \mu_s \cdot \sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 2\pi \cdot \int_{R_0}^{R_1} \left| -\frac{\nu_0 \cdot (R_0^2 - R_k^2)}{2 \cdot h \cdot r} \right| \cdot r dr = \\
&= \left[\sigma_s \cdot \nu_0 \cdot \pi \cdot (R_0^2 - R_k^2) \right] \cdot \frac{4 \cdot \mu_s}{\sqrt{3}} \cdot \left(\frac{(R_1 - R_0)}{h} \right)
\end{aligned}$$

Приведений тиск для процесу прямого видавлювання:

$$\bar{p}_{np.в.} = \left[\frac{(R_k^2 - R^2)}{R_k^2} + \frac{\left[2 \cdot R_k^2 - \sqrt{3 \cdot R^4 + R_k^4} + R_k^2 \cdot \ln \left| \frac{R_k^2 + \sqrt{3 \cdot R^4 + R_k^4}}{3 \cdot R^2} \right| \right]}{\sqrt{3} \cdot R_k^2} + \frac{2 \cdot \left[R \cdot (2 \cdot R_k^2 - R_k \cdot R - R^2) \right]}{\sqrt{3} \cdot 3 \cdot h \cdot R_k^2} + \frac{\left[(R_k - R) \cdot (2 \cdot R_k^2 - R_k \cdot R - R^2) \right]}{\sqrt{3} \cdot 3 \cdot h \cdot R_k^2} + \frac{h \cdot R}{2 \cdot \sqrt{3} \cdot R_k^2} + \frac{2 \cdot \mu_s \cdot \left[(R_k - R) \cdot (2 \cdot R_k^2 - R_k \cdot R - R^2) \right]}{\sqrt{3} \cdot 3 \cdot h \cdot R_k^2} + \frac{4 \cdot \mu_s}{\sqrt{3}} \cdot \frac{(R_k^2 - R^2) \cdot R \cdot l_k}{R^2 \cdot R_k^2} \right] \quad (3.1)$$

Приведений тиск для процесу радіального видавлювання:

$$\bar{p}_{рад.в.} = \left[\frac{\left[\sqrt{3 \cdot R_0^4 + R_k^4} - 2 \cdot R_k^2 + R_k^2 \cdot \ln \left| \frac{3 \cdot R_0^2}{R_k^2 + \sqrt{3 \cdot R_0^4 + R_k^4}} \right| \right]}{\sqrt{3} \cdot (R_0^2 - R_k^2)} + \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \ln \frac{R_1}{R_0} + \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \left(\frac{(R_0^3 - R_k^3)}{3 \cdot h \cdot (R_0^2 - R_k^2)} - \frac{R_k^2 \cdot (R_0 - R_k)}{(R_0^2 - R_k^2) \cdot h} \right) + \left(\frac{h \cdot R_0}{\sqrt{3} \cdot (R_0^2 - R_k^2)} \right) + \frac{2 \cdot \mu_s}{\sqrt{3}} \cdot \frac{H_1 \cdot R_0}{(R_k^2 - R^2)} + \frac{2 \cdot \mu_s}{\sqrt{3}} \cdot \left(\frac{(R_0^3 - R_k^3)}{3 \cdot h \cdot (R_0^2 - R_k^2)} - \frac{R_k^2 \cdot (R_0 - R_k)}{(R_0^2 - R_k^2) \cdot h} \right) + \frac{4 \cdot \mu_s}{\sqrt{3}} \cdot \left(\frac{(R_1 - R_0)}{h} \right) \right] \quad (3.2)$$

Приведений тиск для процесу комбінованого радіально-прямого видавлювання буде розрахований з рівності потоків:

$$\bar{p}_{комби.в.} = \frac{\bar{p}_{np.в.} \cdot R_k^2 + \bar{p}_{рад.в.} \cdot (R_0^2 - R_k^2)}{R_0^2} \quad (3.3)$$

Параметром мінімізації служить мінімум значення радіуса розподілу течії матеріалу \bar{R}_k (рис. 3.2). Значення \bar{R}_k визначалося для всіх можливих перехресних параметрів при різних коефіцієнтах тертя. Основний вплив на положення величина радіусу розподілу течії матеріалу здійснює величина вихідного отвору стрижня при прямому видавлюванні \bar{R}_0 . Висота фланця не виявляє значного впливу на радіус розподілу течії матеріалу, $\bar{R}_k \approx 0,6 \div 0,64$ при терті $\mu = 0,08$. Збільшення коефіцієнта тертя призводить до незначного зміщення межі течії матеріалу в сторону радіального видавлювання і збільшення значення \bar{R}_k .

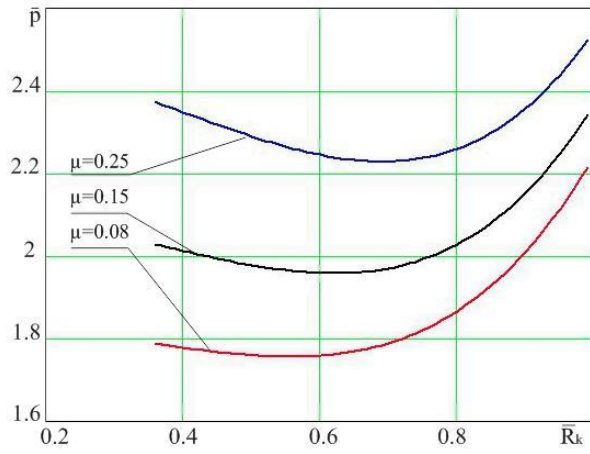
З урахуванням розрахованого оптимального критичного радіуса $\bar{R}_k \approx 0,62$ отримані графічні залежності енергосилових параметрів комбінованого видавлювання (рис. 3.3).

Графік залежності приведенного тиску від відносної висоти фланця (рис.3.3, а) показує, що при збільшенні відносної висоти фланця в межах $\bar{h} = 0,21 \dots 0,55$ значення приведенного тиску падають. Таке явище пояснюється зміною осередку деформації в радіальному напрямку течії матеріалу, збільшенням впливу окружних розтягуючих напружень, а також зменшенням контактної поверхні тертя між фланцем і матрицями (спотворення форми фланця, дефект у вигляді «чобота»).

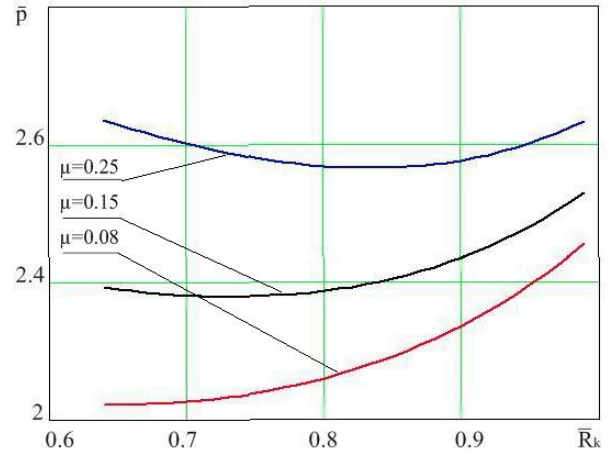
На рис. 3.3, б показано зменшення приведенного тиску при значеннях відносного радіуса стрижня $\bar{R} = 0,36 \dots 0,64$. Зниження пов'язане зі зміною поверхні зрізу при прямому видавлюванні стрижня.

При збільшенні відносного радіуса фланця $\bar{R}_1 = 1,0 \dots 2,4$ збільшується приведений тиску видавлювання (рис. 3.3, в), що пов'язано зі збільшенням окружний ступеней деформації і, як наслідок, збільшується контактна поверхня тертя з нижньою напівматрицею.

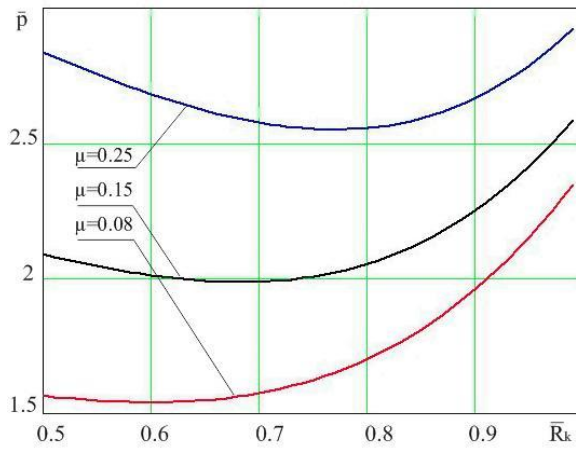
Аналіз можливості використання розрахункових моделей процесів комбінованого видавлювання будуватиметься на отриманні оптимальних



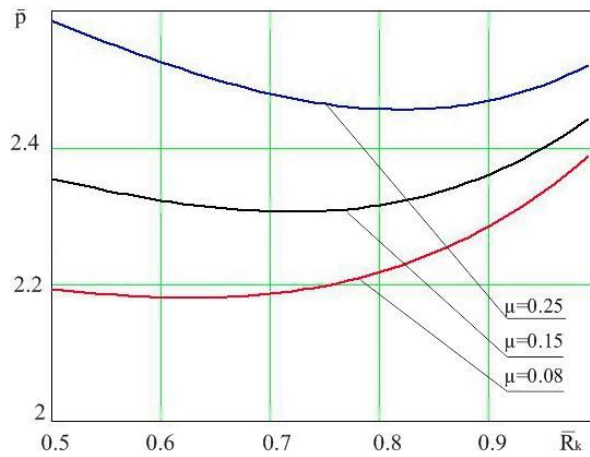
$R_0 = 14 \text{ мм} ; h = 5 \text{ мм} ;$
 $R = 5 \text{ мм} ; R/R_0 = 0.36$



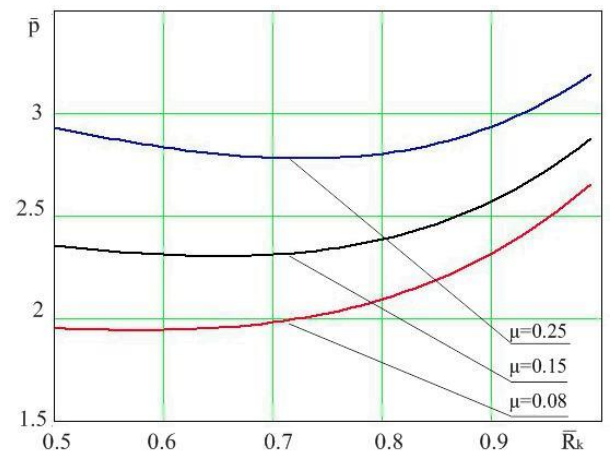
$R_0 = 14 \text{ мм} ; h = 5 \text{ мм} ;$
 $R = 9 \text{ мм} ; R/R_0 = 0.64$



$R_0 = 14 \text{ мм} ; h = 5 \text{ мм} ;$
 $R = 7 \text{ мм} ; R/R_0 = 0.50$

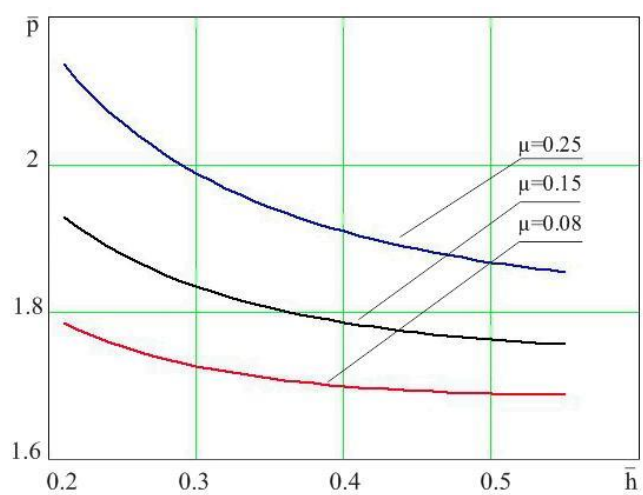


$R_0 = 14 \text{ мм} ; R = 7 \text{ мм}$
 $h = 3 \text{ мм} ; R/R_0 = 0.50$

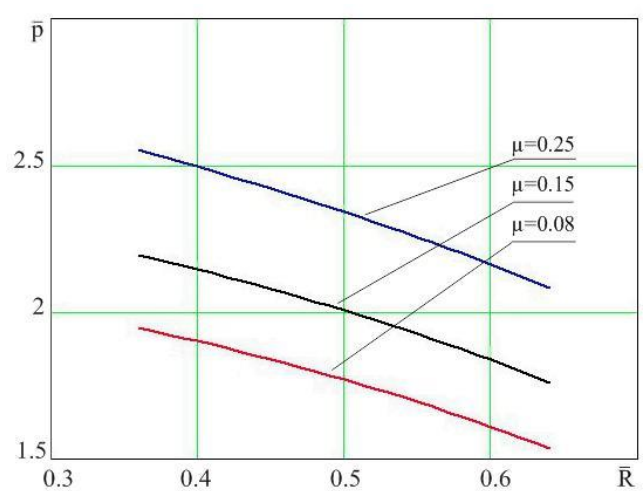


$R_0 = 14 \text{ мм} ; R = 7 \text{ мм}$
 $h = 7 \text{ мм} ; R/R_0 = 0.50$

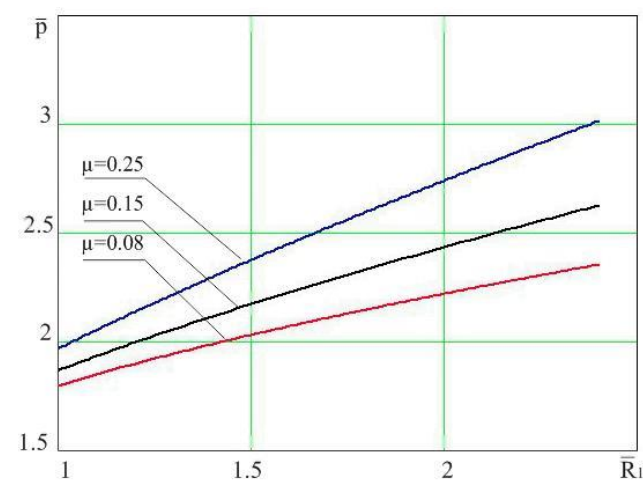
Рисунок 3.2 – Визначення мінімуму значення \bar{R}_k при різному терті



а



б



в

Рисунок 3.3 – Графіки залежності приведенного тиску від відносної висоти фланця (а), від відносного радіуса стрижня (б) і від відносного радіуса фланця (в) при різних значеннях тертя μ

енергосилових параметрів процесу деформування та параметрів поетапної зміни розмірів напівфабрикату, що відповідають дійсності, тому прогнозування приростів розмірів заготовки є важливою складовою частиною проведених досліджень. Прогнозування поетапного формозмінення заготовки дозволяє оцінити можливість отримання розмірів готової продукції відповідно до вимог та скоригувати процес протікання комбінованого деформування у випадку відхилень від необхідних розмірів.

Враховуючи можливість отримання оптимального значення кінематичного параметра W_2 як функції, що залежить від геометричних, технологічних параметрів процесу та ходу ΔHx , приріст розмірів осьового стрижня заготовки на послідовних стадіях процесу деформування для розрахункової схеми з прямолінійними модулями визначаємо шляхом інтегрування $W_{2\ opt}(\Delta Hx)$ за відрізком $[0; \Delta Hx]$, а приріст розмірів фланцевої зони визначаємо з умови рівності об'єму метала, що витісняється пунсоном та заповнює осьовий стрижень та фланцеву зону за наступними формулами:

$$\begin{aligned} \Delta l_1 \downarrow &= \int_0^{\Delta Hx} W_{2\ opt}(\Delta Hx) d(\Delta Hx), \\ \Delta l_2 \rightarrow &= \sqrt{\frac{R_0^2 \cdot \Delta Hx - R^2 \cdot l_1 \downarrow}{h} + R_0^2} - R_0, \end{aligned} \quad (3.4)$$

де ΔHx – хід пуансона, що відповідає етапу деформування

Характер зміни оптимального значення кінематичного параметру W_2 за ходом процесу дозволяє зробити висновок про вагомо незначне поетапне відхилення від значення $W_{2\ opt} = R_k^2 / R^2$ на всьому протязі процесу деформування, тому співвідношення (3.4) для розрахункової схеми з прямолінійними модулями приймають наступний вигляд:

$$\Delta l_1 \downarrow = \int_0^{\Delta Hx} W_{2 \text{ opt}}(\Delta Hx) d(\Delta Hx) = \int_0^{\Delta Hx} \frac{R^2}{R^2} \cdot \frac{R^2}{k} \cdot d(\Delta Hx) = \frac{R^2}{R^2} \cdot \frac{R^2}{k} \cdot \Delta Hx, \quad (3.5)$$

$$\Delta l_2 \rightarrow = \sqrt{\frac{R_0^2 \cdot \Delta Hx - R^2 \cdot l_1 \downarrow}{h} + R_0^2 - R_0},$$

де ΔHx – хід пуансона, що відповідає етапу деформування

Враховуючи фактично лінійний характер зміни приросту відносних розмірів (наближено) осьового стрижня $\Delta \bar{l}_1 \downarrow = \left(\frac{\bar{R}^2}{\bar{k}} / \bar{R}^2 \right) \cdot \Delta \bar{H}x$ та можливість отримання поетапної зміни відносних розмірів фланцевої зони $\Delta \bar{l}_2 \rightarrow$ на всьому протязі процесу деформування, наведемо отримані залежності для фіксованих геометричних параметрів процесу та дослідимо вплив різних співвідношень на характер зміни розмірів напівфабрикату (рис. 3.4).

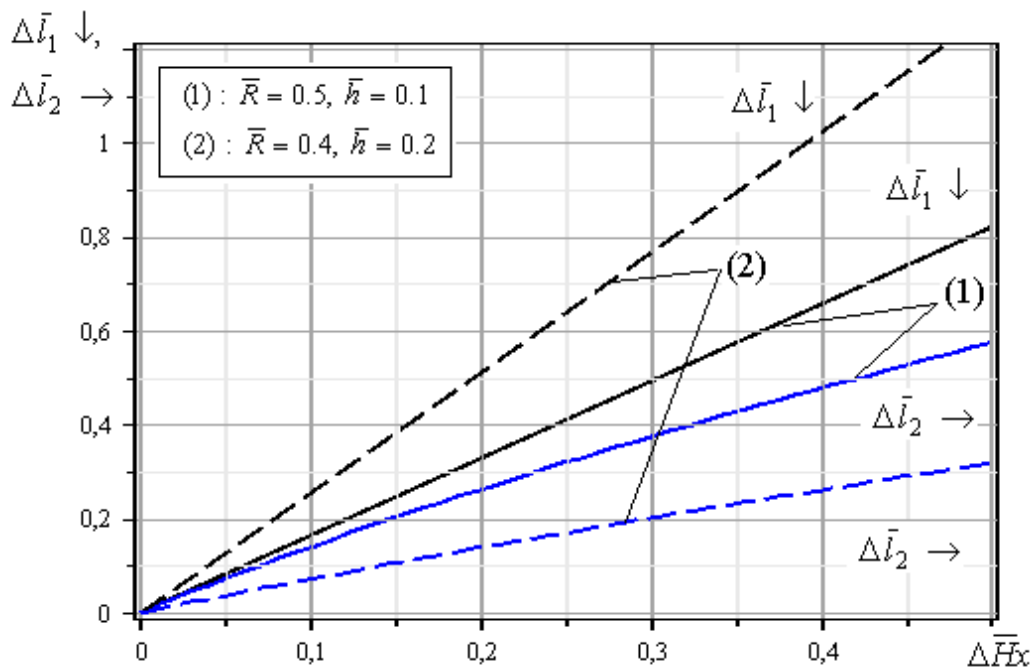


Рисунок 3.4 – Приріст відносних розмірів осьової $\Delta \bar{l}_1 \downarrow$ та фланцевої зони $\Delta \bar{l}_2 \rightarrow$ напівфабрикату при різних співвідношеннях геометричних параметрів процесу

3.2 Моделювання силового режиму процесу комбінованого радіально-прямого видавлювання енергетичним методом із модулями з непаралельною течією

Використання прямолінійних блоків не дозволяє врахувати реальну геометрію інструменту процесу радіально-прямого видавлювання. Так як часто на інструментах - матрицях виконуються фаски, то для більш точного розрахунку скористаємося енергетичним методом з із модулями з непаралельною течією [3.3- – 3.5].

Розрахункова схема із модулями з непаралельною течією (рис. 3.5) включає два нові блоки 7 і 8, для яких запишемо КГУ і КМПШ (табл. 3.4), значення компонентів швидкостей деформації (табл. 3.5) і інтенсивності деформацій (табл. 3.6) [3.6].

Потужність сил деформування:

$$N_{07} = 2\pi \cdot \frac{\sqrt{2}}{3} \cdot \sigma_s \cdot v_{4-7} \cdot R_0 \cdot (h + H_1) \times$$

$$\left[\left(N \cdot \frac{R_0^{*2} - R_0^2}{2} - \operatorname{tg}(\alpha) \cdot \frac{R_0^{3*} - R_0^3}{3} \right) \cdot \left(\frac{6 + 0.5 \operatorname{tg}^2(\alpha)}{2 \cdot N} \cdot \left(\frac{1}{R_0^{*2}} - \frac{1}{R_0^2} \right) \right) + \right.$$

$$\left. + \frac{\operatorname{tg}(\alpha) \cdot (2.5 \operatorname{tg}^2(\alpha) + 12)}{N^2} \cdot \left(\frac{1}{R_0^*} - \frac{1}{R_0} \right) \cdot \frac{\operatorname{tg}^2(\alpha) \cdot (20 + 6.5 \operatorname{tg}^2(\alpha))}{N^3} \right] \times$$

$$\times \left[\ln \left| \frac{R_0}{R_0^*} \right| + \frac{\operatorname{tg}^2(\alpha) \cdot (1 + \operatorname{tg}^2(\alpha))}{N} \cdot \left(\frac{1}{(N - \operatorname{tg} \alpha \cdot R_0^*)^2} - \frac{1}{(N - \operatorname{tg} \alpha \cdot R_0)^2} \right) \right] +$$

$$\left[\frac{4 \cdot \operatorname{tg}^2(\alpha) \cdot (2 + \operatorname{tg}^2(\alpha))}{N^2} \cdot \left(\frac{1}{(N - \operatorname{tg} \alpha \cdot R_0^*)} - \frac{1}{(N - \operatorname{tg} \alpha \cdot R_0)} \right) \right] +$$

$$\left[\frac{\operatorname{tg}^2(\alpha) \cdot (20 + 6.5 \cdot \operatorname{tg}^2(\alpha))}{N^3} \cdot \ln \left| \frac{N - \operatorname{tg}(\alpha) \cdot R_0}{N - \operatorname{tg}(\alpha) \cdot R_0^*} \right| \right].$$

$$\text{де } N = h + H_1 + \operatorname{tg}(\alpha) \cdot R_0.$$

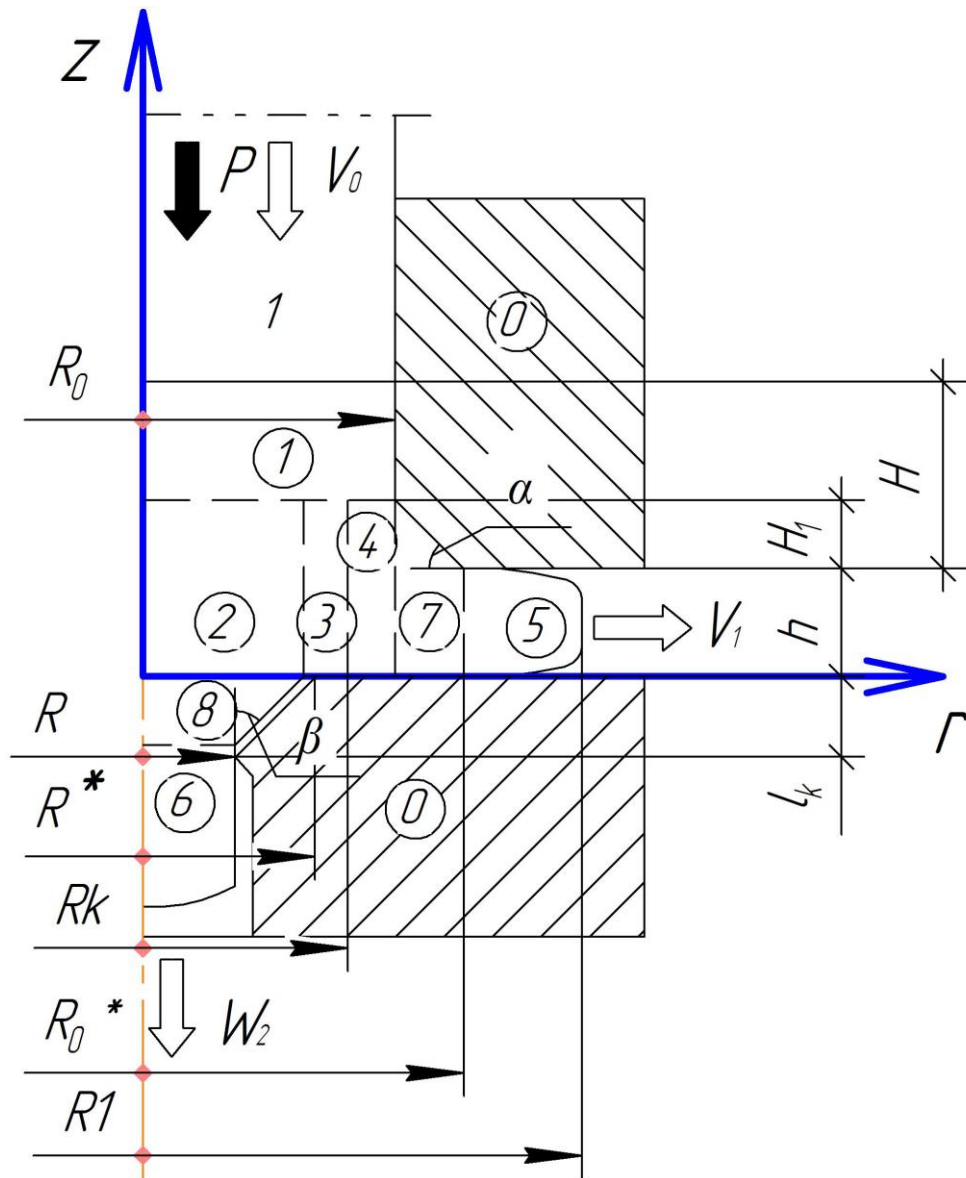


Рисунок 3.5 – Розрахункова схема радіально-прямого видавлювання із модулями з непаралельною течією

Таблиця 3.4 – КГУ та КМПШ модулів з непаралельною течією

Мо- дуль	КГУ	КМПШ
7	$v_r \Big _{r=R_0} = v_{4-7}$ $v_r \Big _{r=R_0^*} = \frac{v_{4-7} \cdot R_0 \cdot (h + H_1)}{R_0^* \cdot z(r)}$ $z(r) = -\operatorname{tg}(\alpha) \cdot (r - R_0) + (h + H_1)$ $\operatorname{tg}(\alpha) = \frac{h_2}{R_0^* - R_0}$	$v_z = \frac{-v_{4-7} \cdot R_0 \cdot (h + H_1) \cdot \operatorname{tg}(\alpha)}{r \cdot z^2(r)} \cdot z$ $v_r = \frac{v_{4-7} \cdot R_0 \cdot (h + H_1)}{r \cdot z(r)}$

Продовження таблиці 3.4

8	$v_z \Big _{z=0} = -v_{2-8}$ $v_z \Big _{z=-H_6} = \frac{-v_{2-8} \cdot (R^*)^2}{(R)^2}$	$v_z = \frac{-v_{2-8} \cdot (R^*)^2}{T^2(z)}$ $v_r = \frac{r \cdot k}{T^3(z)} \cdot \left(-v_{2-8} \cdot (R^*)^2 \right)$ $T(z) = k \cdot z + R^*, k = -\frac{(R - R^*)}{H_6} = T'(z)$
---	--	---

$$\text{де } v_{4-7} = v_0 \cdot \frac{R_0^2 - R_k^2}{2 \cdot R_k \cdot (h + H_1)}, \quad v_{2-8} = v_0 \cdot \frac{R_k^2}{R^{*2}}$$

Таблиця 3.5 – Значення компонентів швидкостей деформації

Модуль 7	Модуль 8
$\dot{\varepsilon}_z = \frac{-v_{4-7} \cdot R_0 \cdot (h + H_1) \cdot \text{tg}(\alpha)}{r \cdot z^2(r)}$ $\dot{\varepsilon}_\theta = \frac{v_{4-7} \cdot R_0 \cdot (h + H_1)}{r^2 \cdot z(r)}$ $\dot{\varepsilon}_r = \frac{-v_{4-7} \cdot R_0 \cdot (h + H_1) \cdot [z(r) + r \cdot \text{tg}(\alpha)]}{r^2 \cdot z^2(r)}$ $\dot{\gamma}_{rz} = \frac{-v_{4-7} \cdot R_0 \cdot (h + H_1) \cdot \text{tg}(\alpha) \cdot z \cdot [z(r) + 2 \cdot r \cdot \text{tg}(\alpha)]}{r^2 \cdot z^3(r)}$	$\dot{\varepsilon}_z = \frac{2 \cdot v_{2-8} \cdot (R^*)^2 \cdot k}{T^3(z)}$ $\dot{\varepsilon}_r = \frac{-v_{2-8} \cdot (R^*)^2 \cdot k}{T^3(z)};$ $\dot{\varepsilon}_\theta = \frac{-v_{2-8} \cdot (R^*)^2 \cdot k}{T^3(z)}$

Таблиця 3.6 – Значення інтенсивності деформацій

Модуль	$\dot{\varepsilon}_i$
7	$\frac{2}{9} \left[v_{4-7} \cdot R_0 \cdot (h + H_1) \right]^2 \times$ $\times \left[\frac{6}{z^2(r) \cdot r^4} + \frac{2 \cdot \text{tg}^2(\alpha)}{r^2 \cdot z^4(r)} + \frac{6 \cdot \text{tg}(\alpha)}{r^3 \cdot z^3(r)} + 1,5 \cdot \text{tg}(\alpha) \cdot \frac{(z(r) + 2 \cdot r \cdot \text{tg}(\alpha))^2}{z^6(r) \cdot r^4} \right]$
8	$1,08 \cdot \left(\frac{2 \cdot v_{2-8} \cdot (R^*)^2 \cdot k}{T^3(z)} \right)$

$$N_{\partial 8} = \int_{-l_i}^0 \int_0^{2\pi} \int_0^R \left| \frac{2 \cdot v_{2-8} \cdot (R^*)^2 \cdot k}{T^3(z)} \right| \cdot 1,08 \cdot \sigma_s \cdot r \cdot d\theta dz dr =$$

$$= 1,08 \cdot \sigma_s \cdot v_{2-8} \cdot \pi \cdot R^{*2} \cdot \frac{2 \cdot l_k \cdot \operatorname{tg}(\beta)}{T(z)}.$$

Потужності сил зрізу:

$$N_{c4-7} = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 2 \cdot \pi \cdot R_0 \int_0^{h+H_1} v_r \Big|_{r=R_0} dz = \frac{\pi \cdot \sigma_s \cdot v_{4-7} \cdot R_0 \cdot \operatorname{tg}(\alpha) \cdot (h + H_1)}{\sqrt{3}}.$$

$$N_{c.7-5} = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 2 \cdot \pi \cdot R_1 \int_0^h v_r \Big|_{r=R_0} dz = \frac{\pi \cdot \sigma_s \cdot v_{4-7} \cdot R_0 \cdot \operatorname{tg}(\alpha) \cdot h}{\sqrt{3}}.$$

$$N_{c2-8} = \int_0^{R^*} \int_0^{2\pi} \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \sigma_s \cdot \left(-\frac{v_{2-8} \cdot R^2 \cdot r \cdot K}{T^3(z)} \right) \cdot r \cdot d\theta dr = \sigma_s \cdot v_{2-8} \cdot \pi \cdot R^2 \cdot \frac{2}{3\sqrt{3}} \cdot \frac{R^{*3} \cdot \operatorname{tg}(\beta)}{T^3(z)}.$$

$$N_{c8-6} = \int_0^{R^*} \int_0^{2\pi} \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \sigma_s \cdot \left(-\frac{v_{2-8} \cdot R^2 \cdot r \cdot K}{T^3(z)} \right) \cdot r \cdot d\theta dr = \sigma_s \cdot v_{2-8} \cdot \pi \cdot R^2 \cdot \frac{2}{3\sqrt{3}} \cdot \frac{R^3 \cdot \operatorname{tg}(\beta)}{T^3(z)}.$$

Потужності сил тертя:

$$N_{\text{т прямая } 7-0} = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 2 \cdot \mu_s \int_0^{2\pi} d\theta \int_{R_0}^{R_0^*} \frac{v_{4-7} \cdot R_0 \cdot (h + H_1)}{r \cdot z(r)} r dr =$$

$$= \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 4 \cdot \pi \cdot \mu_s \cdot v_{4-7} \cdot R_0 \cdot (h + H_1) \cdot \frac{1}{\operatorname{tg}(\alpha)} \cdot \ln \left| \frac{h + H_1}{h} \right|.$$

$$N_{\text{т максим } 7-0} = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 2 \cdot \mu_s \cdot 2 \cdot \pi \cdot (1 + \operatorname{tg}^2(\alpha)) \int_{R_0}^{R_0^*} \frac{v_{4-7} \cdot R_0 \cdot (h + H_1)}{r \cdot z(r)} r dr =$$

$$= \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 4 \cdot \pi \cdot \mu_s \cdot v_{4-7} \cdot (1 + \operatorname{tg}^2(\alpha)) \cdot R_0 \cdot (h + H_1) \cdot \frac{1}{\operatorname{tg}(\alpha)} \cdot \ln \left| \frac{N - \operatorname{tg}(\alpha) \cdot R_0}{N - \operatorname{tg}(\alpha) \cdot R_0^*} \right|.$$

$$N_{m.накл. 8-0} = \int_R \int_0^{2\pi} \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \mu_s \cdot \sigma_s \cdot \left| -\frac{\nu_{2-8} \cdot (R)^2 \cdot r \cdot K}{T^2(z)} \right| \cdot r \cdot d\theta dr =$$

$$= \sigma_s \cdot \nu_{2-8} \cdot \pi \cdot R^2 \cdot \frac{4}{3\sqrt{3}} \cdot \mu_s \cdot \frac{(R^3 - R^{*3}) \cdot \operatorname{tg}(\beta)}{T^3(z)}.$$

Приведений тиск для блоку 7:

$$\bar{p}_7 = \frac{2\sqrt{2}}{3} \cdot \left(\begin{aligned} & \left(N \cdot \frac{R_0^{*2} - R_0^2}{2} - \operatorname{tg}(\alpha) \cdot \frac{R_0^{3*} - R_0^3}{3} \right) \cdot \left(\frac{6 + 0.5 \operatorname{tg}^2(\alpha)}{2 \cdot N} \cdot \left(\frac{1}{R_0^{*2}} - \frac{1}{R_0^2} \right) + \right. \\ & + \frac{\operatorname{tg}(\alpha) \cdot (2.5 \operatorname{tg}^2(\alpha) + 12)}{N^2} \cdot \left(\frac{1}{R_0^*} - \frac{1}{R_0} \right) \cdot \frac{\operatorname{tg}^2(\alpha) \cdot (20 + 6.5 \operatorname{tg}^2(\alpha))}{N^3} \times \\ & \times \ln \left| \frac{R_0}{R_0^*} \right| + \frac{\operatorname{tg}^2(\alpha) \cdot (1 + \operatorname{tg}^2(\alpha))}{N} \cdot \left(\frac{1}{(N - \operatorname{tg} \alpha \cdot R_0^*)^2} - \frac{1}{(N - \operatorname{tg} \alpha \cdot R_0)^2} \right) + \\ & + \frac{4 \cdot \operatorname{tg}^2(\alpha) \cdot (2 + \operatorname{tg}^2(\alpha))}{N^2} \cdot \left(\frac{1}{(N - \operatorname{tg} \alpha \cdot R_0^*)} - \frac{1}{(N - \operatorname{tg} \alpha \cdot R_0)} \right) + \\ & \left. + \frac{\operatorname{tg}^2(\alpha) \cdot (20 + 6.5 \cdot \operatorname{tg}^2(\alpha))}{N^3} \cdot \ln \left| \frac{N - \operatorname{tg}(\alpha) \cdot R_0}{N - \operatorname{tg}(\alpha) \cdot R_0^*} \right| \right) + \\ & + \frac{\operatorname{tg}(\alpha) \cdot (h + H_1)}{\sqrt{3}} + \frac{\operatorname{tg}(\alpha) \cdot h}{\sqrt{3}} + \frac{1}{\operatorname{tg}(\alpha)} \cdot \ln \left| \frac{h + H_1}{h} \right| + \frac{4 \cdot \mu_s}{\operatorname{tg}(\alpha)} \cdot \ln \left| \frac{N - \operatorname{tg}(\alpha) \cdot R_0}{N - \operatorname{tg}(\alpha) \cdot R_0^*} \right| \end{aligned} \right) \quad (3.5)$$

Приведений тиск для блоку 8:

$$\bar{p}_8 = 1,08 \cdot \frac{2 \cdot l_k \cdot \operatorname{tg}(\beta)}{T(z)} + \frac{2}{3\sqrt{3}} \cdot \frac{R^{*3} \cdot \operatorname{tg}(\beta)}{T^3(z)} +$$

$$+ \frac{2}{3\sqrt{3}} \cdot \frac{R^3 \cdot \operatorname{tg}(\beta)}{T^3(z)} + \frac{4}{3\sqrt{3}} \cdot \mu_s \cdot \frac{(R^3 - R^{*3}) \cdot \operatorname{tg}(\beta)}{T^3(z)}. \quad (3.6)$$

Загальне рівняння енергетичного балансу потужностей для комбінованого радіально-прямого видавлювання із модулями з непаралельною течією

$$\bar{p}_{\text{комби. в.}} = \frac{(\bar{p}_{\text{пр. в.}} + \bar{p}_8) \cdot R_k^2 + (\bar{p}_{\text{рад. в.}} + \bar{p}_7) \cdot (R_0^2 - R_k^2)}{R_0^2} \quad (3.7)$$

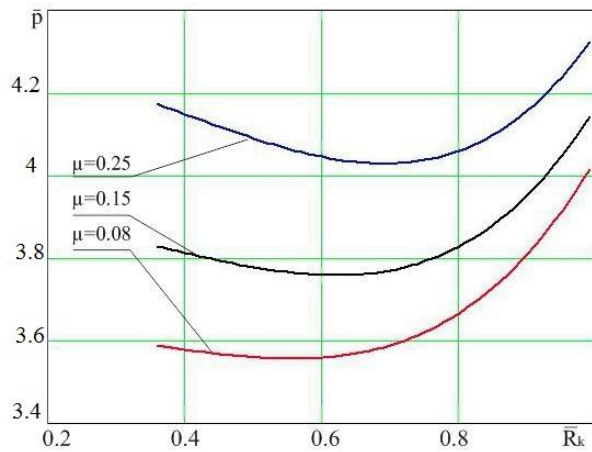
Дослідження критичного радіуса розподілу течії матеріалу, в схемі із модулями з непаралельною течією, показали, що наявність фасок не суттєво впливають на \bar{R}_k . Це пояснюється тим, що врахування величини розподілу течії матеріалу використовується у відносних значеннях. Проте використання фасок на інструментах сприяють зниженню вірогідності відділення фланцю від тіла заготовки. Відповідно до отриманих графічних залежностей (рис. 3.6) для подальших розрахунків 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 (додаток Д), при $\alpha=45^\circ$, $\beta=45^\circ$ (рис. 3.7, а–в) помітно, що вони мають схожий характер з графіками для прямолінійних модулів. Приведений тиску для модулів з непаралельною течією більше, ніж для прямолінійних. Це пояснюється тим, що в схемі із модулями з непаралельною течією збільшується кількість поверхонь зрізу і тертя, тому відбувається математичне збільшення значення приведенного тиску.

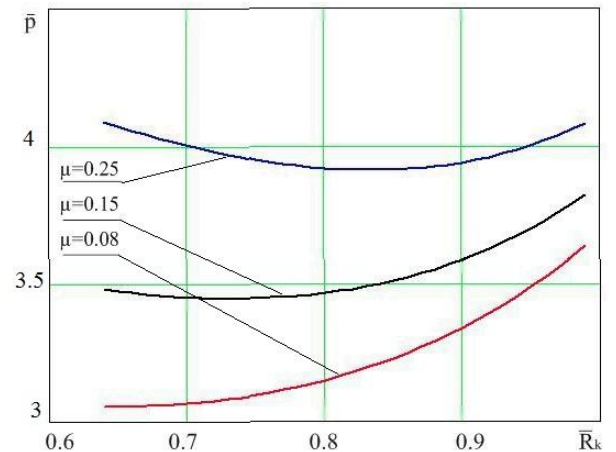
Більшу цікавість з точки зору дослідження викликає дослідження характеру зміни приведенного тиску від величини фаски на верхній і нижній матрицях, що показано на рис. 3.7, г-д.

Збільшення кута на верхній напівматриці в межах $\alpha = 15^\circ..45^\circ$ (див. рис. 3.7, 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 збільшення сил тертя.

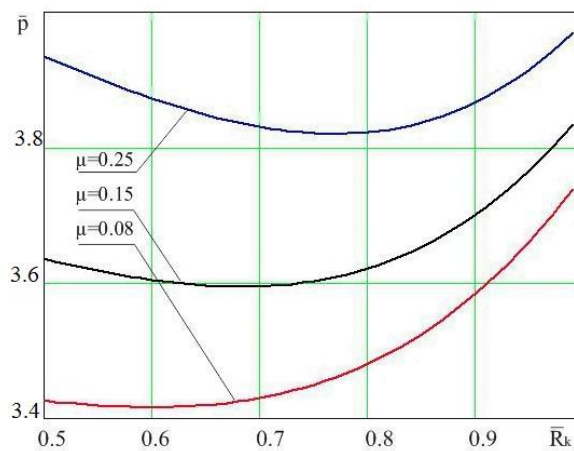
Зміна величини фаски на нижній напівматриці $\beta = 15^\circ..45^\circ$ призводить до монотонного зниження приведенного тиску. Це пов'язано зі створенням більш плавної течії матеріалу та зменшенню поверхні зрізу при прямому видавлюванні.



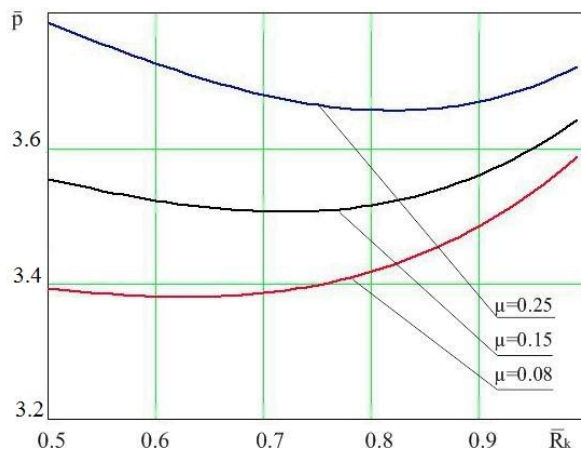
$R_0 = 14 \text{ мм} ; h = 5 \text{ мм} ;$
 $R = 5 \text{ мм} ; R/R_0 = 0.36$



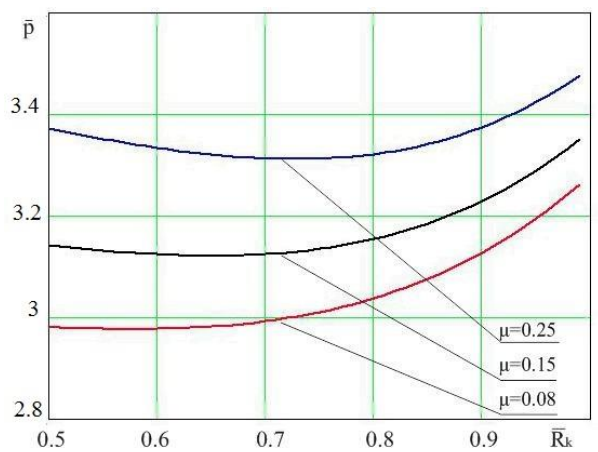
$R_0 = 14 \text{ мм} ; h = 5 \text{ мм} ;$
 $R = 9 \text{ мм} ; R/R_0 = 0.64$



$R_0 = 14 \text{ мм} ; h = 5 \text{ мм} ;$
 $R = 7 \text{ мм} ; R/R_0 = 0.50$



$R_0 = 14 \text{ мм} ; R = 7 \text{ мм}$
 $h = 3 \text{ мм} ; R/R_0 = 0.50$



$R_0 = 14 \text{ мм} ; R = 7 \text{ мм}$
 $h = 7 \text{ мм} ; R/R_0 = 0.50$

Рисунок 3.6 – Визначення мінімуму значення \bar{R}_k при різному терті для схеми із модулями з непаралельною течією, де $\alpha=45^\circ$, $\beta=45^\circ$

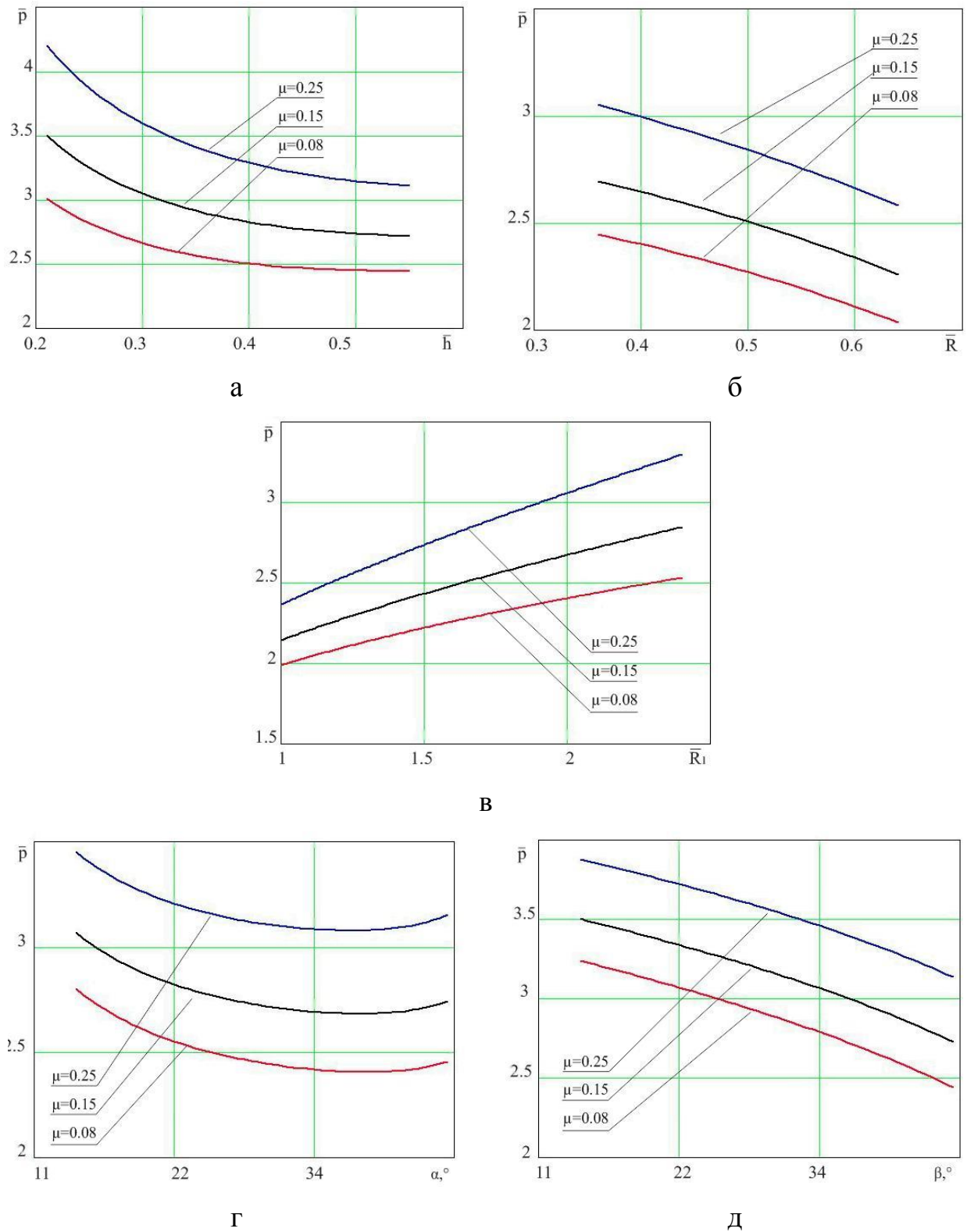


Рисунок 3.7 – Графіки залежності приведенного тиску від відносної висоти фланця (а), від відносного радіуса стрижня (б), від відносного радіуса фланця (в), від кута скосу на верхній матриці α (г), від кута скосу на нижній матриці β (д) при різних значеннях тертя μ для схеми з модулями із непаралельною течією

Розглядаючи розрахункову із модулями з непаралельною течією, що враховує наявність фасок в напрямі формування осьового стрижня та фланцю, слід зазначити, що в загальному випадку отримання приростів відносних розмірів осьової $\Delta \bar{l}_1 \downarrow$ та фланцевої зони $\Delta \bar{l}_2 \rightarrow$ напівфабрикату вимагає чисельних розрахунків. Але за умов незначного поетапного відхилення величини w_2 від значення $w_{2\text{opt}} = R_k^2 / R^2$ на всьому протязі процесу деформування на етапі заповнення зони 8 та 7 можна скористатися наступними співвідношеннями для отримання відносних розмірів напівфабрикату в осьовій стрижневій зоні:

$$\Delta l_1 \downarrow = \text{ctg } \beta \cdot \left[R^* - \sqrt[3]{R^{*3} - 3 \cdot R_k^2 \cdot \Delta Hx \cdot \text{tg } \beta} \right] \quad (3.8)$$

де ΔHx – хід пуансона, що відповідає етапу деформування

Приріст $\Delta l_2 \rightarrow$ за умови зони 7 слід знаходити з рівності об'ємів, що витісняється пуансоном та заповнює осьовий стрижень зони 8 з отриманим вище значенням $\Delta l_1 \downarrow$ та фланцеву зону, розв'язавши чисельно рівняння:

$$V_0 = V \downarrow + V \rightarrow ,$$

де $V_0 = \pi R_0^2 \cdot \Delta Hx$ – об'єм металу, що витісняється пуансоном за хід ΔHx ,

$$V \downarrow = \frac{\pi}{3} \cdot \Delta l_1 \downarrow \cdot \left[R^{*2} + R^* \cdot \left(R^* - \Delta l_1 \downarrow \cdot \text{tg } \beta \right) + \left(R^* - \Delta l_1 \downarrow \cdot \text{tg } \beta \right)^2 \right] - \text{об'єм металу, що}$$

заповнює осьовий відросток зони 8 за хід ΔHx ,

$$V \rightarrow = \pi \cdot \left[\left(h + R_0^* \cdot \text{tg } \alpha \right) \cdot (2R_0 + \Delta l_2 \rightarrow) \cdot \Delta l_2 - \frac{2}{3} \cdot \left((R_0 + \Delta l_2 \rightarrow)^3 - R_0^3 \right) \right] - \text{об'єм металу,}$$

що заповнює фланцеву зону 7 за хід ΔHx .

При поетапному деформуванні після заповнення зони 8 та переходу до заповнення зони 6 величину відносного приросту осевого стрижня слід знаходити як суму приростів, отриманих за формулами (3.5) та (3.8), аналогічно обчислювати відносні прирости при переході до заповнення фланцевої зони 5 (рис. 3.8).

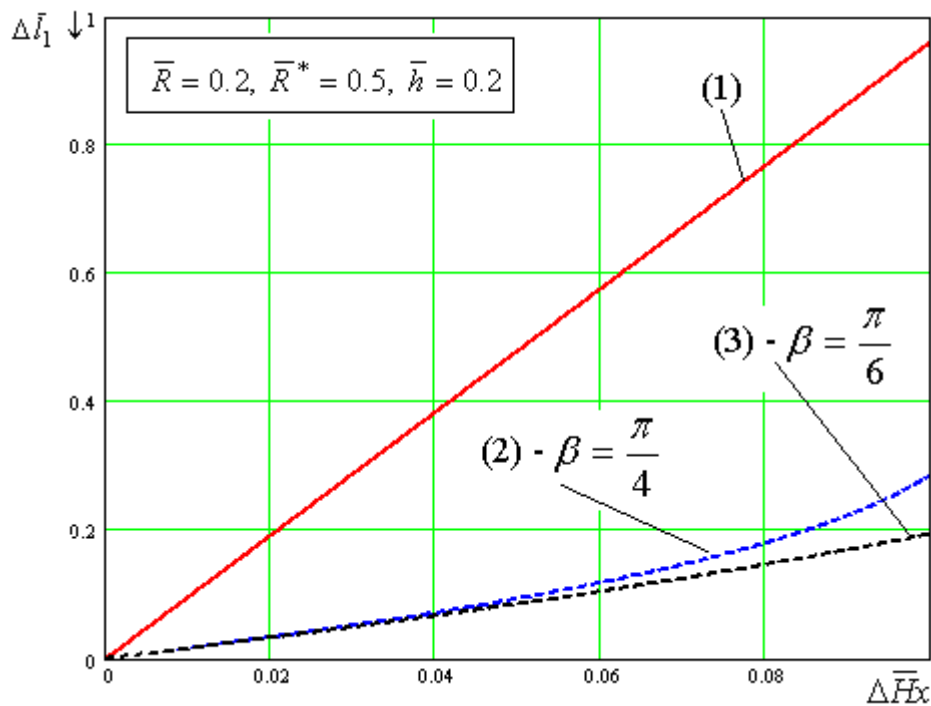


Рисунок 3.8 – Приріст відносних розмірів осевого стрижня $\Delta \bar{l}_1 \downarrow$ при різних співвідношеннях геометричних параметрів процесу

Використання фаски з різними кутами нахилу β дає можливість корегувати величину приростів напівфабрикату в осевій 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 $\Delta \bar{l}_1 \downarrow$ відповідають більш пізньому часу деформування.

3.3 Моделювання силового режиму процесу комбінованого радіально-прямого видавлювання методом скінчених елементів (МСЕ)

На сучасному етапі розвитку обчислювальної техніки стало можливим застосування наукомістких математичних моделей і методів (метод скінчених елементів), що дозволяють в досить короткі терміни отримати наближені картини поетапного формозміни і напружено-деформованого стану. Для аналізу напружено-деформованого стану при комбінованому радіально-прямому видавлюванні деталей з фланцем і осьовим стрижнем методом скінчених елементів використовувався програмний продукт QForm 2D [3.7, 3.8].

Граничні умови для вісесиметричної задачі радіально-прямого видавлювання були задані в наступному вигляді: зміцнення алюмінієвого матеріалу АД31 описано кривою зміцнення $\sigma_s = 191.55 \cdot e^{0.202} \text{ МПа}$; для матеріалу АД1 – $\sigma_s = 138.42 \cdot e^{0.2182} \text{ МПа}$; щільність матеріалів 2800 кг / м^3 ; для матеріалу Сталь 10 – $\sigma_s = 788.39 \cdot e^{0.2372} \text{ МПа}$; щільність матеріалу 7850 кг / м^3 ; швидкість деформування $0,25 \text{ с}^{-1}$, модуль Юнга 71000 МПа ; коефіцієнт Пуассона $0,3$; коефіцієнт тертя за Левановим $\mu_s = 0,16$; швидкість переміщення інструменту 1 мм/с ; інструмент абсолютно жорсткий.

За результатами розрахунків МСЕ отриманий масив математичних експериментів, у вигляді поетапного розподілу полів деформацій і напружень (рис. 3.9). Відповідно до проведеного моделюванням, було встановлено, що осередок деформації зосереджений на перехідних кромках деформуючого інструменту (напівматриць); максимальні значення логарифмічною деформації знаходяться в межах $82\% - 85\%$ [3.9].

Моделювання показало, що наявність тертя між заготовкою та інструментом негативно впливає на формоутворення фланцю. За рахунок цього фланець відхиляється від верхньої напівматриці. Для усунення такого

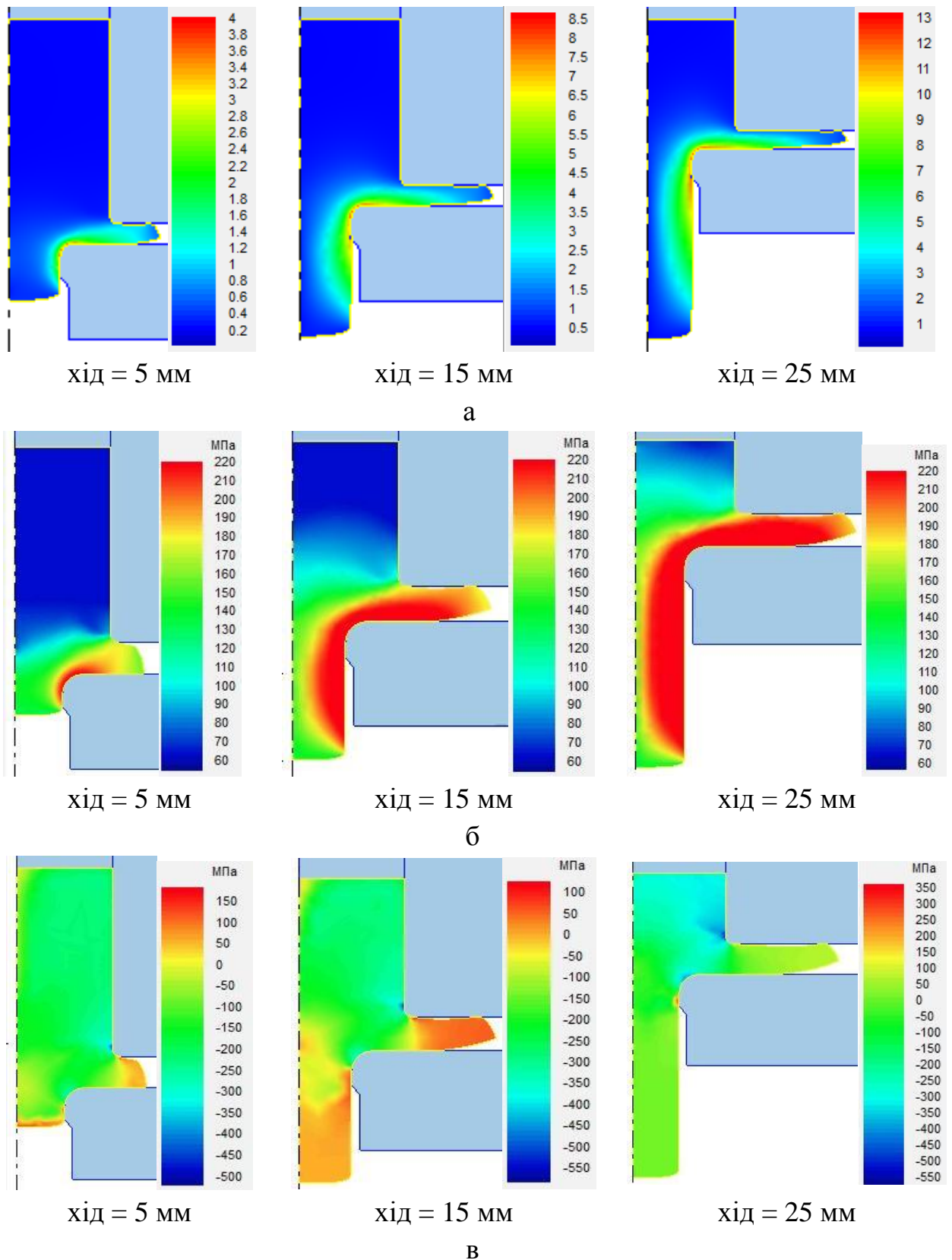


Рисунок 3.9 – Розподіл значень ступеня деформації (а), опору деформації (б) і середнього гідростатичного напруження (в) по ходу деформування заготовки для матеріалу АД31

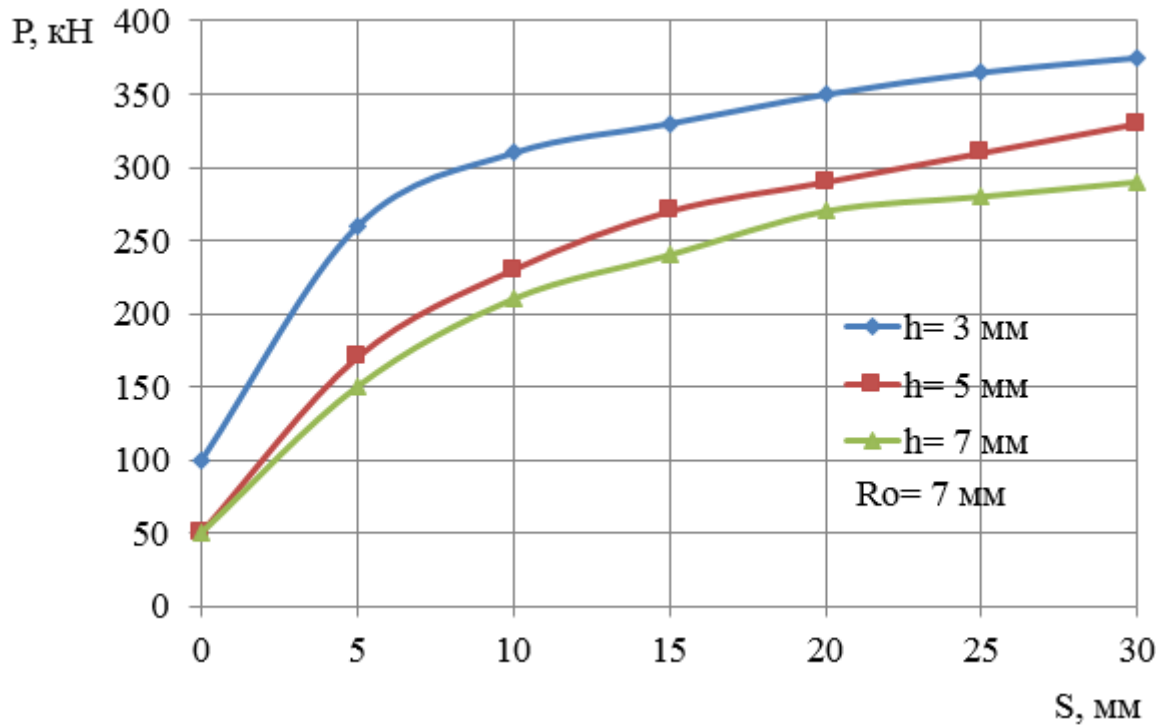
дефекту варто проаналізувати вплив скруглень на перехідних кромках інструменту для поліпшення умов течії матеріалу в радіальному напрямі при комбінованому видавлюванні.

Розподіл опору деформації по ходу деформування показує, що максимальні значення напружень зосереджуються безпосередньо в осередку деформації, а саме у фланці і на периферії стрижня. Згідно зі спостереженнями можна зробити висновок, що по лінії, яка проходить від кромки верхньої напівматриці до кромки верхньої напівматриці, спостерігається зосередження максимальних напружень. Тому, ця область вимагає подальших досліджень. Крім того, центральна частина стрижня залишається непропрацьованою, що є значним недоліком при експлуатації готових деталей.

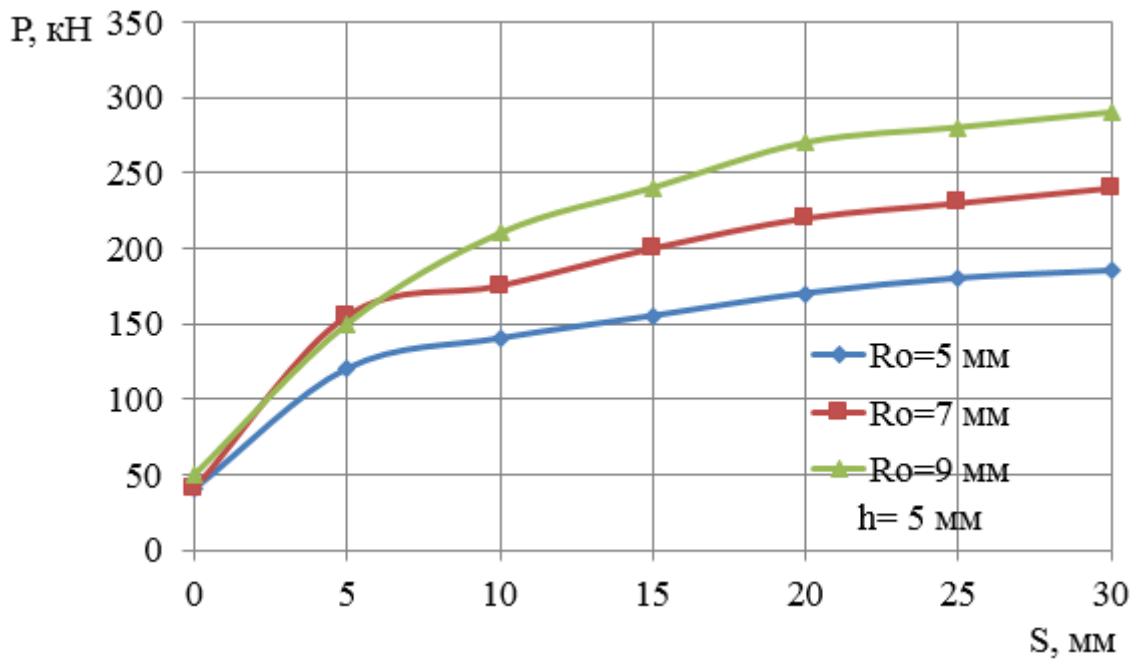
Для аналізу енергосилових параметрів комбінованого радіально-прямого видавлювання побудовані графіки залежності зусилля видавлювання в залежності від різної висоти фланця при стаціонарному радіусі стрижня (рис. 3.10, а) і від радіуса стрижня при постійному фланці по ходу процесу (рис. 3.10, б).

Для обробки статистичних даних застосований математичний апарат планування експерименту [3.10, 3.11]. В результаті використання планування експерименту очікується отримати залежності енергосилових параметрів видавлювання від геометричних параметрів (відносної висоти фланцю $\bar{h} = h/R_0$ ($h = 5, 7, 9$ мм), відносного радіусу стрижня $\bar{R} = R/R_0$ ($R = 5, 7, 9$ мм) та відносного радіусу закруглення матриці $\bar{r} = r/R_0$, ($r = 1, 1.5, 2$ мм), де $R_0 = 14$ мм), та проаналізувати приріст об'ємних частин заготовки при різних значеннях розмірів деталі.

Досліджується трьохфакторна модель. Зміна факторів будемо вестися на трьох рівнях. Першим етапом планування є вибір центру плану x_{i_0} і визначення кроків варіювання по кожному фактору. Інтервали варіювання



а



б

Рисунок 3.10 – Зміна зусилля радіально-прямого видавлювання при різних висоті фланця (а) та різному радіусі стрижня (б)

факторів і їх значення в натуральному масштабі на основному, верхньому і нижньому рівнях вказані в таблиці рівнів факторів (табл.3.7).

Таблиця 3.7 – Рівня факторів

Фактори	$x_1 (\bar{h})$	$x_2 (\bar{R})$	$x_3 (\bar{r})$
Основний рівень (x_{i_0})	0,36	0,50	0,14
Інтервал варіювання (Δx_i)	0,15	0,16	0,07
Верхній рівень ($x_i = 1$)	0,51	0,66	0,21
Нижній рівень ($x_i = -1$)	0,21	0,34	0,07

Рівняння регресії представлено формулою:

$$Y(\bar{h}, \bar{R}, \bar{r}) = b_0 + b_1 \cdot \bar{h} + b_2 \cdot \bar{R} + b_3 \cdot \bar{r} + b_4 \cdot \bar{h} \cdot \bar{R} + b_5 \cdot \bar{h} \cdot \bar{r} + b_6 \cdot \bar{R} \cdot \bar{r} + b_7 \cdot \bar{h}^2 + b_8 \cdot \bar{R}^2 + b_9 \cdot \bar{r}^2. \quad (3.7)$$

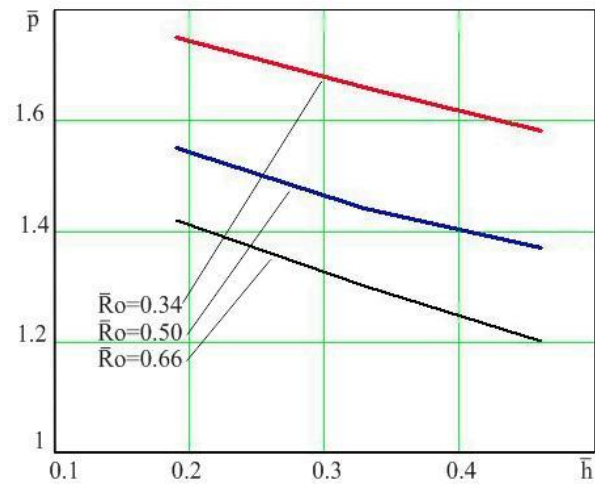
Коефіцієнти регресійного рівняння визначені для даної схеми в табл. 3.8.

Таблиця 3.8 – Коефіцієнти регресійного рівняння

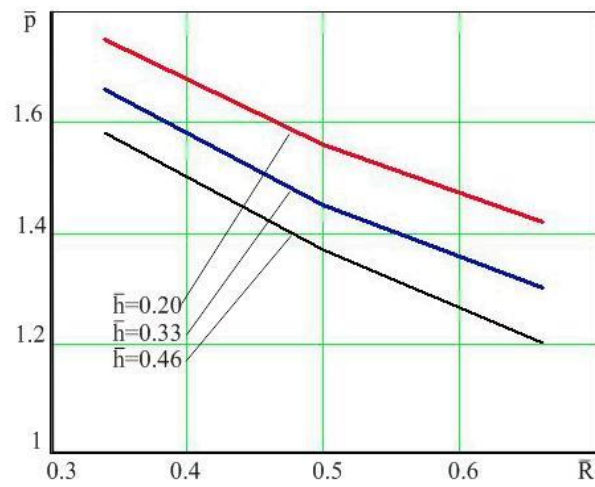
Y	b_0	b_1	b_2	b_3	b_4	b_5	b_6	b_7	b_8	b_9
\bar{p}	1.2	-0.79	1.95	-1.19	0.04	0.27	0.22	0.01	0.06	0.74

З використанням методики планування експерименту за допомогою програми MathCAD були отримані залежності приведенного тиску видавлювання (рис. 3.9) від варійованих величин.

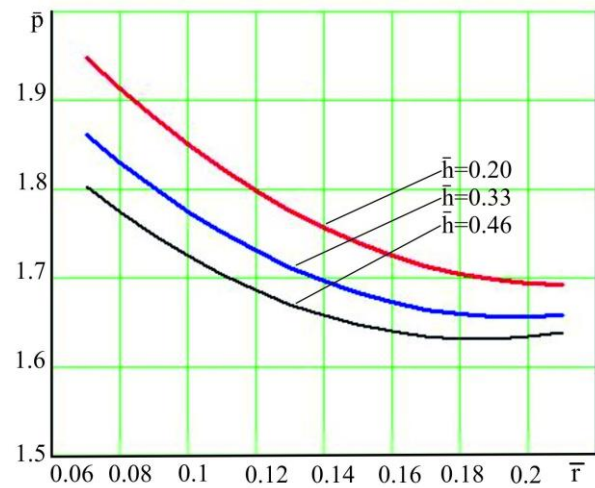
Зниження показників енергосилових параметрів при зміні відносної висоти фланця \bar{h} показаний на рис. 3.11, а. Подібний характер зміни значень спостерігається за рахунок зменшення ступеня деформації у фланці. При зміні відносного радіуса стрижня \bar{R} (рис. 3.11, б) приведений тиск зростає зі збільшенням даного параметра. Це пов'язано зі зміною напруженого стану при прямому видавлюванні. Так само збільшується контактна поверхня тертя з нижньою напівматрицею.



а



б



в

Рисунок 3.11 – Залежність приведенного тиску від відносної висоти фланцюо (а), відносного радіусу стрижня (б), відносного радіусу закруглення напівматриці (в) ($\bar{h} = 0.20 = 3 \text{ мм}$, $\bar{h} = 0.33 = 5 \text{ мм}$, $\bar{h} = 0.46 = 7 \text{ мм}$, $\bar{R}_0 = 0.34 = 5 \text{ мм}$, $\bar{R}_0 = 0.50 = 7 \text{ мм}$, $\bar{R}_0 = 0.66 = 9 \text{ мм}$)

З графіків, наведених на рис. 3.11 в, видно, що приведений тиск зі збільшенням відносного радіуса заокруглення матриці \bar{r} падає. Це пов'язано з появою плавної течії матеріалу. Так само при наявності більшого радіуса заокруглення знижується концентрація напружень в місці зміни поперечного перерізу [3.12].

Дослідження формозміни при комбінованому радіально-прямому видавлюванні з використанням МСЕ.

Набір отриманих даних при моделювання МСЕ, з використанням планування експерименту, дозволяють проаналізувати формозміна заготовки при різних геометричних розмірах (рис. 3.12).

При зміні відносної висоти фланця від $\bar{h} = 0.21$ до $\bar{h} = 0.51$ при інших рівних геометричних параметрах спостерігається наростання об'єму металу у фланцевій зоні. Відповідно потік металу в стрижень скорочується через збільшення осередку деформування в радіальному напрямі і лінійні розміри довжини стрижня скорочуються.

Зміна відносної величини радіуса стрижня від $\bar{R} = 0.34$ до $\bar{R} = 0.66$ збільшує об'єм металу, що переміщується в поздовжньому напрямку видавлювання.

Розподіл деформацій за перетином показує, що деформування зразка за схемою радіально-прямого видавлювання з утворенням відносно тонких стрижнів призводить до великого градієнту деформацій між кромками верхньої та нижньої напівматриць. За таких умов можливе відділення фланцю від тіла заготовки, особливо якщо необхідно забезпечити точні розміри фланцю і використовується підпір в радіальній порожнині.

При дослідженні впливу радіуса заокруглення нижньої матриці в межах $\bar{r} = 0.07 \div 0.21$ виявлено, що значної зміни лінійних розмірів не відбулось. Збільшення приросту лінійних розмірів заготовки зі скругленням і без знаходиться в межах 1 – 3%. [3.13].

Для більш детального опису формозміни побудовані графіки приросту лінійних розмірів заготовки і об'ємних її частин напівфабрикату з співвідношенням початкових розмірів $H_0/D_0 = 1,5$ (рис. 3.13, 3.14).

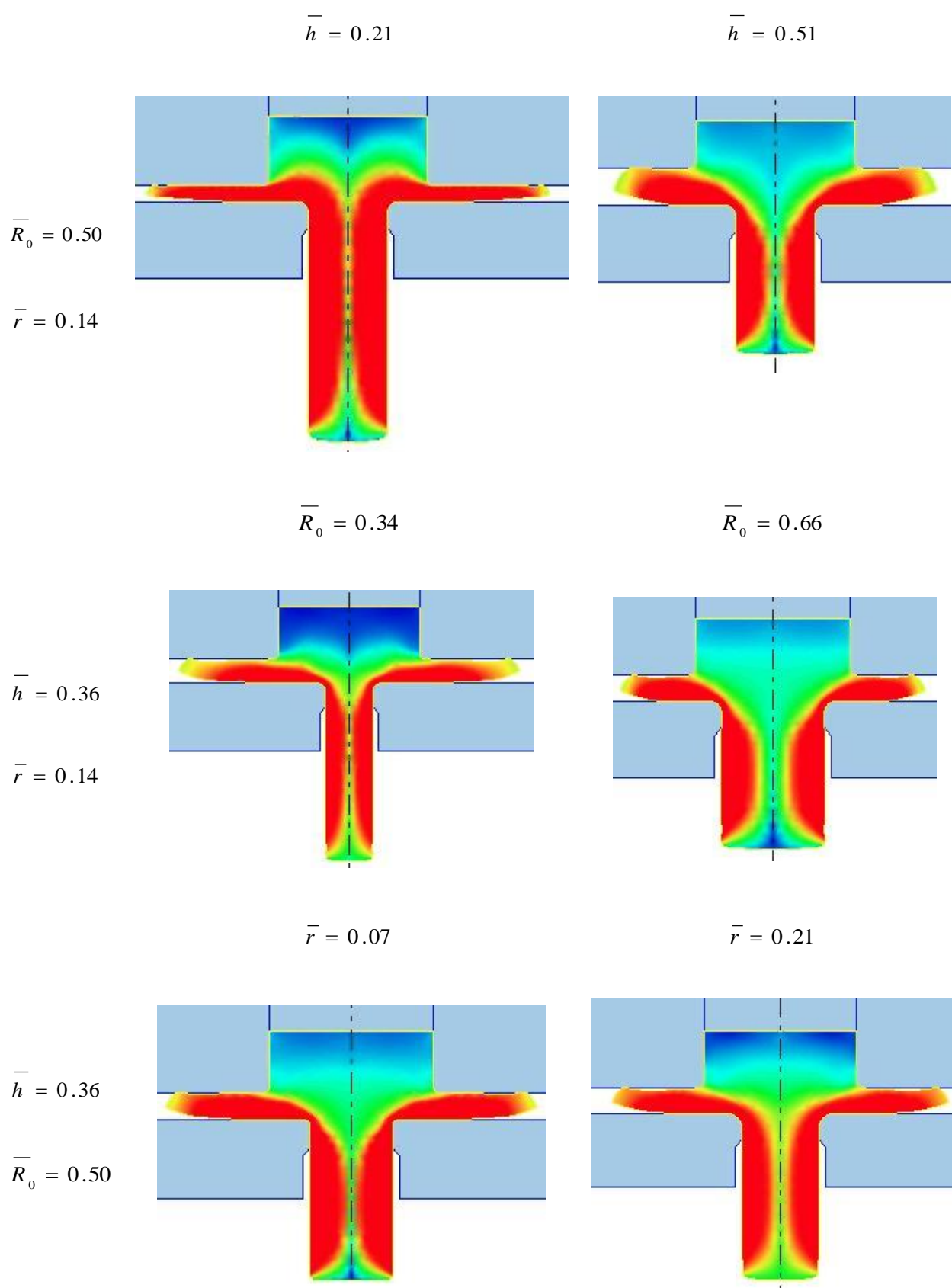
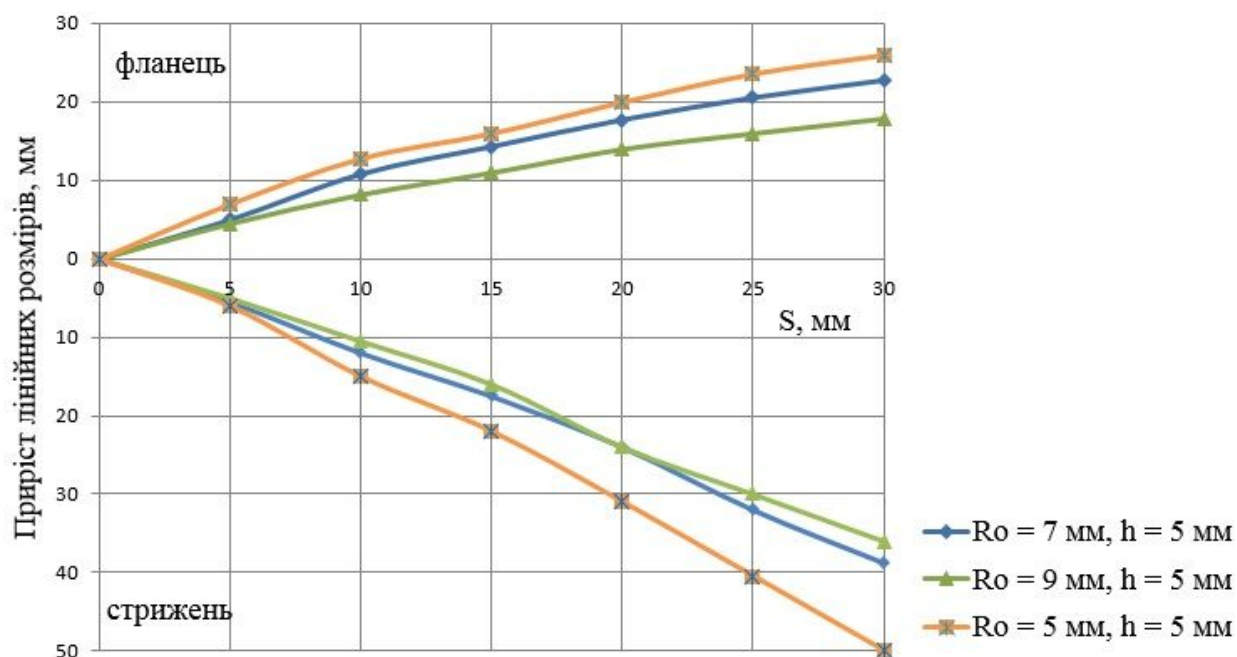
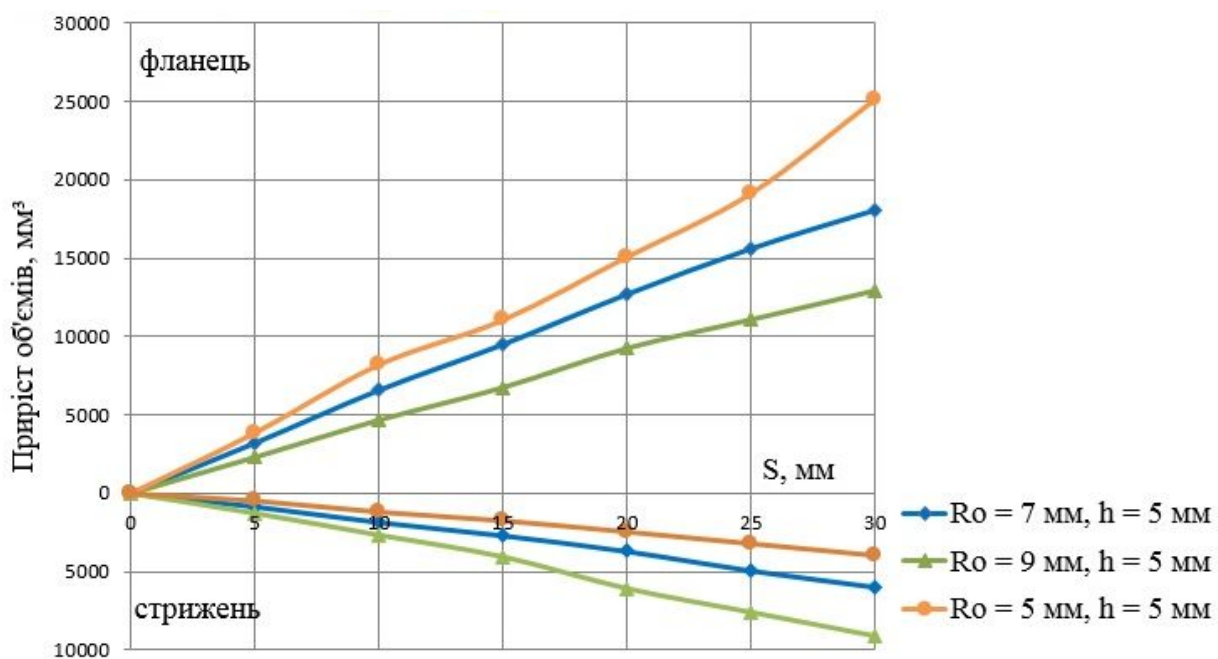


Рисунок 3.12 – Аналіз формозміни заготовки при радіально-прямому видавлюванні

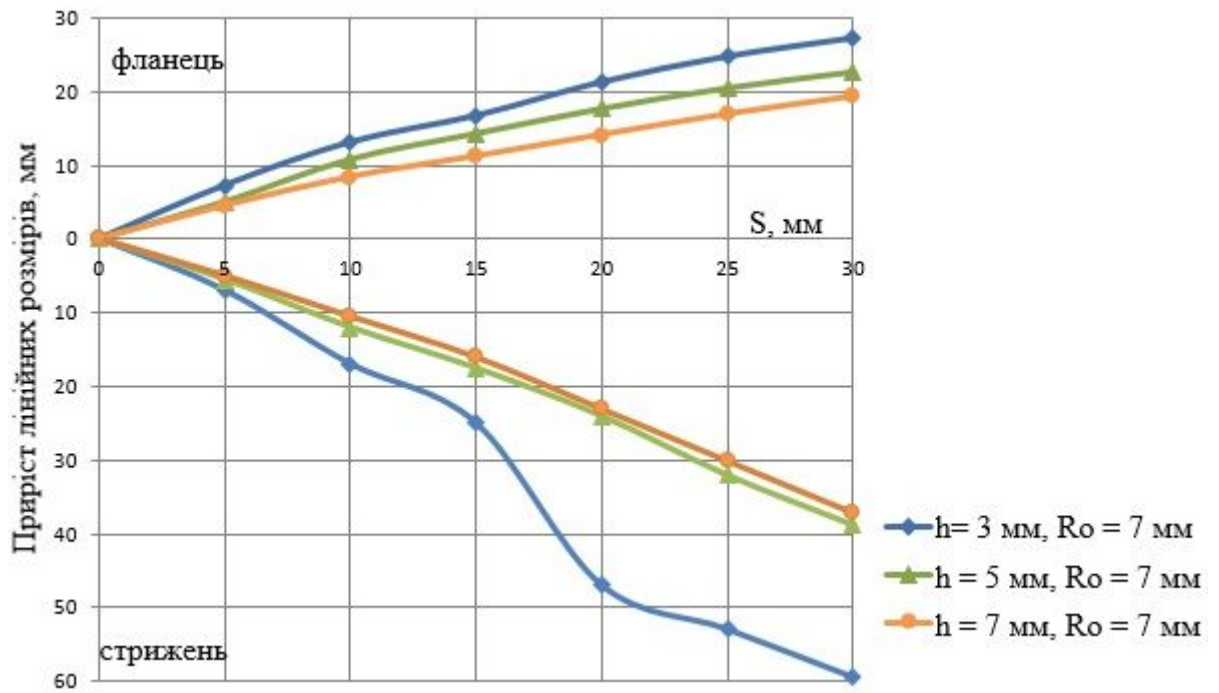


а

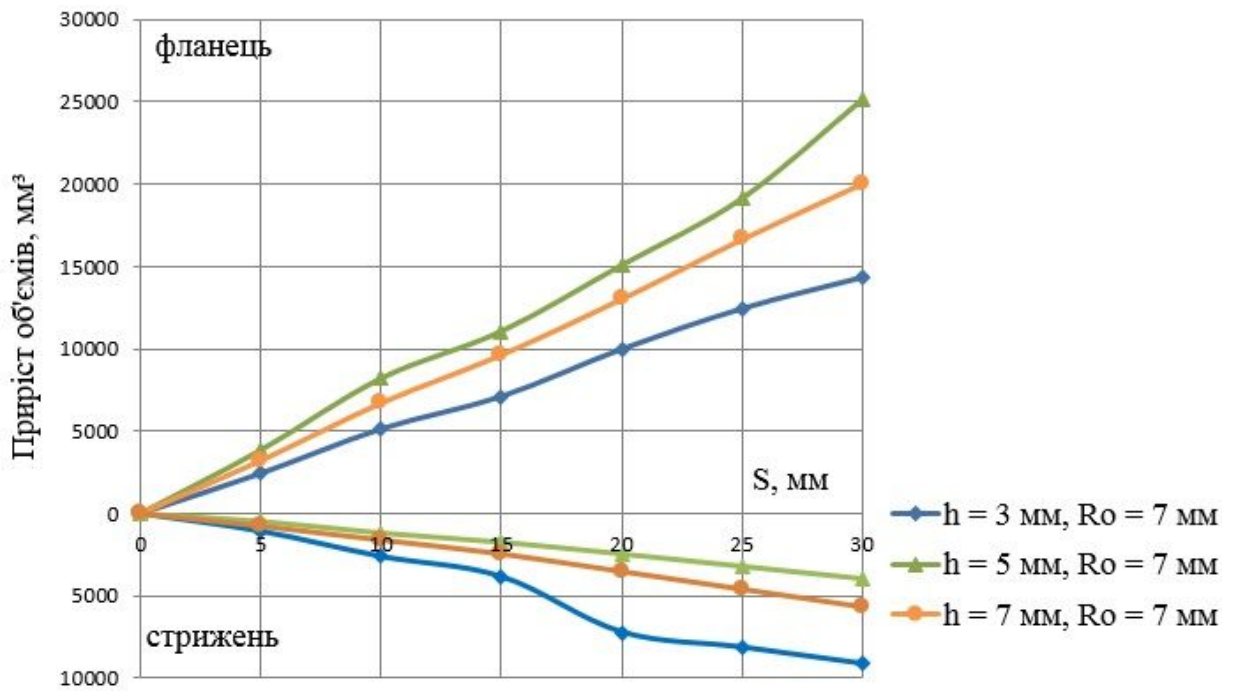


б

Рисунок 3.13 – Приріст лінійних розмірів (а) і об'ємів (б) при радіально-прямому видавлюванні з варійованим радіусом стрижня



а



б

Рисунок 3.14 – Приріст лінійних розмірів (а) і об'ємів (б) при радіально-прямому видавлюванні з варійованою висотою фланця

На графіках видно, що ліній розміри по ходу процесу значною мірою збільшуються в стрижневій частині деталі. Проте, якщо розглядати об'єми металу, що деформувалися, то спостерігається більше переміщення матеріалу в зону фланця.

Для аналізу формозміни, за допомогою планування експерименту, було розглянуто співвідношення кількості матеріалу, що витікає у фланець, до загального об'єму деформованого матеріалу v_{ϕ}/v . Рівняння регресії (3.7) справедливо і для розрахунку приросту об'ємів металу. Коефіцієнти регресійного рівняння для даного випадку представлені в табл. 3.9. Отримані графіки показані на рис. 3.15.

Таблиця 3.9 – Коефіцієнти регресійного рівняння для визначення приросту розмірів

	b_0	b_1	b_2	b_3	b_4	b_5	b_6	b_7	b_8	b_9
$\frac{V_{\text{фланца}}}{V_{\Sigma}}$	0.501	-0.652	-0.980	-0.190	0.020	0.001	0.0001	0.0002	0.017	0.0001

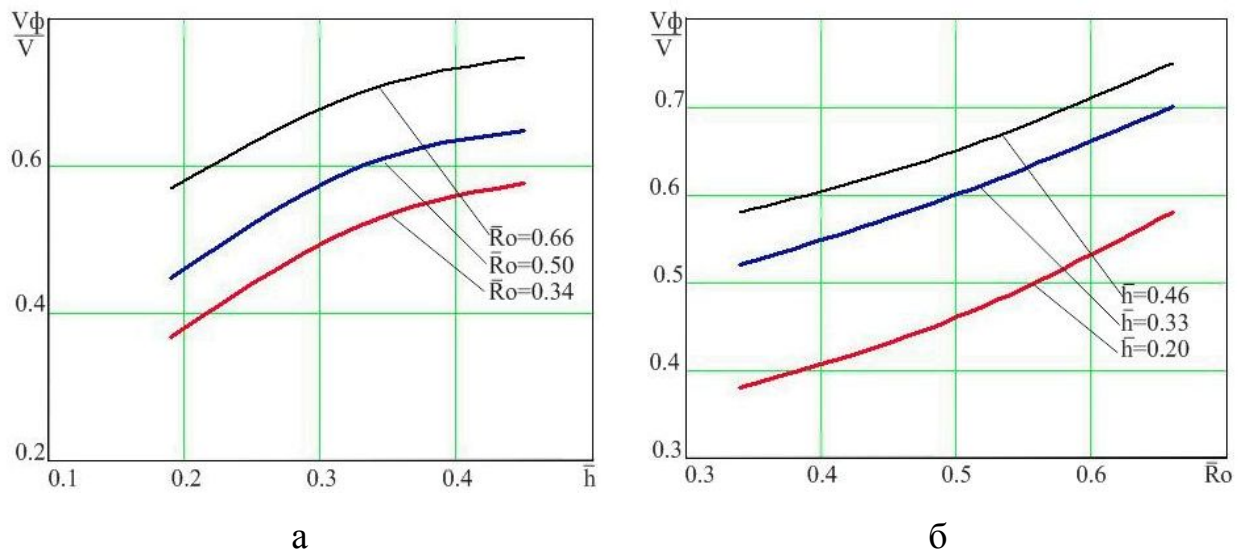


Рисунок 3.15 – Аналіз формозміни напівфабрикату при радіально-прямому видавлюванні ($\bar{h} = 0.20 = 3 \text{ мм}$, $\bar{h} = 0.33 = 5 \text{ мм}$, $\bar{h} = 0.46 = 7 \text{ мм}$, $\bar{R}_0 = 0.34 = 5 \text{ мм}$, $\bar{R}_0 = 0.50 = 7 \text{ мм}$, $\bar{R}_0 = 0.66 = 9 \text{ мм}$)

Збільшення відносної висоти фланця призводить до збільшення кількості металу, який заповнює радіальну порожнину. На затікання матеріалу в радіальному напрямку сприятливо впливають напруження розтягнення. Із зростанням відносного радіуса стрижня \bar{R} підвищується здатність течії матеріалу в поздовжньому напрямку. Отримані графічні залежності дозволяють прогнозувати розміри отримуваних деталей при певних співвідношеннях геометричних параметрів.

Для порівняння результатів розрахунків формозміни при радіально-прямому видавлюванні двома методами побудовані картини збільшення лінійних розмірів (рис. 3.16). Отримані результати дослідження показали, що при розрахунку приросту лінійних розмірів енергетичним методом балансу потужностей (ЕМ) спостерігається дещо більші значення відносно МСЕ. Різниця значень між двома методами не перевищує 2%.

Дослідження вичерпання ресурсу пластичності при радіально-прямому видавлюванні за допомогою МСЕ.

В процесі холодного пластичного деформування, поряд зі зміцненням металу, відбувається накопичення в ньому пошкоджень, які призводять до розшарування матеріалу і зниження показників залишкової пластичності. В результаті цього спостерігається погіршення властивостей виробів, аж до руйнування заготовок в процесі пластичної обробки або виробів при експлуатації. Тому забезпечення якості виробів при обробці методами ОМТ неможливо без оцінки здатності металів деформуватися без руйнування, при мінімальному вичерпанні ресурсу пластичності [3.14, 3.15].

З результатів попередніх досліджень і спостережень [3.16 – 3.18], визначено, що небезпечною зоною з точки зору можливого руйнування є периферія фланця, на якій спостерігається накопичення максимальних степеней деформацій і, поряд з розтягуючи напруженнями, можлива поява тріщин. За результатами моделювання, як було зазначено вище, так само небезпечною зоною в тілі заготовки є область можливого інтенсивного зсуву,

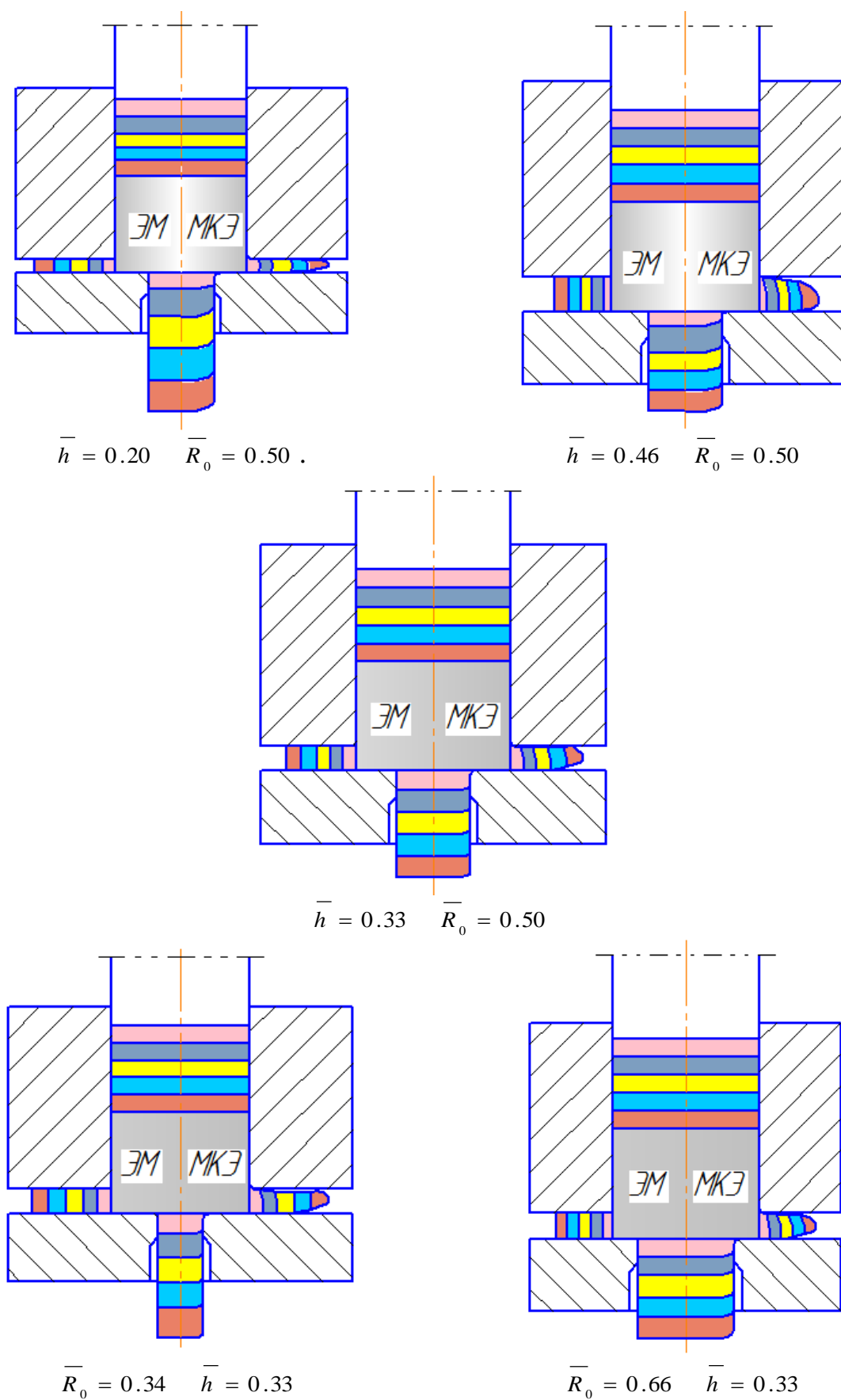


Рисунок 3.16 – Приріст лінійних розмірів заготовки по ходу деформування при радіально-прямому видавлюванні

де зосереджуються максимальні значення опору деформації та гідростатичного напруження. Ця зона проходить між кромками верхньої і нижньої напівматриці. На рис. 3.17 показане розташування обраних зон.

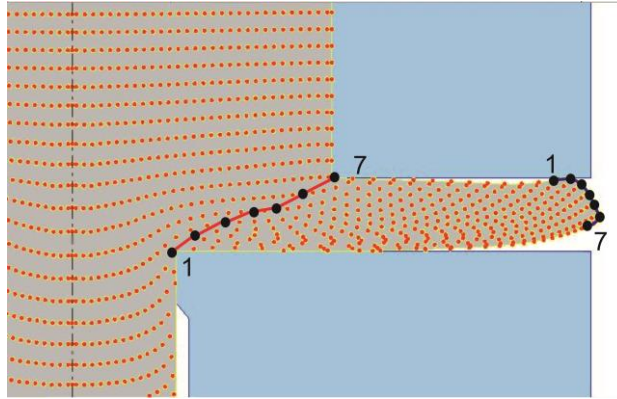


Рисунок 3.17 – Розміщення досліджуваних зон в тілі напівфабрикату

Результати розрахунків напружено-деформованого стану (рис. 3.16) були використані для оцінки значень використаного ресурсу пластичності Ψ , який визначали за формулою (2.29) за критерієм В.А. Огороднікова.

Радіальні напруження XX (див. рис. 3.17, в) на периферії фланцю досягають $-100..-50$ МПа. В зоні між кромками інструменту значення радіальних напружень $-200..-300$ МПа, що говорить про наявність межі розподілу течії матеріалу за рахунок затягування металу в радіальну порожнину. Максимальні значення висотних напружень YY $-50..10$ МПа зосереджені по всій висоті фланцю та у стрижневій частині деталі (див. рис. 3.17, г). Окружні напруження ZZ у осередку деформування збільшуються в радіальному напрямку (див. рис. 3.17, д). Максимальні значення зсувних напружень XY спостерігаються біля перехідних кромek деформуючих інструментів (див. рис. 3.17, е) та простягаються у середину осередку деформації. На верхній кромці значення зсувних деформацій складають ≈ -100 МПа, а біля нижньої кромки – 120 МПа. Різнойменні знаки напружень на перехідних кромках інструментів і викликають накопичення зсувних деформацій, що можуть призвести до появи тріщин.

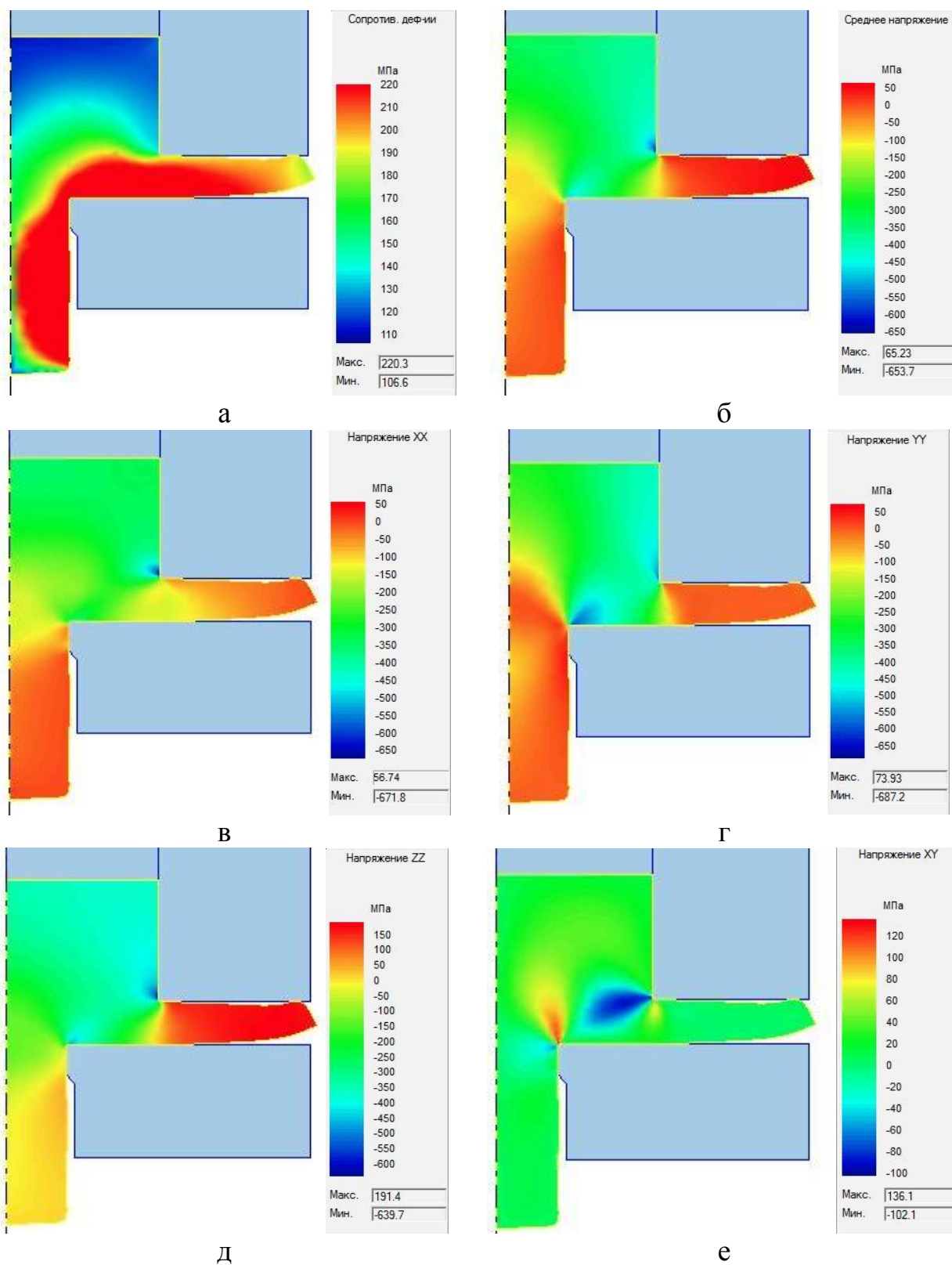


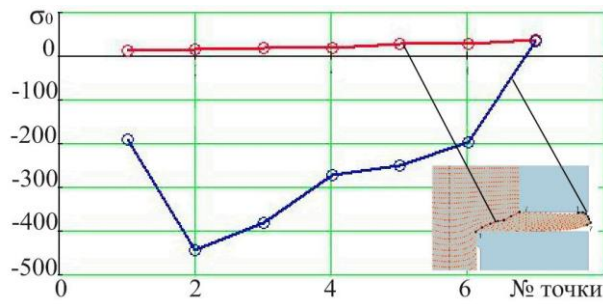
Рисунок 3.17 – Картини напружено-деформованого стану: опір деформування (а), середнє напруження (б), радіальні напруження ХХ (в), висотні напруження YY (г), окружні напруження ZZ (д), зсувні напруження ХУ (е)

Для розрахунку використаного ресурсу пластичності в скінчено-елементній моделі задавалося поле точок (по висоті 20 точок, по товщині 50 точок). Графіки розподілу вихідних параметрів (рис. 3.18) для розрахунку використаного ресурсу пластичності і отримані значення наведені в залежності від номера точки.

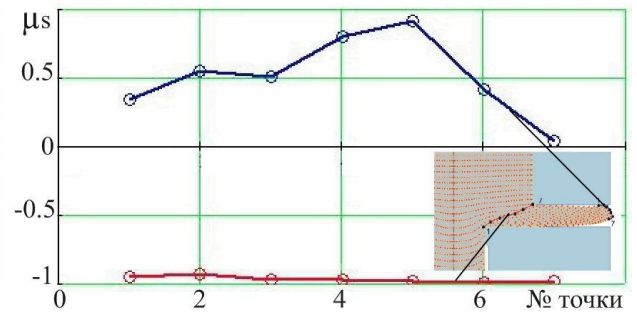
Розподіл головних компонентів напружень відповідає розподілу опору деформування. Значення середнього напруження поступово спадають від 1-ї до 7-ї точки у двох розглянутих зонах (див. рис. 3.18, а). Інтенсивність деформацій (див. рис. 3.18, в) монотонно збільшується від нижньої до верхньої кромки інструменту. У фланцевій частині спостерігається нерівномірний розподіл інтенсивності деформацій, мінімальні значення зосереджені в центральній частині периферії.

Компоненти тензора головних напружень, отримані рішенням характеристичного рівняння, використовувалися для розрахунку параметрів Лоде-Надаї і показника напружено-деформованого стану Г.А. Смирнова-Аляєва (рис. 3.19). Поверхня граничних умов для матеріалу АД1 задавалася у вигляді $e_p(\mu_\sigma, \eta) = 1.1 \cdot \exp(0.42 \cdot \mu_\sigma - 0.51 \cdot \eta)$.

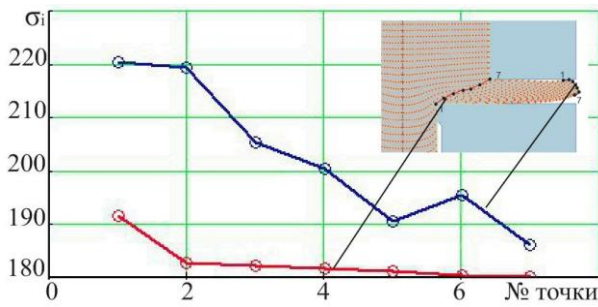
Згідно з отриманими графіками видно, що зона, розташована між кромками матриць, є більш небезпечною з точки зору руйнування [3.19]. Аналіз показника Лоде-Надаї (див. рис. 3.19, а) показав, що для фланцевої зони, де значення μ_s вище нуля, більш характерний напружений стан одностороннього розтягування. Для зони, що розташована між кромками деформуючих інструментів, $\mu_s < 0$ – напружений стан близький до чистого зсуву. Згідно показника жорсткості системи η (див. рис. 3.19, б) значення більше значень спостерігаються в зоні між кромками інструменту, що характерне для зменшення пластичності матеріалу, в той час як для фланцевої зони значення знижуються. У цій області спостерігаються більші показники вичерпаності ресурсу пластичності (див. рис. 3.19, в) і напружено-деформований стан характеризується великими зсувними деформації (див. рис. 3.19, б). Тому далі проведено дослідження сумнівної зони розподілу течії матеріалу до повного вичерпання ресурсу пластичності (рис. 3.20).



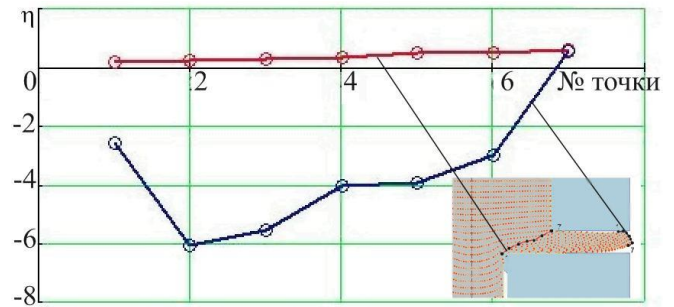
а



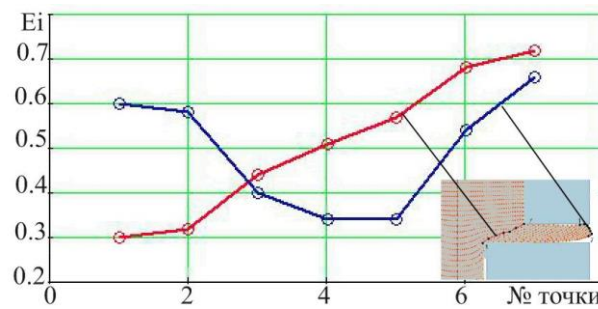
а



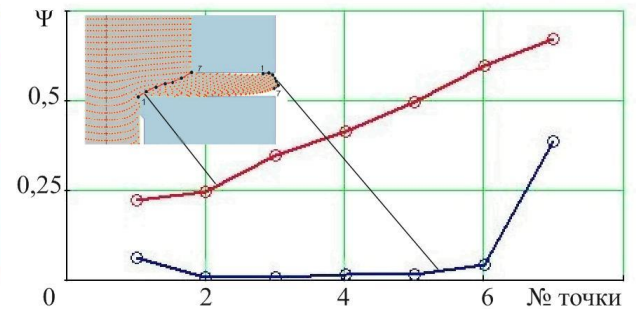
б



б



в



в

Рисунок 3.18 – Графіки розподілу середнього гідростатичного напруження σ_0 , МПа (а), інтенсивності напружень σ_i , МПа (б) та інтенсивності деформацій E_i (в)

Рисунок 3.19 – Графік розподілу показника Лоде-Надаї (а), показника жорсткості напруженого стану (б) і вичерпання ресурсу пластичності (в) в залежності від положення точки

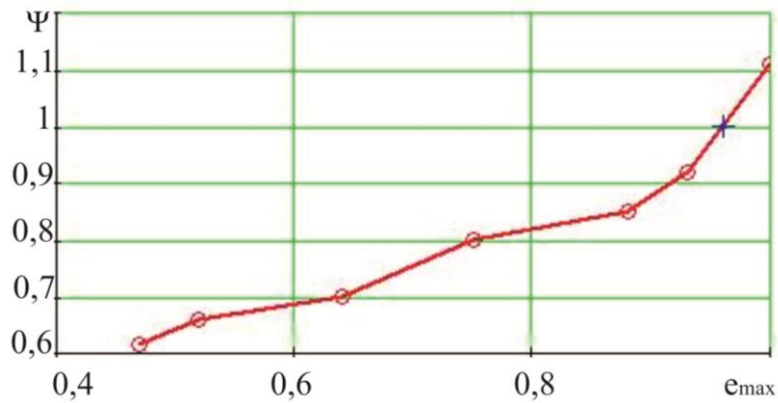


Рисунок 3.20 – Графік розподілу вичерпання ресурсу пластичності в залежності від ступеня деформації в точці можливого руйнування

Відповідно до заявлених умов, руйнування настає при $\psi = 1$. На графіку видно, що при досягненні деформації $\epsilon = 0,94$ відбудеться вичерпання ресурсу пластичності, тобто руйнування. При проведенні процесу радіально-прямого видавлювання зі ступенями деформації вище 0,94 відбувається розвиток тріщин і можливе відділення фланця від тіла деталі.

У процесі дослідження напружено-деформованого стану радіально-прямого видавлювання було виявлено зони, які практично не піддаються деформуванню. Неоднорідність напружено-деформованого стану за перерізом може призвести до швидкої появи зародків тріщин в тілі деталі та подальшої її руйнації. Це є небажаним явищем для деталей відповідального призначення.

Як було зазначено вище такими зонами є центральна область стрижня (див. рис. 3.10) і жорстка зона під пуансоном – корпус деталі. Для вирішення цієї проблеми запропоновано спосіб отримання деталей поздовжнім видавлюванням, який забезпечує хороше пропрацювання проблемних зон. За рахунок знакозмінної деформації забезпечується підвищення рівномірності розподілу ступеня деформування за перерізом деталі. Крім того, для проробки частини заготовки під пуансоном, доцільно застосовувати метод інтенсивної пластичної деформації запропонований в роботі [3.20]. Для підтвердження необхідного ефекту, проведено моделювання заготовки (рис. 3.21).

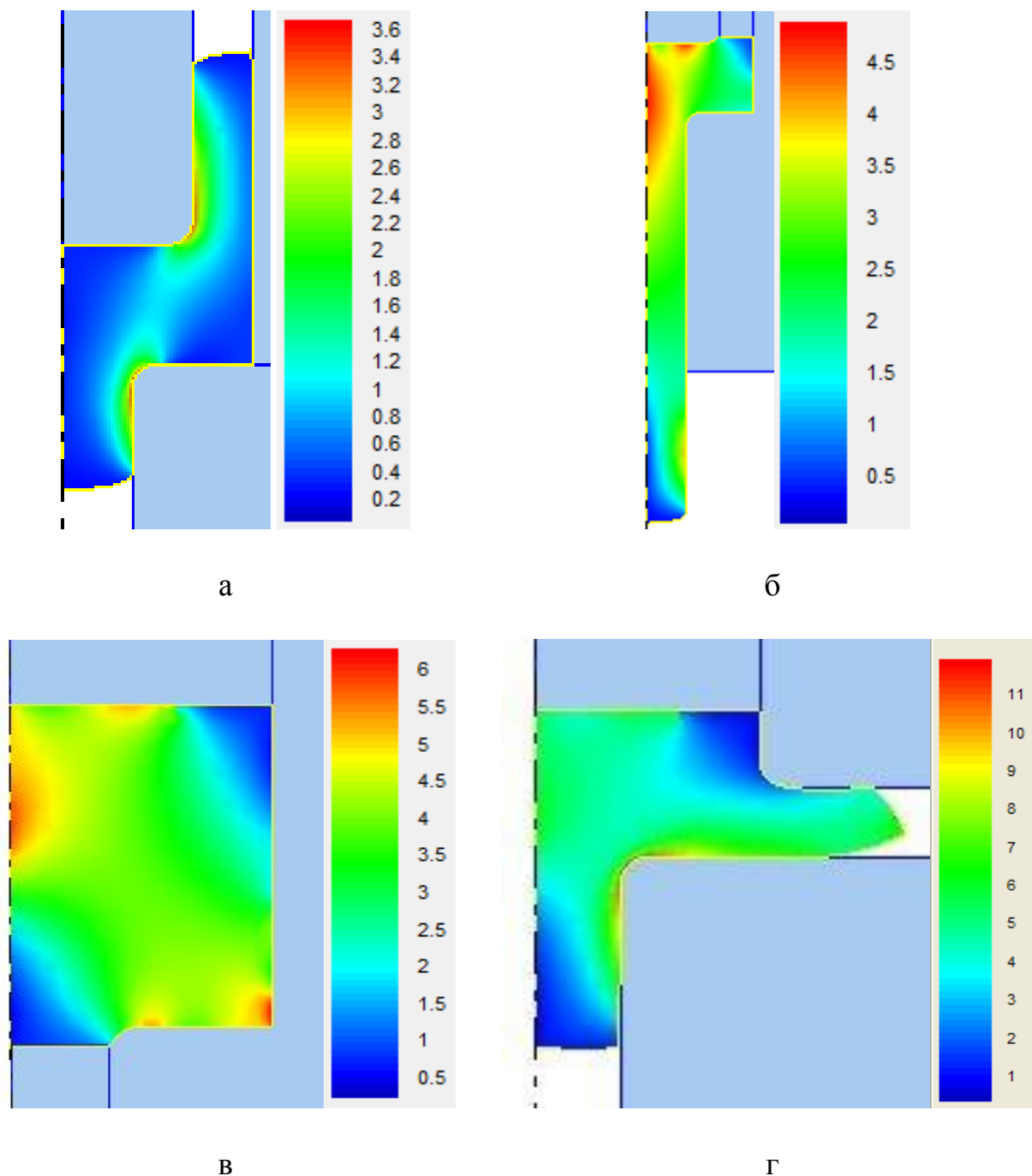


Рисунок 3.20 – Розподіл напружень в тілі заготовки з урахуванням повторної проробки заготовки: а - етап поздовжнього видавлювання, б - етап повернення стінки стакану в тіло заготовки [148], в- етап повернення стрижня в тіло заготовки, г - радіально-пряме видавлювання

Висновки до розділу

1. На основі енергетичного методу балансу потужностей розроблена уточнена математична модель процесу радіально-прямого видавлювання, що дозволяє визначити силові параметри процесу з урахуванням кінематики видавлювання і реальної форми осередку деформації. Встановлено, що застосування модулів з непаралельною течією, які враховують фаски на інструменті, більш точно відображають реальність протікання процесу. Зміна відносної висоти фланцю \bar{h} від 0.21 до 0.51, при інших рівних параметрах деталі, призводить до зменшення приведенного тиску від 3.0 до 2.45; зміна відносного радіусу стрижня $\bar{R} = 0.34 \dots 0.66$ – зниження приведенного тиску від 2.4 до 2.1. Встановлено, що значення приведенного тиску при деформації в інструменті з фасками вище на 5-12% в порівнянні з застосуванням інструменту без фасок.

2. Енергетичним методом балансу потужностей встановлені залежності положення границі розділу течії металу при радіально-прямому видавлюванні від геометрії інструменту. Визначено, що основний вплив на положення межі розподілу течії матеріалу є тертя і відносні розміри приймаючих порожнин матриці. Значення $\bar{R}_k \approx 0.62$ приймає при характерному терті для холодного видавлювання $\mu = 0.08$. При збільшенні коефіцієнта тертя межа розподілу течії матеріалу зміщується в сторону радіальної течії і зростає до $\bar{R}_k \approx 0.8$ при коефіцієнті тертя $\mu = 0.25$.

3. На основі енергетично балансу потужностей визначені аналітичні залежності для визначення приросту лінійних розмірів заготовки по ходу процесу деформування в якості оцінки можливостей даного способу отримання деталей з фланцем і стрижнем.

4. Моделювання в середовищі QForm 2D дозволив отримати набір даних для визначення енергосилових параметрів процесу комбінованого радіально-прямого видавлювання. На основі планування експерименту з регресійним аналізом отримані залежності для розрахунку приведенного тиску

деформування та оцінки формозміни заготовки. Отримані графічні залежності приведенного тиску видавлювання від геометрії деталі, які показали характер зміни показників процесу схожий з результатами, отриманими енергетичним методом балансу потужностей. Дані, отримані МСЕ, в середньому на 10% менше результатів з енергетичного методу.

5. З використанням МСЕ проведено оцінку вичерпання ресурсу пластичності заготовок. Визначено перелік небезпечних зон з точки зору руйнування, які розташовані на периферії фланця і в зоні з'єднання фасок інструменту. Встановлено, що найбільш небезпечною з точки зору руйнування є зона максимальних зсувних деформацій, розташована між кромками напівматриць, і при досягненні ступеня деформації $\epsilon = 0,94$ настає руйнування фланця.

6. За результатами аналізу напружено-деформованого стану заготовки при комбінованому радіально-прямому видавлюванні виявлено в осередку деформування небезпечні зони з інтенсивними зсувними деформаціями. Оцінка витрати ресурсу пластичності показала, що при досягненні в процесі деформування значення граничного ступеня деформації $\epsilon_{\max} = 0,94$ виникає небезпека відділення фланцю.

7. Отримані результати моделювання підтверджують особливості розташування осередку деформування при радіально-прямому видавлюванні, що показує правомірність отриманих розрахункових моделей енергетичним методом балансу.

Список використаних джерел до розділу

3.1 Шестаков Н.А. Энергетические методы расчёта процессов обработки металлов давлением: учебное пособие / Шестаков Н.А. – М.: МГИУ, 1998. – 125 с.

3.2 Алиева, Л. И. Комбинированное выдавливание полых деталей с фланцем / Л. И. Алиева, Я. Г. Жбанков, С. В. Мартынов, Б. С. Мороз // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском у металургії і машинобудуванні : зб. наук. пр. – Краматорськ : ДДМА, 2007. – С. 231–236.

3.3 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.

3.4 Унксов Е. П. Теория пластических деформаций металлов / Е. П. Унксов, У. Джонсон, В. Л. Колмогоров. – М. : Машиностроение, 1983. – 598 с.

3.5 Чудаков П. Д. Нестационарное пластическое течение упрочняющегося материала / П. Д. Чудаков, В. И. Гусинский // Исследования в области пластичности и обработки металлов давлением : сб. науч. трудов. – Тула : ТПИ, 1974.– С. 34–41.

3.6 Шкира А.В. Совершенствование технологических процессов штамповки деталей с фланцем и отростком на основе применения комбинированного выдавливания : дис. канд. техн. наук : 05.03.05 : защищена 02.12.2016 / Шкира Алексей Витальевич. – Краматорск, 2016 – 246 с.

3.7 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.

3.8 Modelling of cold extrusion with experimental verification / P. Tierman, M. T. Hillery, B. Draganescu, M. Gheorghe // J. Mater. Process. Technol. 2005. 168, N 2, с. 360-366.

3.9 Исследование напряженно-деформированного состояния и формоизменения при комбинированном радиально-прямом выдавливании / Л. И. Алиева, К. В. Гончарук, В. Т. Лебедь, Л. В. Таган // Научный Вестник ДГМА : сб. науч. трудов. – Краматорск, 2016. – № 2 (20Е). – С. 27–34.

3.10 Новик Ф.С. Оптимизация процессов технологии металлов методом планирования экспериментов / Ф.С. Новик, Я.Б. Арсов // Машиностроение. – 1980. – 304 с.

3.11 Kawalla R. Качество путем обработки давлением / R. Kawalla, W. Lehnert // Qualitat durch Umformung. Metalurgija (Zagreb). 2004. – 43, N. 3, с. 169-179. Нем.; рез. рус., хорват. HR. ISSN 0543-5846.

3.12 Алиева Л.И. Силовые параметры комбинированного выдавливания стержневых деталей с фланцем / Л.И. Алиева, К.В. Гончарук // Обработка материалов давлением : сборник научных трудов. – Краматорск: ДГМА, 2015. – № 1 (40). – С. 18 – 22.

3.13 Алиева Л.И. Формоизменение стержневых деталей с фланцем при радиально-прямом выдавливании / Л.И. Алиева, К.В. Гончарук, А.В. Шкира/ Вісник національно технічного університету «ХПІ» : зб. наук. праць – Харків: НТУ «ХПІ», 2016. – № 31 (1203). – С. 5– 10.

3.14 Богатов А. А. Ресурс пластичности металлов при обработке давлением / А. А. Богатов, О. И. Мижирицкий, С. В. Смирнов.– М. : Metallurgiya, 1984. – 144 с.

3.15 Огородников В.А. Оценка деформируемости металлов при обработке давлением / В.А. Огородников. – К.: Вища школа, 1983. – 175 с.

3.16 Алиева Л. И. Силовой режим радиального выдавливания внутреннего фланца / Л. И. Алиева, С. В. Мартынов, Я. Г. Жбанков, К. В. Гончарук // Ресурсозберігаючі технології виробництва та обробки

тиском матеріалів у машинобудуванні: зб. наук. пр. – Луганськ: СНУ, 2013. – № 1 (14). – С. 88–98.

3.17 Алиева Л. И. Деформируемость металла в процессе трехстороннего комбинированного выдавливания / Л. И. Алиева, А.В. Шкира, К. В. Гончарук // Вісник Національного технічного університету «ХПІ»: зб. наук. пр. – Харків: НТУ «ХПІ», 2014. – № 43 (1086). – С. 3–7.

3.18 Оценка технологической деформируемости при штамповке деталей с фланцем / Л. И. Алиева, И. А. Деревенько, С. В. Мартынов, К. В. Гончарук // Научный Вестник ДГМА. – Краматорск: ДГМА, 2014. – № 2 (14Е). – С. 4 – 8.

3.19 Оценка ресурса пластичности при комбинированном радиально-продольном выдавливании / Л. И. Алиева, И.А. Деревенько, К. В. Гончарук, А.В. Шкира // Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку. Матеріали дванадцятої Міжнародної науково-технічної конференції 23–24 вересня 2014 року / Під заг. ред. В. Д. Ковальова. — Краматорськ: ДДМА, 2014. – С. 17–18.

3.20 Андреев А.П. Технологические возможности интенсивной пластической деформации выдавливанием и имитационное моделирование процесса/ А. П. Андреев, В. Г. Шибakov, Д. А. Волков // Кузнечно-штамповочное производство. ОМД. МГТУ «Станкин». – Москва, 2008. -№10. – С. 27-30.

РОЗДІЛ 4

ТЕОРЕТИЧНИЙ АНАЛІЗ ПРОЦЕСУ КОМБІНОВАНОГО РАДІАЛЬНО-ЗВОРОТНОГО ВИДАВЛЮВАННЯ

4.1 Моделювання силового режиму процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання енергетичним методом

Для схеми радіально-зворотного видавлювання, коли стрижень і фланець розташовані по різні сторони відносно корпусу деталі, характерним є роз'єднаний осередок деформування. Роз'єднаний осередок деформації утворюється при видавлюванні відносно високих заготовок із співвідношенням висоти заготовки до її діаметру $h/D > 1,5$. При такому вигляді осередку деформування нерівномірність течії металу буде найбільшою, причому в області заготовки, прилеглої до пуансону, спостерігається найменша деформація [4.1].

Роз'єднаний осередок деформації сформований зворотною і радіальною течіями матеріалу (рис. 4.1). Врахування проміжної жорсткої зони дозволить врахувати специфіку течії матеріалу при комбінованому радіально-зворотному видавлюванні та проаналізувати вплив жорсткої зони на осередки деформування. Проте врахування жорсткої зони призводить до збільшення кількості варійованих параметрів і, як наслідок, до ускладнення математичного апарату, необхідного для визначення приведенного тиску процесу та ефективного прогнозування формозміни напівфабрикату. Згідно з методикою, наведеною в розділі 2, запишемо КГУ і КМПШ для всіх зон (табл. 4.1). Для розрахунку компонентів швидкостей (табл. 4.2) і інтенсивності швидкостей деформацій (табл. 4.3) використовуємо рівняння (2.3).

Значення питомих зусиль деформування p визначаємо з умови рівності потужностей зовнішніх і внутрішніх сил на кінематично можливих швидкостях переміщень. Відповідно до формул (2.2, 2.6, 2.7) визначені значення потужностей деформування.

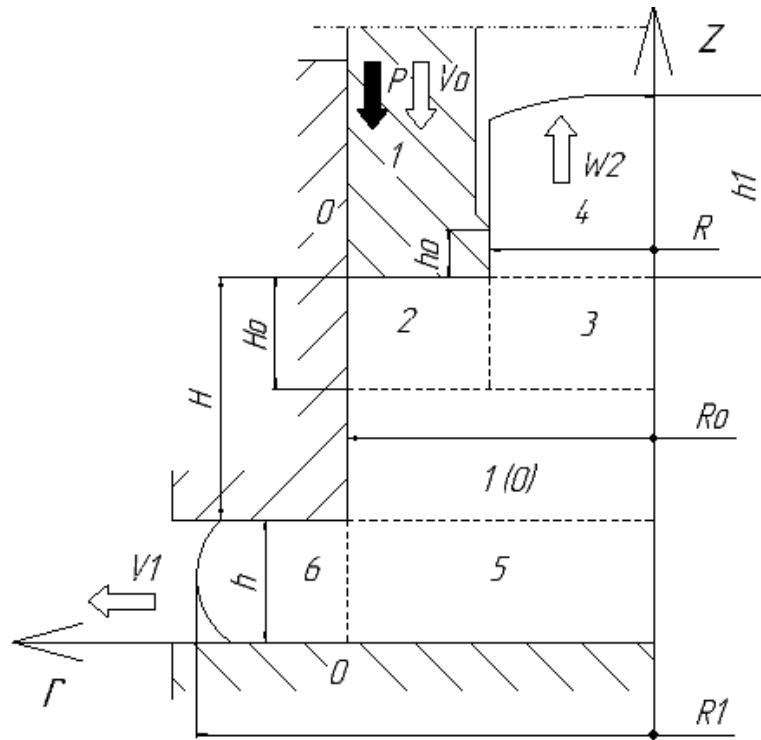


Рисунок 4.1 – Схема розбивки осередка деформування для радіально-зворотного видавлювання

Таблиця 4.1 – КГУ та КМПШ для осередка деформації

Модуль	КГУ	КМПШ
2	$v_z _{z=H+h} = -V_0$ $v_z _{z=H+h-H_0} = -\lambda V_0$ $v_r _{r=R} = \frac{V_0 \cdot (R_1^2 - R^2)}{2 \cdot H_0 \cdot R} \cdot (1 - \lambda)$ $v_r _{r=R_0} = 0$	$v_z = -\frac{V_0}{H_0} \cdot (z - (H + h - H_0)) \cdot (1 - \lambda) - \lambda V_0$ $v_r = \frac{V_0}{2 \cdot H_0 \cdot r} \cdot (r^2 - R_0^2) \cdot (1 - \lambda)$
3	$v_z _{z=H+h} = \frac{V_0 \cdot (R_0^2 - R^2)}{R^2} \cdot (1 - \lambda) - \lambda \cdot V_0$ $v_z _{z=H+h-H_0} = -\lambda V_0$ $v_r _{r=R} = -\frac{V_0 \cdot (R_0^2 - R^2)}{2 \cdot H_0 \cdot R} \cdot (1 - \lambda)$	$v_z = \frac{V_0 \cdot (R_0^2 - R^2)}{R^2 \cdot H_0} \cdot (z - (H + h - H_0)) \cdot (1 - \lambda) - \lambda V_0$ $v_r = -\frac{V_0 \cdot (R_1^2 - R^2) \cdot r}{2 \cdot R^2 \cdot H_0} \cdot (1 - \lambda)$
4	$v_z _{z=H+h} = \frac{V_0 \cdot (R_0^2 - R^2)}{R^2} \cdot (1 - \lambda) - \lambda \cdot V_0$ $v_r _{r=R} = 0$	$v_z = \frac{V_0 \cdot (R_1^2 - R^2)}{R^2} \cdot (1 - \lambda) - \lambda \cdot V_0$ $v_r = 0$
1(0)	$v_z _{z=h} = -\lambda \cdot V_0$ $v_z _{z=H+h-H_0} = -\lambda \cdot V_0$ $v_r _{r=R_0} = 0$	$v_z = -\lambda \cdot V_0$ $v_r = 0$

Продовження таблиці 4.1

5	$v_z \Big _{z=h} = -\lambda \cdot V_0$ $v_r \Big _{r=R_0} = \frac{\lambda V_0 \cdot R_0}{2 \cdot h}$	$v_z = -\frac{\lambda V_0}{h} \cdot z$ $v_r = \frac{\lambda V_0}{2 \cdot h} \cdot r$
6	$v_z \Big _{z=h} = 0$ $v_r \Big _{r=R_0} = \frac{\lambda V_0 \cdot R_0}{2 \cdot h}$	$v_z = 0$ $v_r = \frac{\lambda V_0 \cdot R_0^2}{2 \cdot h \cdot r}$

Таблиця 4.2 – Значення компонентів швидкостей деформації

Модуль	$\dot{\varepsilon}_z$	$\dot{\varepsilon}_r$	$\dot{\varepsilon}_\theta$
2	$-\frac{V_0}{H_0} \cdot (1 - \lambda)$	$\frac{V_0}{2 \cdot H_0 \cdot r^2} \cdot (r^2 + R_0^2) \cdot (1 - \lambda)$	$\frac{V_0}{2 \cdot H_0 \cdot r^2} \cdot (r^2 - R_0^2) \cdot (1 - \lambda)$
3	$\frac{V_0 \cdot (R_0^2 - R^2)}{R^2 \cdot H_0} \cdot (1 - \lambda)$	$-\frac{V_0 \cdot (R_0^2 - R^2)}{2 \cdot R^2 \cdot H_0} \cdot (1 - \lambda)$	$-\frac{V_0 \cdot (R_0^2 - R^2)}{2 \cdot R^2 \cdot H_0} \cdot (1 - \lambda)$
5	$-\frac{\lambda V_0}{h}$	$\frac{\lambda V_0}{2 \cdot h}$	$\frac{\lambda V_0}{2 \cdot h}$
6	0	$-\frac{\lambda V_0 \cdot R_0^2}{2 \cdot h \cdot r^2}$	$\frac{\lambda V_0 \cdot R_0^2}{2 \cdot h \cdot r^2}$

Таблиця 4.3 – Значення інтенсивності деформацій

Модуль	$\dot{\varepsilon}_i$
2	$\frac{V_0 \cdot (1 - \lambda)}{\sqrt{3} \cdot H_0 \cdot r^2} \cdot \sqrt{3 \cdot r^4 + R_0^4}$
3	$\frac{V_0 \cdot (1 - \lambda) \cdot (R_0^2 - R^2)}{R^2 \cdot H_0}$
5	$\frac{\lambda V_0}{h}$
6	$\frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \frac{\lambda V_0 \cdot R_0^2}{h \cdot r^2}$

Потужність активних сил деформування.

$$N_a = p \cdot V_0 \cdot \pi \cdot (R_0^2 - R^2)$$

Потужність сил деформування.

$$N_{\partial 2} = (1 - \lambda) \int_0^{2\pi} d\theta \int_R^{R_0} r dr \int_{h+H-H_0}^{h+H} \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \frac{V_0}{H_0 \cdot r^2} \cdot \sqrt{3 \cdot r^4 + R_0^4} \cdot \sigma_s \cdot dz =$$

$$= \sigma_s \cdot V_0 \cdot (1 - \lambda) \cdot \pi \cdot (R_0^2 - R^2) \cdot \frac{1}{\sqrt{3} \cdot (R_0^2 - R^2)} \cdot \left[\begin{array}{l} 2 \cdot R_0^2 - \sqrt{3 \cdot R^4 + R_0^4} + \frac{R_0^2}{2} \times \\ \times \ln \left[\frac{\sqrt{3 \cdot R^4 + R_0^4} + R_0^2}{3 \cdot (\sqrt{3 \cdot R^4 + R_0^4} - R_0^2)} \right] \end{array} \right]$$

$$N_{\partial 3} = (1 - \lambda) \int_0^{2\pi} d\theta \int_0^R r dr \int_{h+H-H_0}^{h+H} \frac{V_0 \cdot (R_0^2 - R^2)}{R^2 \cdot H_0} \cdot \sigma_s dz =$$

$$= \sigma_s \cdot V_0 \cdot (1 - \lambda) \cdot \pi \cdot (R_0^2 - R^2)$$

$$N_{\partial 5} = \lambda \int_0^{2\pi} d\theta \int_0^{R_0} r dr \int_0^h \frac{V_0}{h} \cdot \sigma_s dz = \sigma_s \cdot \lambda V_0 \cdot \pi \cdot (R_0^2 - R^2) \cdot \frac{R_0^2}{(R_0^2 - R^2)}$$

$$N_{\partial 6} = \lambda \int_0^{2\pi} d\theta \int_{R_0}^{R_1} r dr \int_0^h \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \frac{V_0 \cdot R_0^2}{h \cdot r^2} \cdot \sigma_s dz = \sigma_s \cdot \lambda V_0 \cdot \pi \cdot (R_0^2 - R^2) \times$$

$$\times \frac{2 \cdot R_0^2}{\sqrt{3} \cdot (R_0^2 - R^2)} \cdot \ln \left(\frac{R_1}{R_0} \right)$$

Потужність сил зрізу.

$$N_{c2-0} = (1 - \lambda) \int_0^{2\pi} d\theta \int_R^{R_0} \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \sigma_s \cdot \left| \frac{V_0}{2 \cdot H_0 \cdot r} \cdot (r^2 - R_0^2) \right| \cdot r dr =$$

$$= \frac{1}{\sqrt{3} \cdot (R_0^2 - R^2) \cdot H_0} \cdot \sigma_s \cdot V_0 \cdot (1 - \lambda) \cdot \pi \cdot (R_0^2 - R^2) \times \left(\frac{2}{3} \cdot R_0^3 - R_0^2 \cdot R + \frac{R^3}{3} \right)$$

$$N_{c3-0} = (1 - \lambda) \int_0^{2\pi} d\theta \int_0^R \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \sigma_s \cdot \left| \frac{V_0 \cdot (R_0^2 - R^2)}{2 \cdot R^2 \cdot H_0} \cdot r \right| \cdot r dr =$$

$$= \sigma_s \cdot V_0 \cdot (1 - \lambda) \cdot \pi \cdot (R_0^2 - R^2) \cdot \frac{R}{3 \cdot \sqrt{3} \cdot H_0}$$

$$N_{c2-3} = 2\pi R \int_{h+H-H_0}^{h+H} \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \sigma_s \cdot \left| \frac{V_0 \cdot (R_0^2 - R^2)}{R^2 \cdot H_0} \cdot (z - (H + h - H_0)) \cdot (1 - \lambda) - \lambda V_0 + \frac{V_0}{H_0} \cdot (z - (H + h - H_0)) \cdot (1 - \lambda) + \lambda V_0 \right| dz =$$

$$= \sigma_s \cdot V_0 \cdot (1 - \lambda) \cdot \pi \cdot (R_0^2 - R^2) \cdot \frac{R_0^2 \cdot H_0}{\sqrt{3} \cdot R \cdot (R_0^2 - R^2)}$$

$$N_{c3-4} = (1 - \lambda) \int_0^{2\pi} d\theta \int_0^R \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \sigma_s \cdot \left| \frac{V_0 \cdot (R_0^2 - R^2)}{2 \cdot R^2 \cdot H_0} \cdot r \right| \cdot r dr =$$

$$= \sigma_s \cdot V_0 \cdot (1 - \lambda) \cdot \pi \cdot (R_0^2 - R^2) \cdot \frac{R}{3 \cdot \sqrt{3} \cdot H_0}$$

$$N_{c1-5} = \lambda \int_0^{2\pi} d\theta \int_0^{R_0} \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \sigma_s \cdot \left| \frac{V_0}{2 \cdot h} \cdot r \right| \cdot r dr =$$

$$= \sigma_s \cdot \lambda V_0 \cdot \pi \cdot (R_0^2 - R^2) \cdot \frac{R_0^3}{3 \cdot \sqrt{3} \cdot h \cdot (R_0^2 - R^2)}$$

$$N_{c5-6} = 2\pi R_0 \lambda \int_0^h \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \sigma_s \cdot \left| -\frac{V_0}{h} \cdot z \right| dz = \sigma_s \cdot \lambda V_0 \cdot \pi \cdot (R_0^2 - R^2) \cdot \frac{h \cdot R_0}{\sqrt{3} \cdot (R_0^2 - R^2)}$$

Потужність сил тертя.

$$N_{m0-6} + N_{m0-6}' = 2N_{m0-6} = 2 \cdot \lambda \int_0^{2\pi} d\theta \int_{R_0}^{R_1} \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \mu_s \cdot \sigma_s \cdot \left| \frac{V_0 \cdot R_0^2}{2 \cdot h \cdot r} \right| \cdot r dr =$$

$$= \frac{4 \cdot (R_1 - R_0) \cdot R_0^2}{\sqrt{3} \cdot h \cdot (R_0^2 - R^2)} \cdot \mu_s \cdot \sigma_s \cdot \lambda V_0 \cdot \pi \cdot (R_0^2 - R^2)$$

$$\begin{aligned}
N_{m1-4} &= 2\pi R \int_{h+H-xi\delta}^{h_0+h+H} \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \mu_s \cdot \sigma_s \cdot \left| \frac{V_0 \cdot (R_0^2 - R^2)}{R^2} \cdot (1 - \lambda) + V_0 \right| dz = \\
&= \frac{4 \cdot (h_0 + xi\delta)}{\sqrt{3} \cdot R} \cdot \mu_s \cdot \sigma_s \cdot V_0 \cdot (1 - \lambda) \cdot \pi \cdot (R_0^2 - R^2) + \\
&+ \frac{4 \cdot R \cdot (h_0 + xi\delta)}{\sqrt{3} \cdot (R_0^2 - R^2)} \cdot \mu_s \cdot \sigma_s \cdot \lambda V_0 \cdot \pi \cdot (R_0^2 - R^2) \\
N_{m1-0} &= 2\pi R_0 \int_h^{h+H-H_0} \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \mu_s \cdot \sigma_s \cdot \left| -\lambda \cdot V_0 \right| \cdot dz = \\
&= \frac{4 \cdot R_0 \cdot (H - H_0)}{\sqrt{3} \cdot (R_0^2 - R^2)} \cdot \mu_s \cdot \sigma_s \cdot \lambda V_0 \cdot \pi \cdot (R_0^2 - R^2) \\
N_{m5-0} &= \lambda \int_0^{2\pi} d\theta \int_0^{R_0} \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \mu_s \cdot \sigma_s \cdot \left| \frac{V_0 \cdot r}{2 \cdot h} \right| \cdot r dr = \\
&= \frac{2 \cdot R_0^3}{3 \cdot \sqrt{3} \cdot h \cdot (R_0^2 - R^2)} \cdot \mu_s \cdot \sigma_s \cdot \lambda V_0 \cdot \pi \cdot (R_0^2 - R^2) \\
N_{m2-0} &= 2\pi R_0 \int_{h+H-H_0}^{h+H} \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \mu_s \cdot \sigma_s \times \\
&\quad \left| -\frac{V_0}{H_0} \cdot (z - (H + h - H_0)) \cdot (1 - \lambda) - \lambda V_0 \right| \cdot dz = \\
&= \frac{2 \cdot R_0 \cdot H_0 \cdot (1 - \lambda)}{\sqrt{3} \cdot (R_0^2 - R^2)} \cdot \mu_s \cdot \sigma_s \cdot V_0 \cdot \pi \cdot (R_0^2 - R^2) + \\
&+ \frac{4 \cdot R_0 \cdot H_0 \cdot \lambda}{\sqrt{3} \cdot (R_0^2 - R^2)} \cdot \mu_s \cdot \sigma_s \cdot V_0 \cdot \pi \cdot (R_0^2 - R^2)
\end{aligned}$$

Рівняння енергетичного балансу для радіально-зворотного видавлювання:

$$\bar{p} = (1 - \lambda) \cdot \bar{p}_1 + \lambda \cdot (\bar{p}_2 + G), \quad (4.1)$$

$$\text{де } \bar{p}_1 = N_{\delta 2} + N_{\delta 3} + N_{c2-3} + N_{c3-4} + N_{c2-0} + N_{c3-0} + N_{m2-0} + N_{m4-1} -$$

приведений тиск для зворотного видавлювання;

$\bar{p}_2 = N_{\partial 5} + N_{\partial 6} + N_{c1-5} + N_{c5-6} + N_{m6-0} + N_{m6-0}' + N_{m5-0} + N_{m1-0}$
 – приведений тиск для радіального видавлювання;

$$\lambda = \frac{\bar{p}_1}{\bar{p}_1 + k \cdot (\bar{p}_2 + G)} \quad \text{– коефіцієнт, який знаходиться з рівності}$$

потужностей на кордоні поділу жорсткої зони;

$$k = \frac{R_0^2}{(R_0^2 - R^2)} \cdot \frac{R_0^2}{2 \cdot h \cdot R_0} = \frac{R_0^3}{2 \cdot h \cdot (R_0^2 - R^2)} \quad \text{– коефіцієнт, який}$$

знаходиться з геометричних параметрів процесу;

$$G = \frac{4 \cdot R_1 \cdot H_0}{\sqrt{3} \cdot (R_1^2 - R^2)} \cdot \mu_s \cdot \sigma_s \cdot V_0 \cdot \pi \cdot (R_1^2 - R^2) +$$

$$+ \frac{4 \cdot R \cdot (h_0 + x_{\partial d})}{\sqrt{3} \cdot (R_1^2 - R^2)} \cdot \mu_s \cdot \sigma_s \cdot \lambda V_0 \cdot \pi \cdot (R_1^2 - R^2) \quad \text{– величина, що дозволяє}$$

врахувати зусилля, яке виникає, коли пуансон тягне за собою стрижень.

Для отримання значень приведенного тиску зворотного \bar{p}_1 та радіального \bar{p}_2 видавлювання отримані значення потужностей скорочено на $[\sigma_s \cdot V_0 \cdot (1 - \lambda) \cdot \pi \cdot (R_0^2 - R^2)]$ та $[\sigma_s \cdot \lambda V_0 \cdot \pi \cdot (R_0^2 - R^2)]$ відповідно.

$$\bar{p}_1 = 1 + \frac{1}{\sqrt{3} \cdot (R_0^2 - R^2)} \cdot \left\{ 2 \cdot R_0^2 - \sqrt{3 \cdot R^4 + R_0^4} + \frac{R_0^2}{2} \times \ln \left[\frac{\sqrt{3 \cdot R^4 + R_0^4} + R_0^2}{3 \cdot (\sqrt{3 \cdot R^4 + R_0^4} - R_0^2)} \right] \right\} +$$

$$+ \frac{\left(\frac{2}{3} \cdot R_0^3 - R_0^2 \cdot R + \frac{R^3}{3} \right)}{\sqrt{3} \cdot (R_0^2 - R^2) \cdot H_0} + \frac{R_0^2 \cdot H_0}{\sqrt{3} \cdot R \cdot (R_0^2 - R^2)} + \frac{R}{3 \cdot \sqrt{3} \cdot H_0} + \frac{R}{3 \cdot \sqrt{3} \cdot H_0} +$$

$$+ \frac{4 \cdot (h_0 + x_{\partial d})}{\sqrt{3} \cdot R} \cdot \mu_s + \frac{4 \cdot R \cdot (h_0 + x_{\partial d})}{\sqrt{3} \cdot (R_0^2 - R^2)} \cdot \mu_s + \frac{2 \cdot R_0 \cdot H_0}{\sqrt{3} \cdot (R_0^2 - R^2)} \cdot \mu_s + \frac{4 \cdot R_0 \cdot H_0}{\sqrt{3} \cdot (R_0^2 - R^2)} \cdot \mu_s.$$

$$\begin{aligned} \bar{p}_2 = & \frac{R_0^2}{(R_0^2 - R^2)} + \frac{2 \cdot R_0^2}{\sqrt{3} \cdot (R_0^2 - R^2)} \cdot \ln \left(\frac{R_1}{R_0} \right) + \frac{R_0^3}{3 \cdot \sqrt{3} \cdot h \cdot (R_0^2 - R^2)} + \frac{h \cdot R_0}{\sqrt{3} \cdot (R_0^2 - R^2)} + \\ & + \frac{4 \cdot (R_1 - R_0) \cdot R_0^2}{\sqrt{3} \cdot h \cdot (R_0^2 - R^2)} \cdot \mu_s + \frac{4 \cdot R_0 \cdot (H - H_0)}{\sqrt{3} \cdot (R_0^2 - R^2)} \cdot \mu_s + \frac{2 \cdot R_0^3}{3 \cdot \sqrt{3} \cdot h \cdot (R_0^2 - R^2)} \cdot \mu_s \end{aligned}$$

Параметрами мінімізації процесу можуть слугувати кінематичний коефіцієнт λ , що відповідає за швидкість руху проміжної жорсткої зони та геометричний \bar{t} - відносна висота жорсткої зони. Однак мінімізація величини приведенного тиску за вказаними вище параметрами не дала позитивно результату (відповідало виродженню комбінованого процесу в процес з однією ступеню свободи течії матеріалу, що відповідало гранично можливим значення λ), тому оптимальне значення кінематичного параметра λ знайдено з рівності потужностей на межі розподілу двох осередків деформування. Використовуючи отримане таким чином оптимальне значення λ можна отримати величину приведенного тиску як функції $\bar{p} = \bar{p}(\bar{t})$ геометричного параметра \bar{t} . Окремо досліджено вплив різних співвідношень геометричних параметрів процесу деформування на величину λ .

Провівши аналіз (рис. 4.2) варто відзначити, що зменшення висоти жорсткої зони, при різних комбінаціях геометричних параметрів, спостерігається незначним практично лінійним зростанням швидкості руху жорсткої зони, яка і описується коефіцієнтом λ . При цьому характер цієї залежності $\lambda = \lambda(\bar{t})$ зберігається і при зміні умов тертя.

Аналіз впливу геометричних параметрів процесу на величину λ показав, що збільшення відносного радіуса стрижня \bar{R} (рис. 4.3, а) призводить до зниження швидкості руху жорсткої зони, а збільшення відносної висоти фланцю \bar{h} (рис. 4.3, б) при збереженні інших параметрів процесу тягне за собою збільшення коефіцієнту λ , що відповідає більш інтенсивному затіканню металу в радіальному напрямку в порівнянні з переміщенням металу в осьовий стрижень. Дана тенденція зберігається

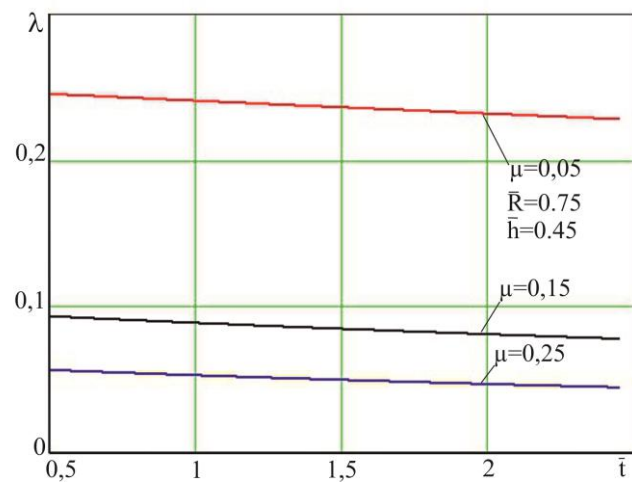
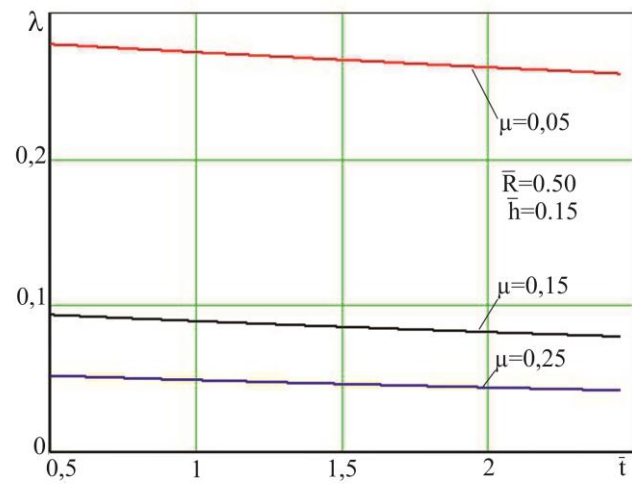
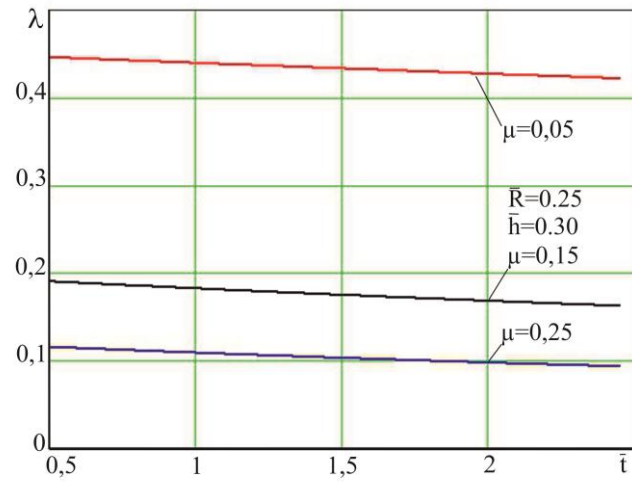


Рисунок 4.2 – Характер зміни параметру λ від відносної висоти жорсткої зони \bar{t}

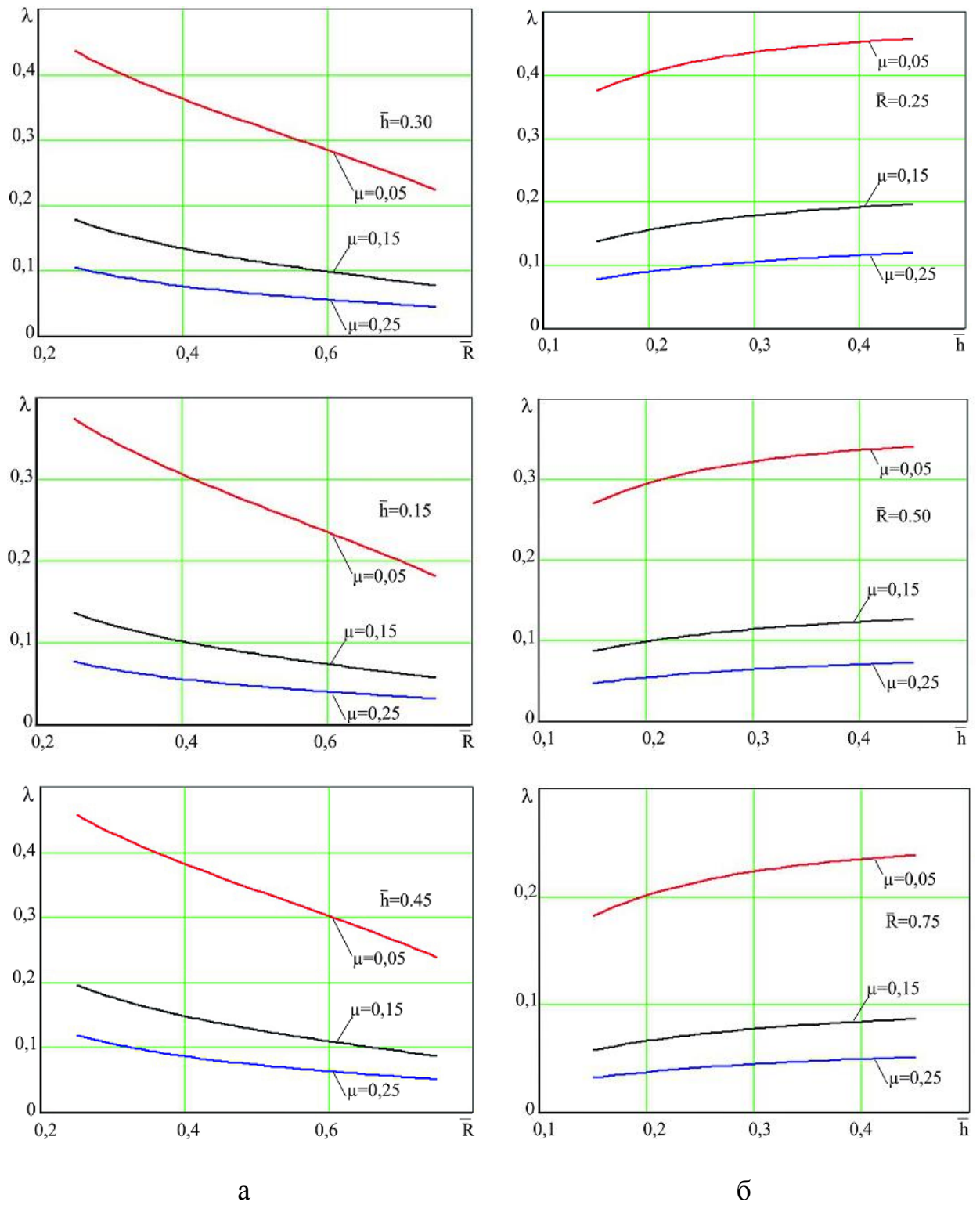


Рисунок 4.3 – Графіки залежності параметру λ від відносного радіусу стрижня \bar{R} (а) і відносної висоти фланця \bar{h} (б)

протягом всього процесу аж до вичерпання жорсткої зони. Відзначимо також, що збільшення коефіцієнта тертя надає важливий вплив на значення параметра λ , а саме тягне за собою його істотне зниження. Подібний вплив умов тертя зберігається при різних геометричних параметрах процесу на всій його довжині.

Приведений тиск $\bar{p} = \bar{p}(\bar{t})$ зі зменшенням висоти жорсткої зони (тобто по ходу процесу) зменшується, що пов'язано з поступовим вичерпанням жорсткої зони і відповідно зменшенням її впливу на пластичні зони процесу (рис. 4.4). Подібний характер зберігається на всьому протязі процесу деформування [4.2 – 4.3].

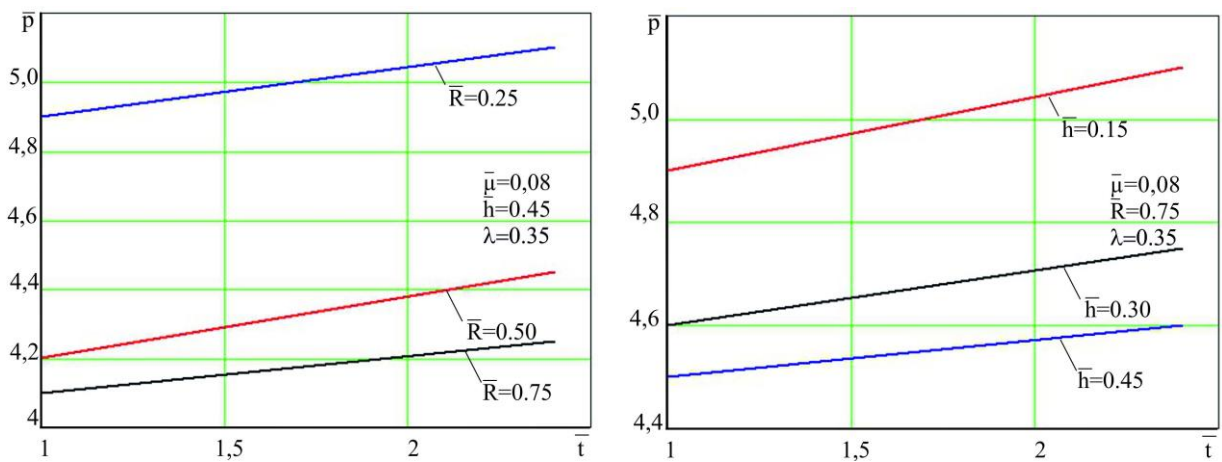


Рисунок 4.4 – Графіки залежності приведенного тиску видавлювання від відносної висоти жорсткої зони \bar{t}

Для розрахункової схеми радіально-зворотного видавлювання з роз'єднаним осередком деформації за умови сталої величини оптимального значення кінематичного параметру λ на протязі всього протікання процесу за аналогією з попередніми розрахунками відносних приростів осьового стрижня та фланцевої зони отримаємо наступні співвідношення:

$$\begin{aligned} \Delta \bar{l}_1 \uparrow &= [(1 - \bar{R}^2) \cdot (1 - \lambda) - \lambda \cdot \bar{R}^2] \cdot \Delta \bar{H}_x \\ \Delta \bar{l}_2 \rightarrow &= \sqrt{\frac{(1 - \bar{R}^2) \cdot \Delta \bar{H}_x - \bar{R}^2 \cdot \bar{l}_1 \uparrow}{\bar{h}} + 1} - 1 \end{aligned} \quad (4.2)$$

де $\Delta \bar{H}_x$ – відносний хід пуансона, що відповідає етапу деформування.

Особливу увагу привертає аналіз залежності поетапної зміни розмірів напівфабрикату від забезпечення різних умов тертя та висновків щодо можливості використання даного технологічного фактору як керуючого для отримання необхідних кінцевих розмірів деталі. Зменшення тертя при різних співвідношеннях геометричних параметрів процесу відповідає зменшенню відносних приростів осьової зони за рахунок збільшення відносних приростів фланцевої зони, що відповідає більш сприятливим умовам для радіального переміщення металу.

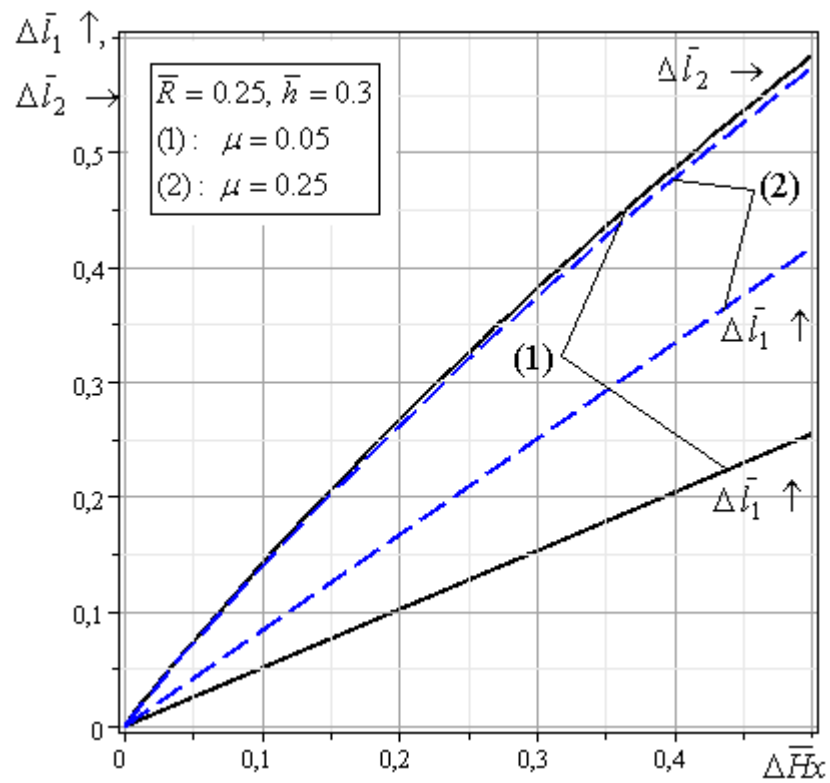
Відхилення відносних приростів $\Delta \bar{l}_i \uparrow$ осьової зони за різних умов тертя може сягати більше 50% від величини (рис. 4.5, а), що відповідає найменшому коефіцієнту тертя, який можна вважати достатньо вагомим технологічним керуючим фактором поетапної зміни розмірів напівфабрикату та забезпечення необхідної кінцевої форми деталі. При цьому заповнення фланцевої частини напівфабрикату проходить інтенсивніше за більших відносних розмірах діаметру осьового стрижня (див. рис. 4.5, б).

4.2 Моделювання силового режиму процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання методом кінцевих елементів (МСЕ)

Для моделювання радіально-зворотного видавлювання в програмному продукті QForm 2D були задані граничні умови аналогічні пункту 3.3.

Схема початкового розбиття зразка на елементи і подальше корегування сітки при комбінованій течії в радіальному і осьовому (зворотному) напрямку показано на рис. 4.5. Деформований зразок умовно можна розбити на кілька зон з характерною течією металу (див. рис. 4.5):

- осьова, малодеформована зона;
- зона високих ступенів деформацій поблизу перехідною кромки пуансона;



a

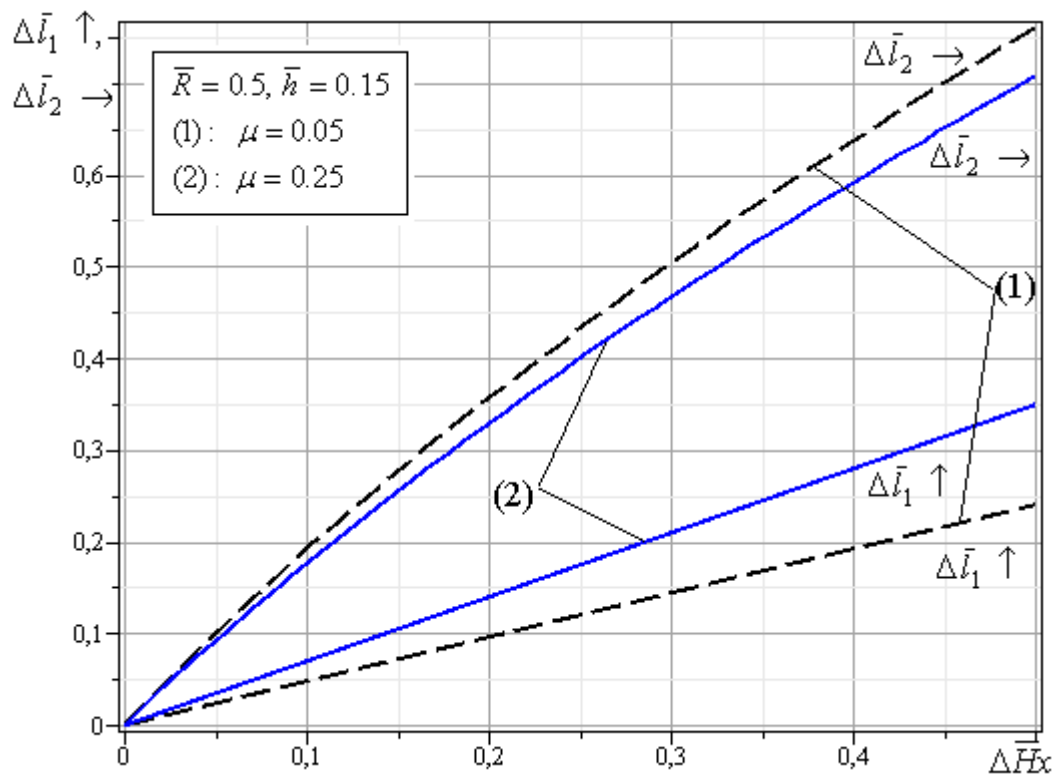


Рисунок 4.5 – Приріст відносних розмірів осьової $\Delta \bar{l}_1 \uparrow$ та фланцевої зони $\Delta \bar{l}_2 \rightarrow$ напівфабрикату за різних умов тертя

- зона розвороту металу в фланець;
- фланець;
- центральна, застійна, зона.

Чисельно максимальні значення логарифмічних деформацій, зосереджені на перехідних кромках матриці, на початкових стадія, і рівні 0.5 - 0.7, а на кінцевих, з розповсюдження більшої деформації і у фланці - 1,75 - 1,85 (82% - 85%) [4.5].

Кожна з цих зон має свої особливості деформованого стану, які змінюються по ходу процесу. Так для застійної зони під пуансоном характерно її зменшення по ходу процесу. На її розмір і розташування значний вплив має тертя на стінках матриці. При значному терті на матриці (без змащення) на вузькій ділянці під пуансоном відбувається стиснення і витіснення в стрижень прилеглих шарів металу.

На першому етапі процесу центр зразка практично не деформується і є буфером (проміжної жорсткою зоною) між осередками течії металу в зворотному і радіальному напрямку.

Зона розвороту течії металу у фланець представляє собою складний осередок деформації, в якому поєднується розворот і осадка нижніх, до фланця осередок течії металу в радіальному напрямку збільшується прилеглих до дна, шарів металу. При різних розмірах висоти фланця і умов тертя на опорній поверхні величина і протяжність даної зони може бути різною. При відносній висоті фланця $\bar{h} > 0.3$ ця зона витягується в довжині осі симетрії, а при збільшенні коефіцієнта тертя її довжина зменшується. При збільшенні радіуса переходу від стрижня. В цій зоні накопичується максимальна деформація, яка на перших етапах видавлювання складає $e \approx 0,3..0,4$ і у кінці процесу збільшується до $e \approx 2,6..3,2$, що може слугувати приводом до вичерпання ресурсу пластичності і можливої появи тріщин.

Умови тертя на опорній поверхні значно впливають на вигин краю фланця - дефект форми фланця. При збільшенні тертя вигин фланця менше,

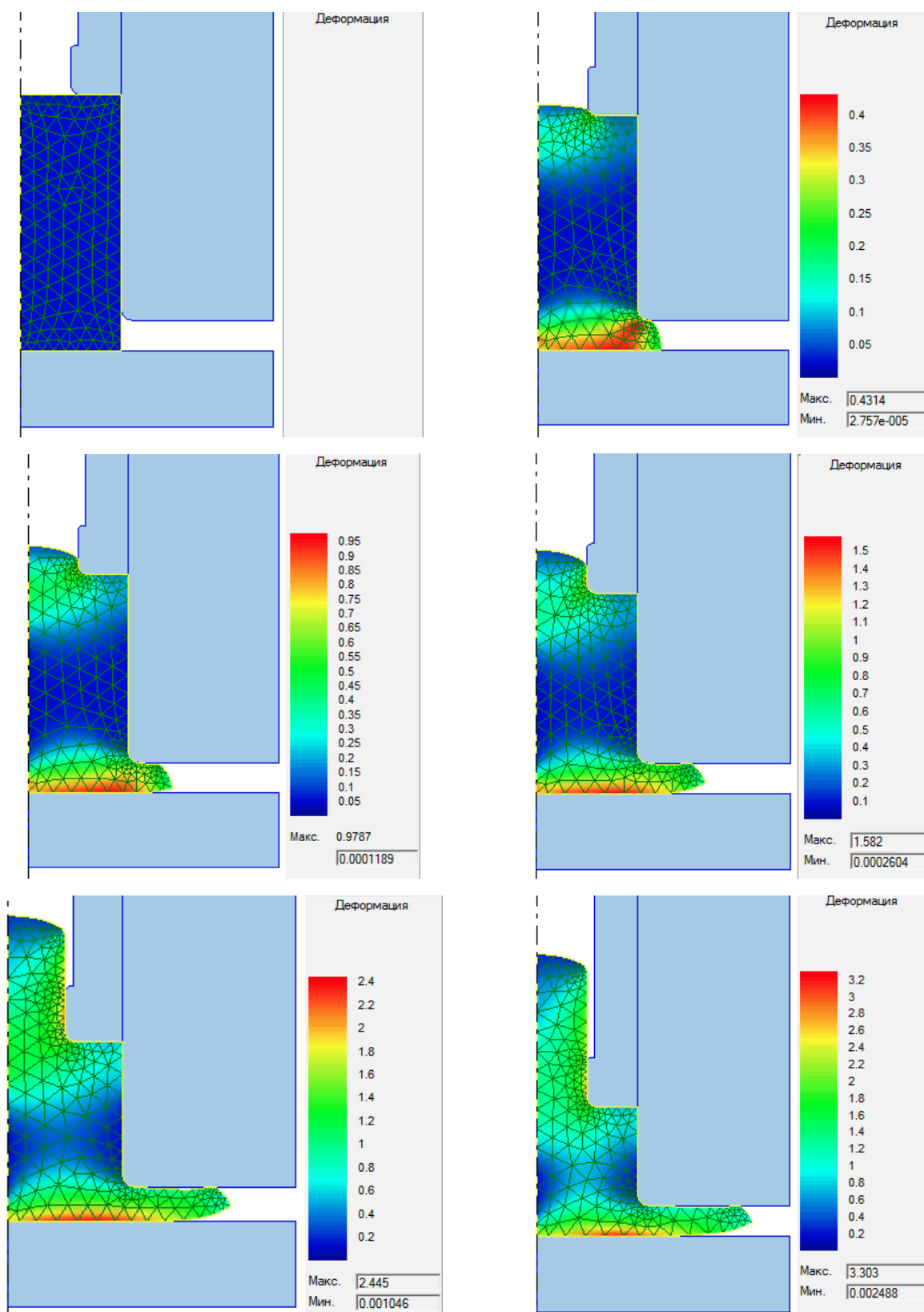


Рисунок 4.5 – Розподіл ступеня деформації по ходу деформування

але при цьому погіршуються умови деформування в центральній зоні деталі, відбувається локалізація осередка течії металу в фланець. При значенні коефіцієнта тертя $\mu=0.08$, що є характерним для холодного видавлювання, спостерігається відхилення фланцю від верхньої напівматриці з поступовим вигином фланцю. За рахунок цього нижні шари фланцевої частини більше зміцнюються.

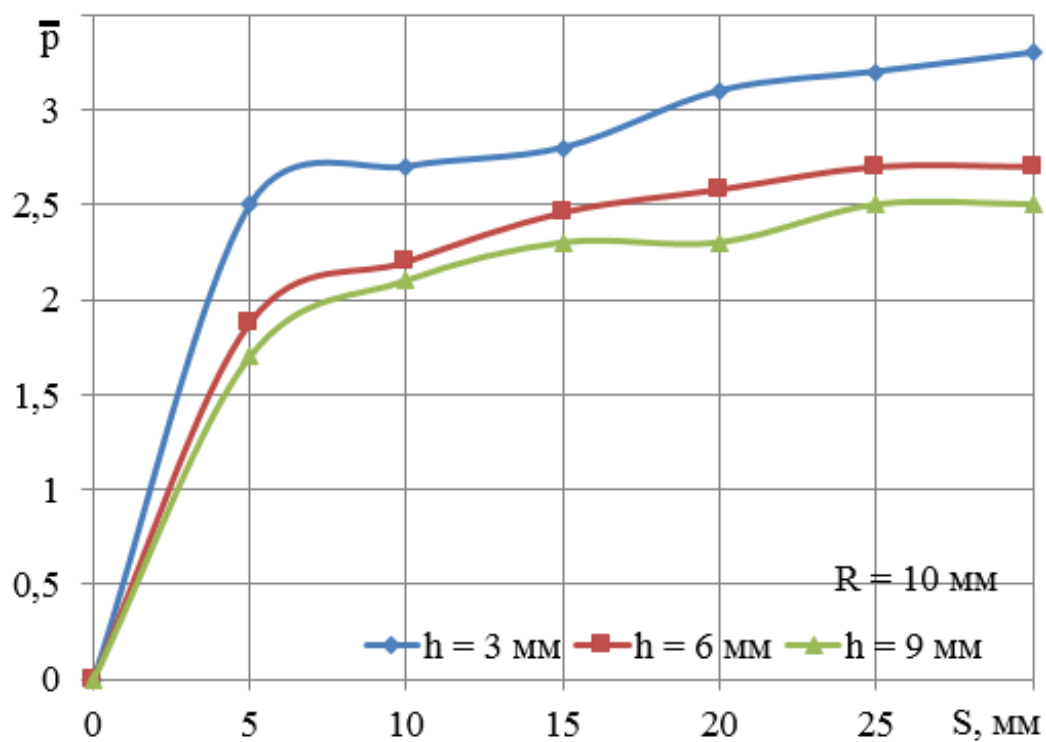
По ходу процесу локалізовані осередки деформації збільшуються в розмірах, а проміжна жорстка зона зменшується. Також простежується поступове об'єднання центральної та осьової зон із стрижнем. На заключних стадіях процесу зона витягується по всій довжині вздовж осі зразка і практично не деформується.

Характер зміни приведенного тиску по ходу процесу при різних геометричних параметрах видавлювання показані на рис. 4.6.

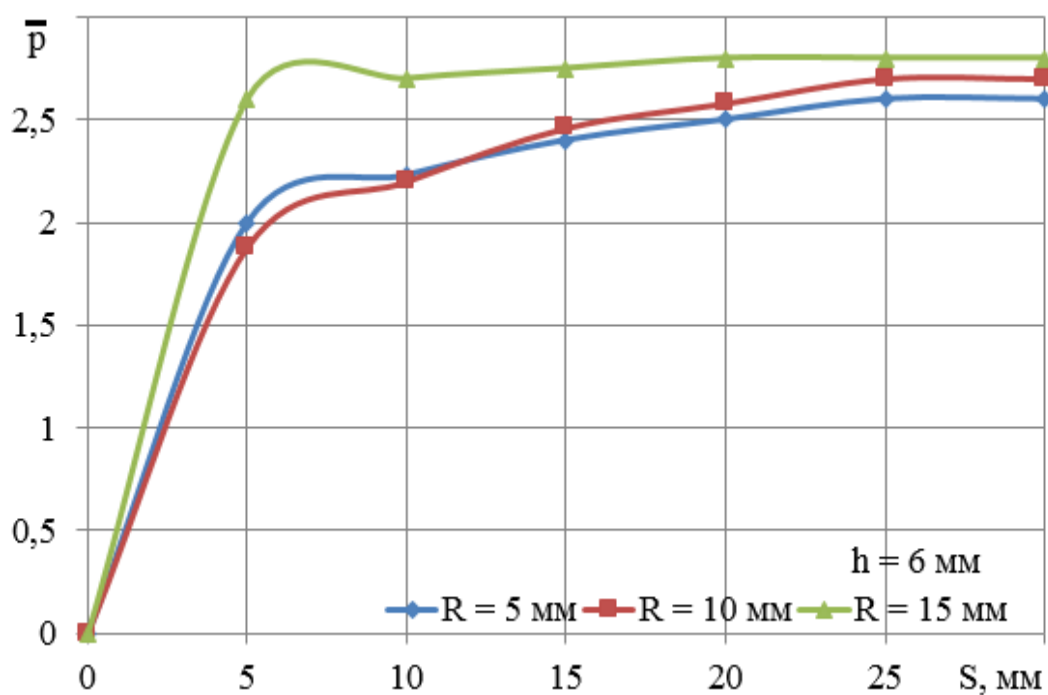
Для визначення залежності приведенного тиску видавлювання і приведенного тиску розкриття напівматриці за результатами моделювання процесу використовувався метод планування експерименту. Варіювалися наступні параметри: відносна висота фланця ($\bar{h} = h/R_0$), відносний радіус стрижня ($\bar{R} = R/R_0$), і контактне тертя (μ), де: $R_0 = 20$ мм – радіус заготовки; R – радіус стрижня, h – висота фланця. Інтервали варіювання факторів і їх значення в натуральному масштабі на основному, верхньому і нижньому рівнях вказані в таблиці рівнів факторів (табл. 4.4).

Таблиця 4.4 – Рівні факторів дослідження для радіально-зворотного видавлювання

Фактори	$x_1 (\bar{h})$	$x_2 (\mu)$	$x_3 (\bar{R})$
Основний рівень (X_{i_0})	0,30	0,2	0,50
Інтервал варіювання (ΔX_i)	0,15	0,2	0,25
Верхній рівень ($x_i = 1$)	0,45	0,4	0,75
Нижній рівень ($x_i = -1$)	0,15	0	0,25



а



б

Рисунок 4.6 – Характер зміни приведенного тиску радіально-зворотного видавлювання при різній висоті фланця (а) та різному радіусі стрижня (б)

Рівняння регресії:

$$Y(\bar{h}, \bar{\mu}, \bar{R}) = b_0 + b_1 \cdot \bar{h} + b_2 \cdot \bar{\mu} + b_3 \cdot \bar{R} + b_4 \cdot \bar{h} \cdot \bar{\mu} + b_5 \cdot \bar{h} \cdot \bar{R} + b_6 \cdot \bar{\mu} \cdot \bar{R} + b_7 \cdot \bar{h}^2 + b_8 \cdot \bar{\mu}^2 + b_9 \cdot \bar{R}^2 \quad (4.3)$$

Коефіцієнти регрессионного уравнения определены для данной схемы в табл. 4.5.

Таблица 4.5 – Коеффициенты регрессионного уравнения

Y	b_0	b_1	b_2	b_3	b_4	b_5	b_6	b_7	b_8	b_9
\bar{p}	2.18	-3.68	-0.16	8.18	0.004	2.4	0.001	0.4	0.03	-2

З використанням методики, описаної в розділі 2, за допомогою програми MathCAD були отримані залежності приведенного тиску видавлювання і розкриття напівматриці від варійованих величин (рис. 4.7 – 4.10).

На рис. 4.7, а видно, що зі збільшенням відносної висоти фланця в межах $\bar{h} = 0,15 \dots 0,45$ значення приведенного тиску видавлювання і розкриття напівматриці знижуються. Це можна пояснити тим, що зі збільшенням висоти фланця металу \bar{h} простіше заповнювати порожнину, що характерно для зниження ступені деформації. Невеликий підйом графіків характеризується збільшенням об'єму металу в осередку деформації. Для значень приведенного тиску розкриття напівматриці \bar{q} (див. рис. 4.7, б) спостерігається перегин функції. Такий характер спостерігається за рахунок зміни контактної площі тертя фланця з верхньою напівматрицею.

На рис. 4.8, а показано зниження енергосилових параметрів процесу комбінованого видавлювання при різних значеннях контактної тертя. Такий характер зміни кривих зумовлений більшим відхиленням форми фланцю при більших значеннях відносної висоти фланцю \bar{h} .

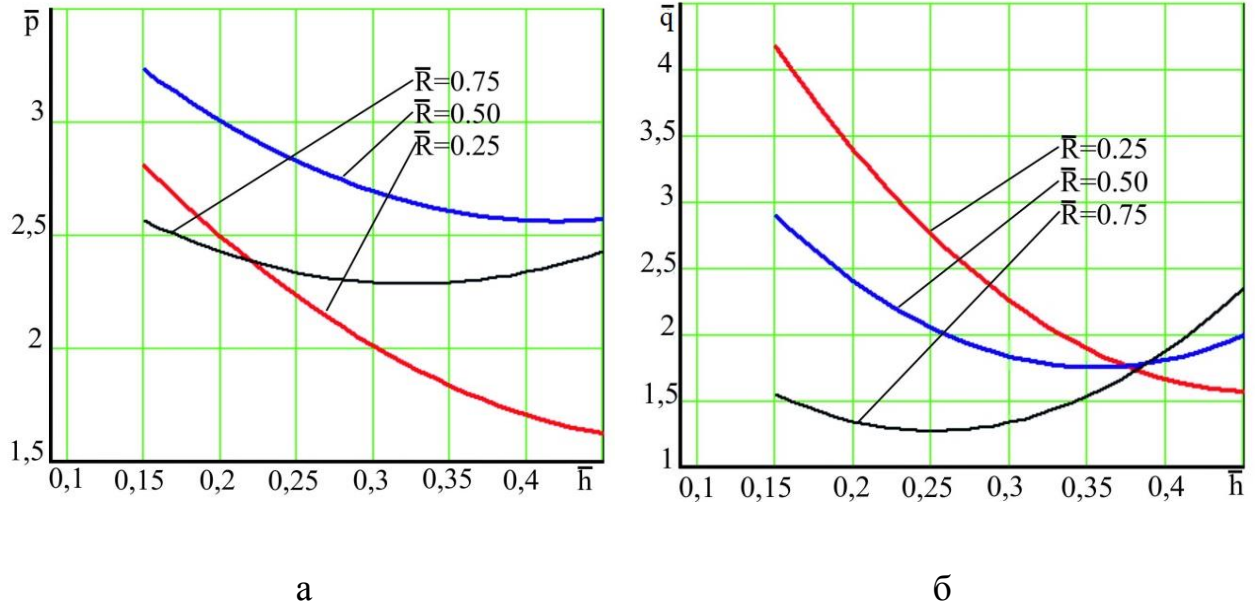


Рисунок 4.7 – Графіки залежності приведенного тиску видавлювання (а) і розкриття напівматриці (б) від відносної висоти фланця при різному відносному радіусі стрижня ($\bar{R} = 0.25 = 5 \text{ мм}$, $\bar{R} = 0.50 = 10 \text{ мм}$, $\bar{R} = 0.75 = 15 \text{ мм}$)

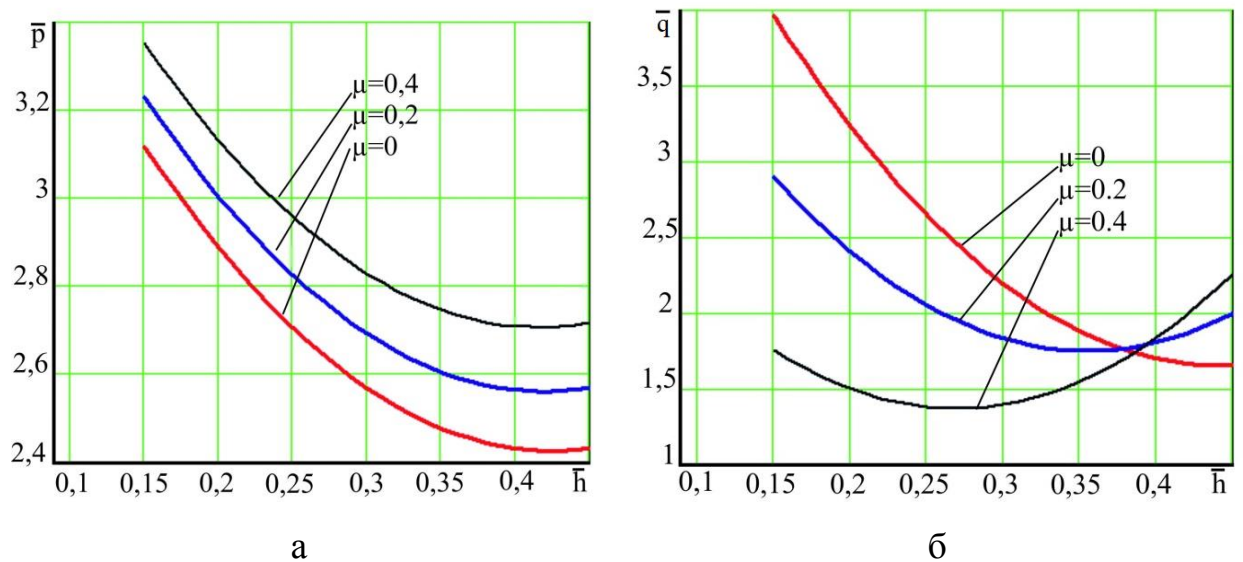


Рисунок 4.8 – Графіки залежності приведенного тиску видавлювання (а) і розкриття напівматриці (б) від відносної висоти фланця при різному тертя

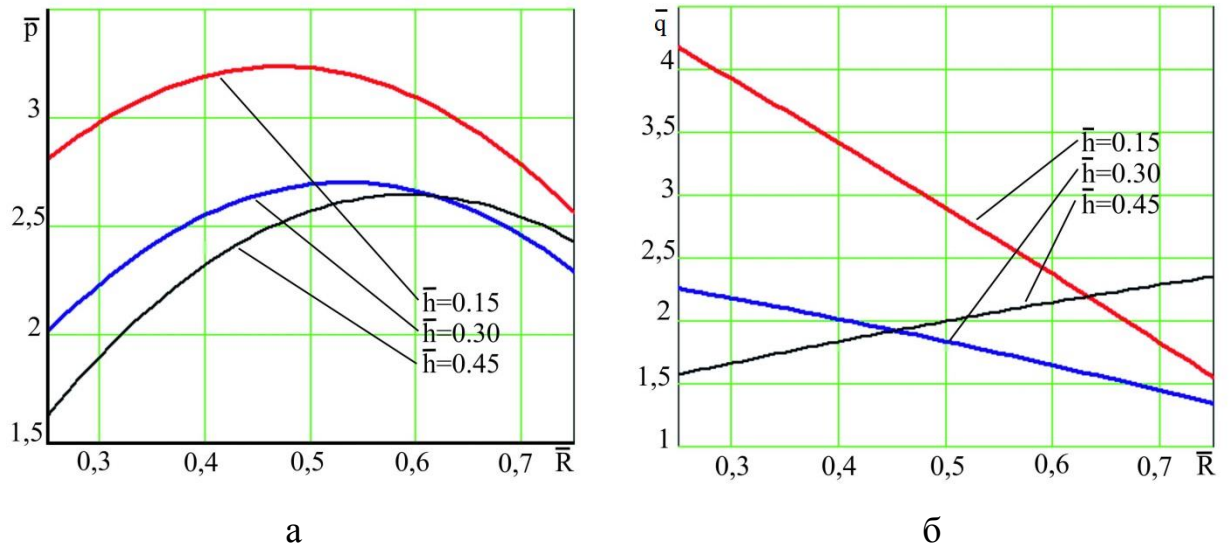


Рисунок 4.9 – Графіки залежності приведенного тиску видавлювання (а) і розкриття напівматриці (б) від відносного радіуса стрижня при різних відносній висоті фланця ($\bar{h} = 0,15 = 3 \text{ мм}$, $\bar{h} = 0,30 = 6 \text{ мм}$, $\bar{h} = 0,45 = 9 \text{ мм}$)

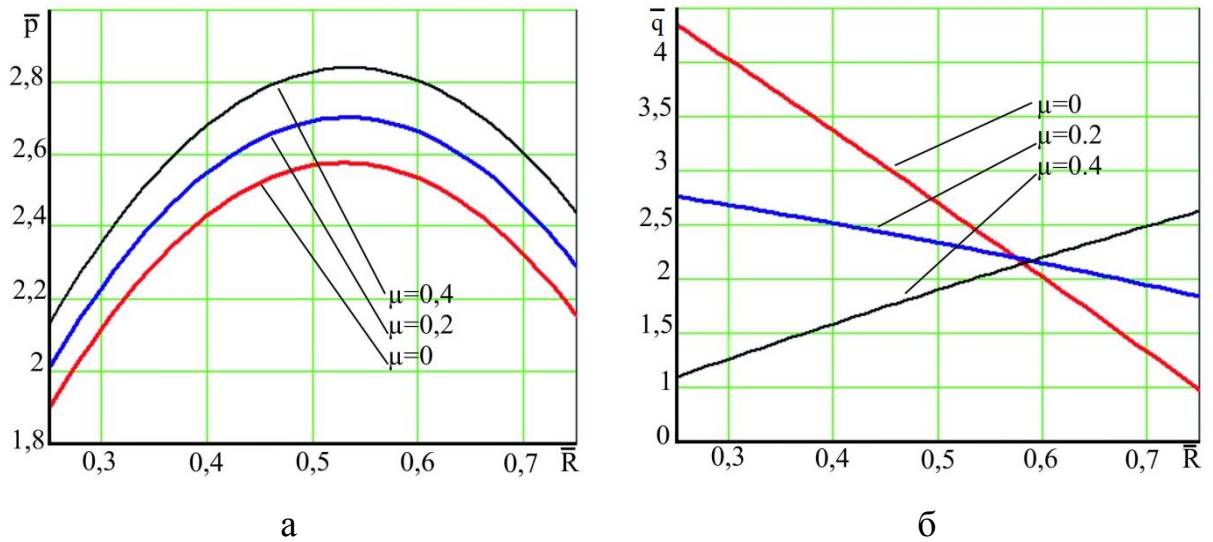


Рисунок 4.10 – Графіки залежності приведенного тиску видавлювання (а) і розкриття напівматриці (б) від відносного радіуса стрижня при різному терті

При значеннях $h > 0.37$ фланець зовнішня периферія фланцю починає підпирати верхню напівматрицю, що призводить до збільшення приведенного тиску розкриття [4.6] (див. рис. 4.7 – 4.8, б).

Графіки на рис. 4.9, а показують, що зі збільшенням відносного радіусу стрижня в межах $\bar{R} = 0,25 \dots 0,75$ розподіл приведенного тиску видавлювання має параболічний характер. Зростання значень пов'язаний зі збільшенням осередка деформації в зворотному напрямку течії металу. А зниження значень спостерігається за рахунок відсутності переміщення матеріалу в осьовому напрямі. В такому випадку стрижень формується за рахунок прошивання заготовки.

Параболічний характер розподілу значень приведенного тиску видавлювання з максимумом значення при $\bar{R} \approx 0.55$ спостерігається і на рис. 4.10, а.

Збільшення коефіцієнта тертя призводить до збільшення приведенного тиску видавлювання в усі розглянутих випадках та не впливає на характер зміни кривих.

Дослідження формозміни при комбінованому радіально-зворотному видавлюванні.

Масив отриманих даних МСЕ використовується для оцінки формозміни напівфабрикату при радіально-зворотному видавлюванні (рис. 4.11) [4.7].

Зміна висоти фланця в досліджуваному діапазоні призводить до збільшення кількості матеріалу, що переміщується в радіальному напрямку. Відповідно об'єм металу, який переміщується у стрижневу частину, скорочується. У деяких випадках (коли відношення висоти фланця до радіусу стрижня $h/R \geq 0.6$) на початкових стадіях видавлювання спостерігається прошивка заготовки, тобто приріст розмірів стрижня відсутній. На подальших етапах видавлювання спостерігається затягування частини металу з стрижня в осередок деформації і висота одержуваного виробу зменшується відносно вихідного розміру.

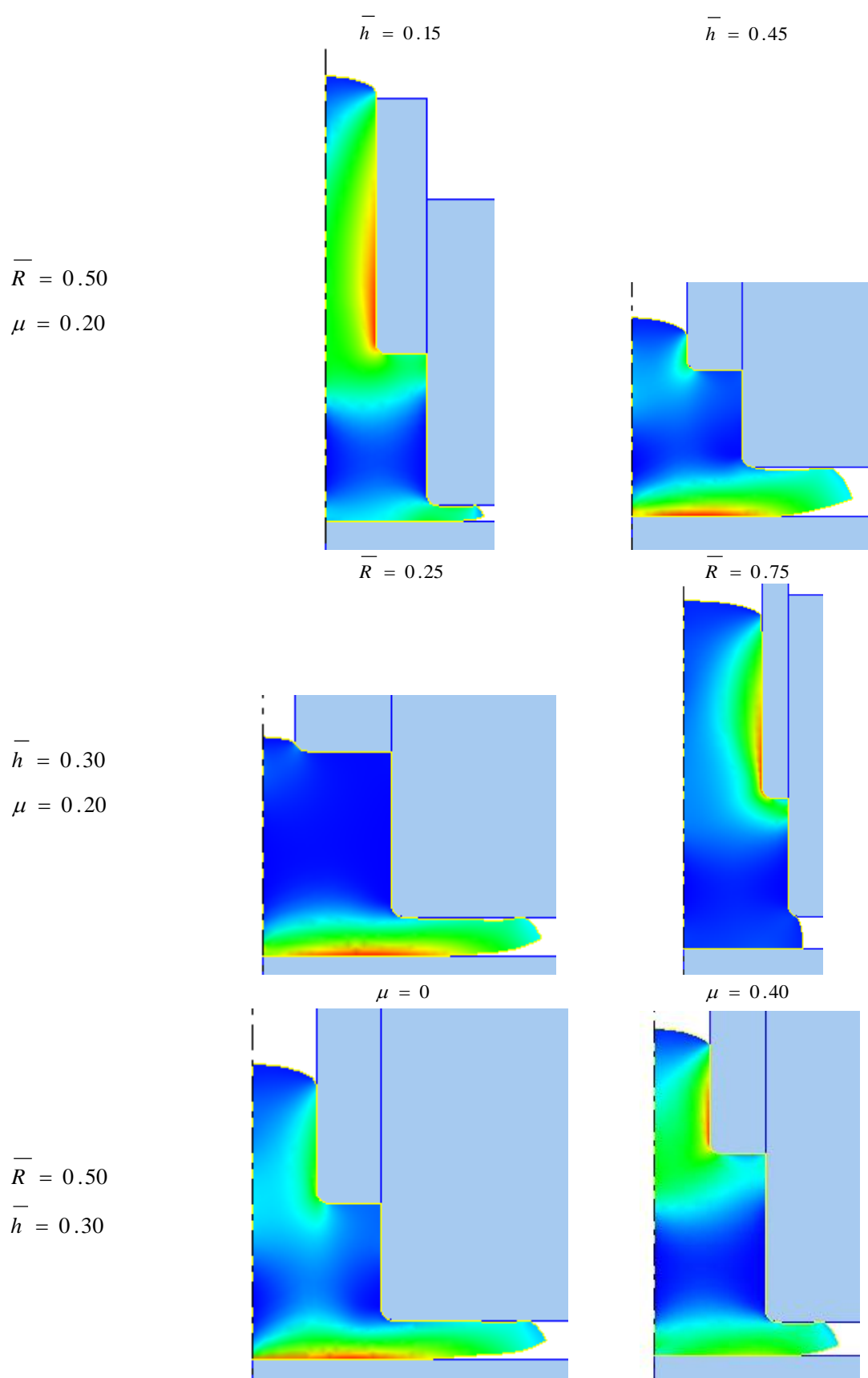


Рисунок 4.11 – Формозміна заготовки при радіально-зворотному видавлюванні

При збільшенні радіуса стрижня, за умов збереження інших геометричних параметрів, спостерігається збільшення течії матеріалу в зворотному напрямку. При дотриманні умови видавлювання $h/R < 0.6$ спостерігається течії в двох напрямках і зберігається комбіноване видавлювання як таке.

Збільшення коефіцієнта тертя сприяє затягуванню металу в осередок деформації, що формується радіальною течією.

Приріст лінійних і об'ємних частин напівфабрикату при радіально-зворотному видавлюванні показано на рис. 4.12 – 4.13 (співвідношення вихідних розмірів заготовки $H_0/D_0 = 1,25$). Графічне відображення зміни розмірів конфігураційних частин деталі наглядно відображає особливості формоутворення стрижня та фланцю. Приріст лінійних розмірів заготовки у зоні осьового стрижня спостерігається більш інтенсивний ніж у фланцевій. Проте оцінюючи об'єми заготовки, що перемістилися, видно, що зона фланцю за об'ємом перевищує отримуваний стрижень. При $h = 9$ мм, $R = 10$ мм ($h/R = 0.9$) та $h = 6$ мм, $R = 5$ мм ($h/R = 1.2$) спостерігається утворення стрижня за рахунок прошивання пуансоном вихідної заготовки, лінійні висотні розміри заготовки зменшуються порівняно з вихідним розміром. Регулювання геометричних розмірів приймаючих порожнин матриці та умов тертя дозволить корегувати формоутворення деталі за схемою радіально-зворотного видавлювання.

Застосовуючи метод планування експерименту також є можливість проаналізувати формозміну. На рис. 4.14 показано, який об'єм стрижня, відносно всього продеформованого об'єму металу, можна отримати з урахуванням варійованих параметрів. Отримані результати не враховує затягування металу. Спираючись на отримані графічні залежності, що враховують комбінації різних геометричних параметрів, з'являється можливість прогнозування отримання приросту бажаних об'ємів конфігураційних частин деталі та спрогнозувати лінійні розміри.

Рівняння регресії (4.3) використовується і для опису формозміни з урахуванням інших коефіцієнтів регресії (табл. 4.6).

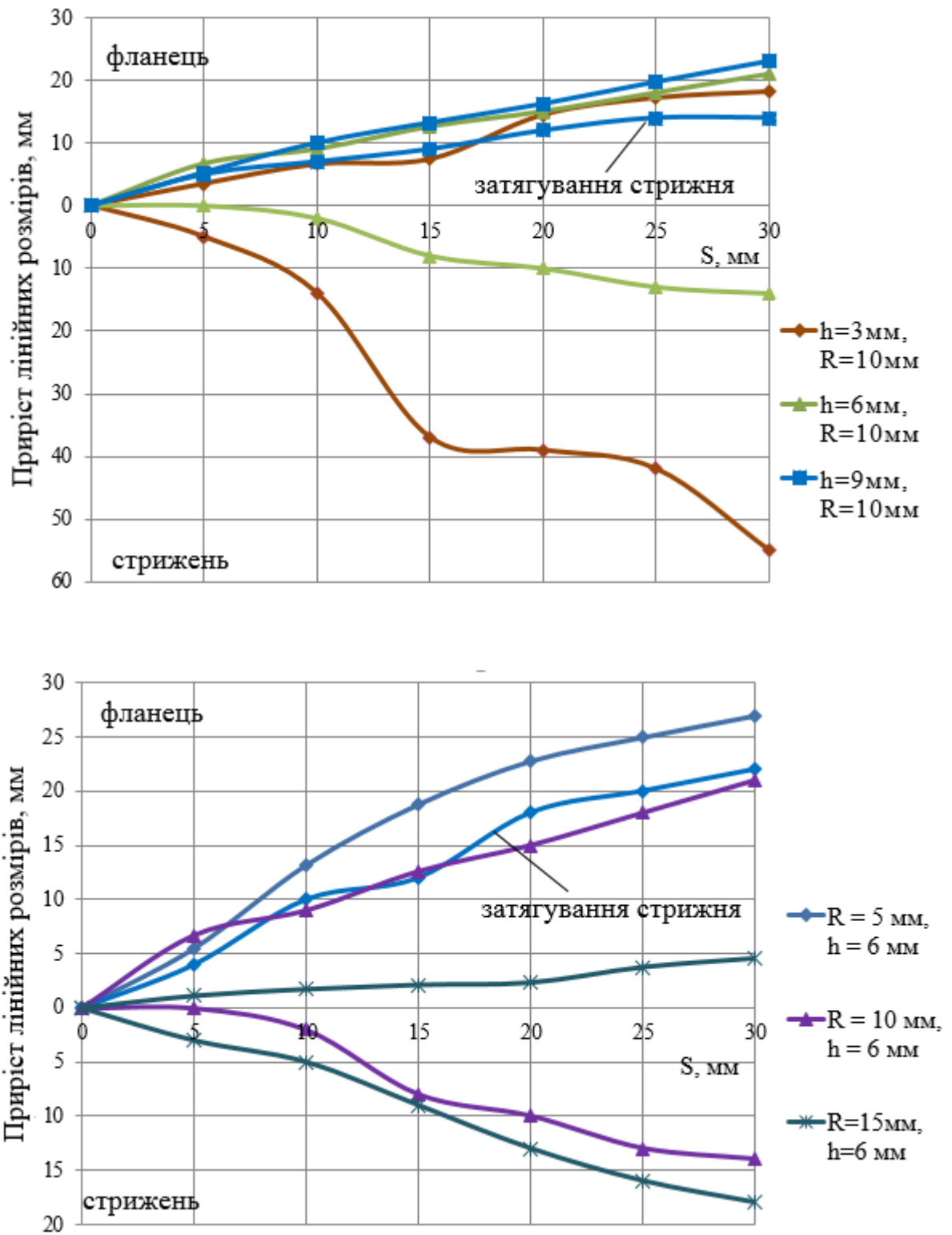


Рисунок 4.12 – Приріст лінійних розмірів при радіально-зворотному видавлюванні

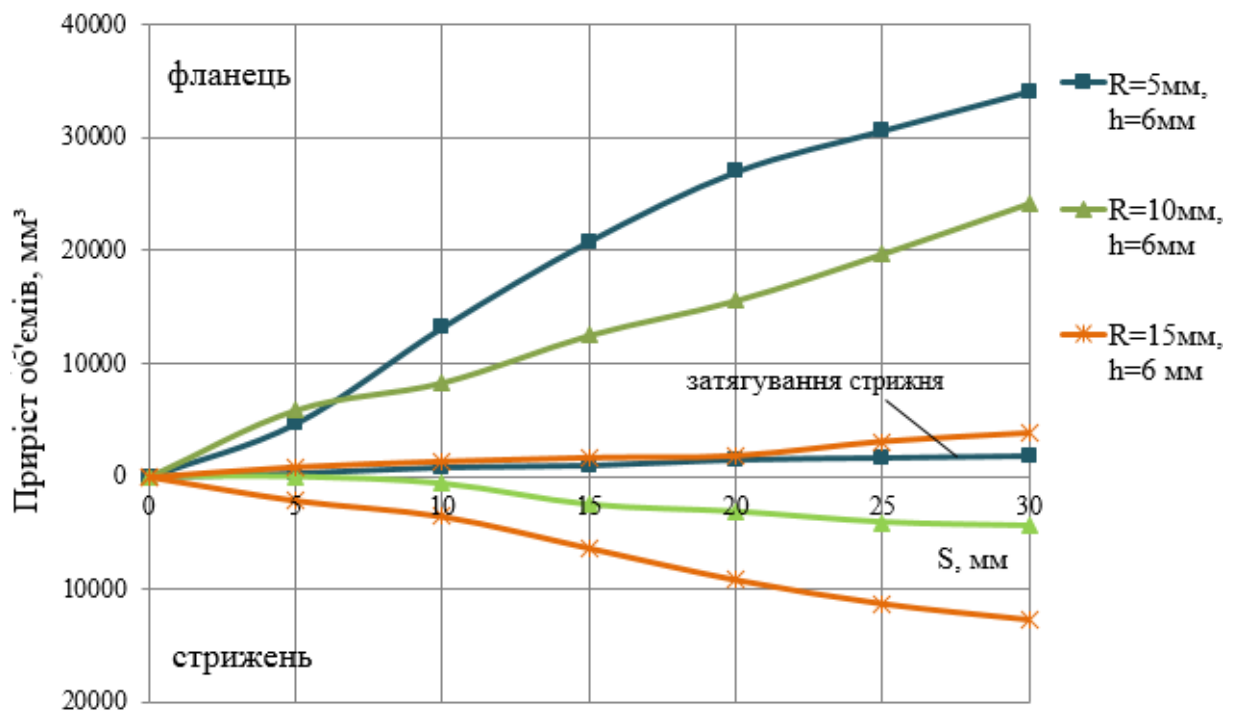
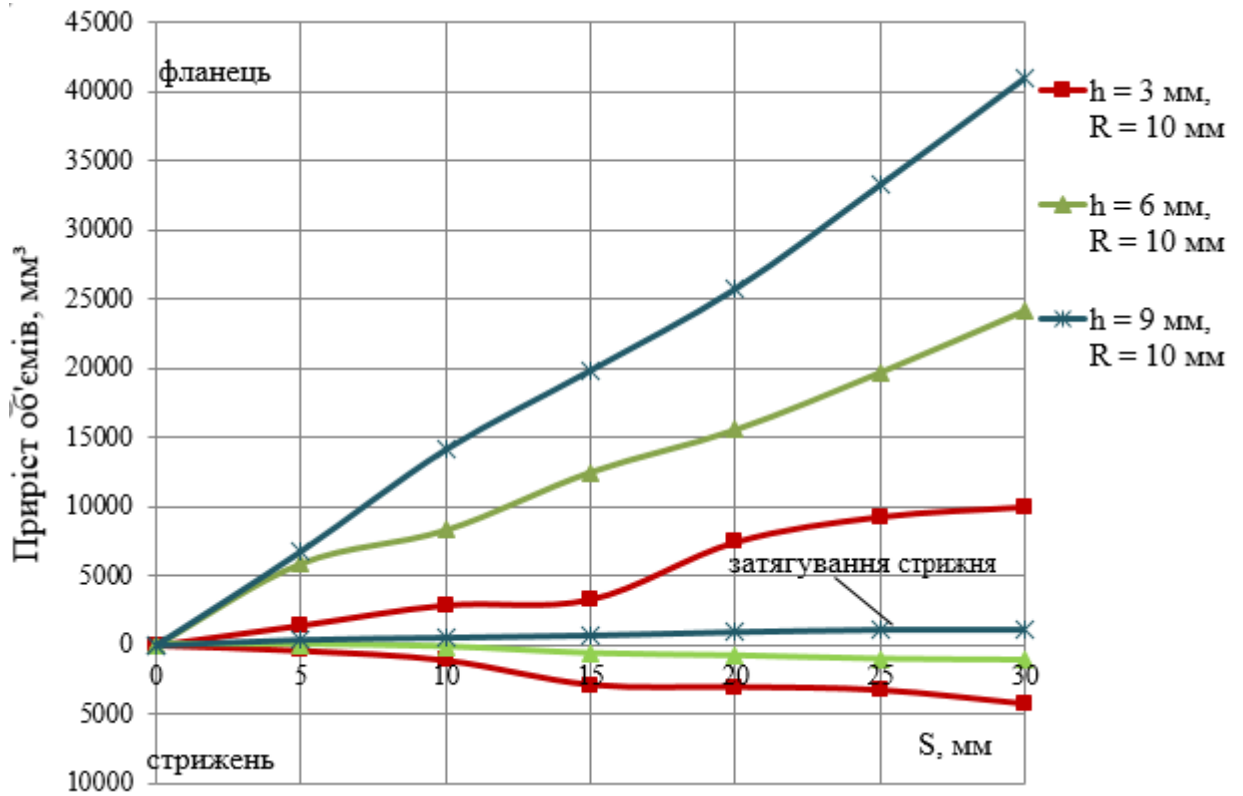
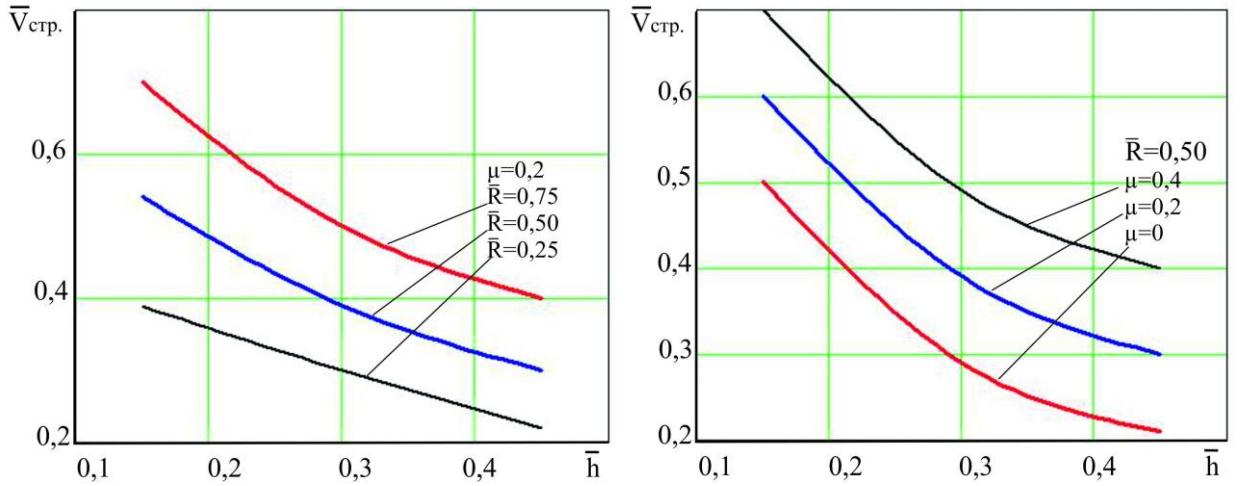
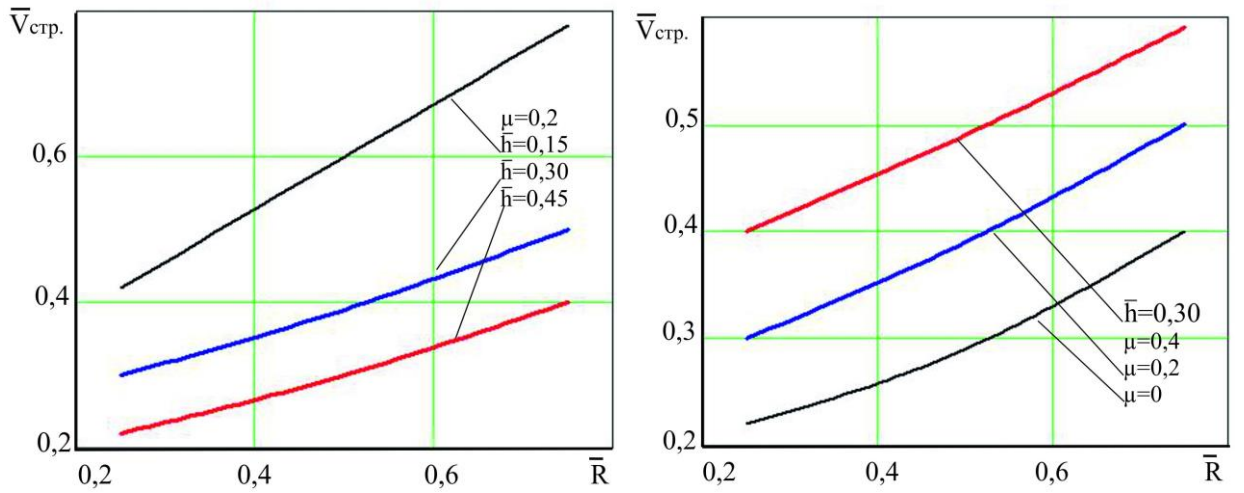


Рисунок 4.13 – Приріст об'ємів при радіально-зворотному видавлюванні



а



б

Рисунок 4.14 – Приріст відносного об’єму стрижня при радіально-зворотному видавлюванні при різній геометрії інструмента

Таблиця 4.6 – Коефіцієнти регресії приросту об’ємів при радіально-зворотному видавлюванні

Y	b_0	b_1	b_2	b_3	b_{12}	b_{13}	b_{23}	b_{11}	b_{22}	b_{33}
\bar{V}_{cpr}	0,4	-0,13	0,03	0,4	-0,003	-0,019	0,003	0,14	-0,14	0,03

Графіки формозміни (див. рис. 4.14) показують, що зі збільшенням відносної висоти фланця \bar{h} переміщення металу у стрижень знижується, що пов'язано з збільшення осередку деформування в радіальному напрямі. При збільшенні відносного радіуса стрижня \bar{R} відбувається збільшення течії матеріалу в зворотному напрямку. Умови тертя лінійно впливають на процес формоутворення. При більших коефіцієнтах тертя заповнення осевого стрижня ускладнюється.

Результати комп'ютерного моделювання для радіально-зворотного видавлювання стрижневих деталей з фланцем підтвердили наявність проміжної зони, яка слабо деформується, що говорить про правомірність використання отриманих розрахункових моделей з роз'єднаним осередком деформації і відповідних теоретичних припущень. Проте корпус деталі лишається непропрацьованим, що обумовлює неоднорідність механічних властивостей виробів. Використання способу, який передбачає застосування знакозмінної деформації, забезпечує підвищення рівномірності розподілу ступеня деформування за перерізом деталі (рис. 4.15).

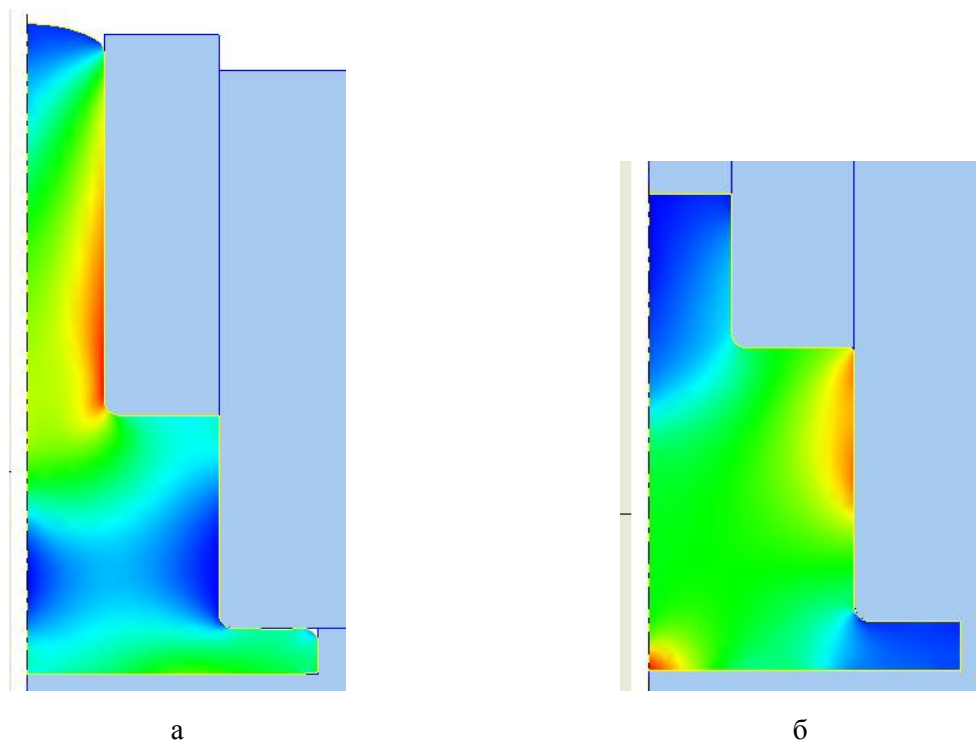


Рисунок 4.15 – Застосування знакозмінної деформації: радіально-

зворотне видавлювання (а) та повернення стрижня в корпус деталі (б)

Для порівняння результатів розрахунків формозміни при радіально-зворотному видавлюванні двома методами побудовані картини збільшення лінійних розмірів (рис. 4.16).

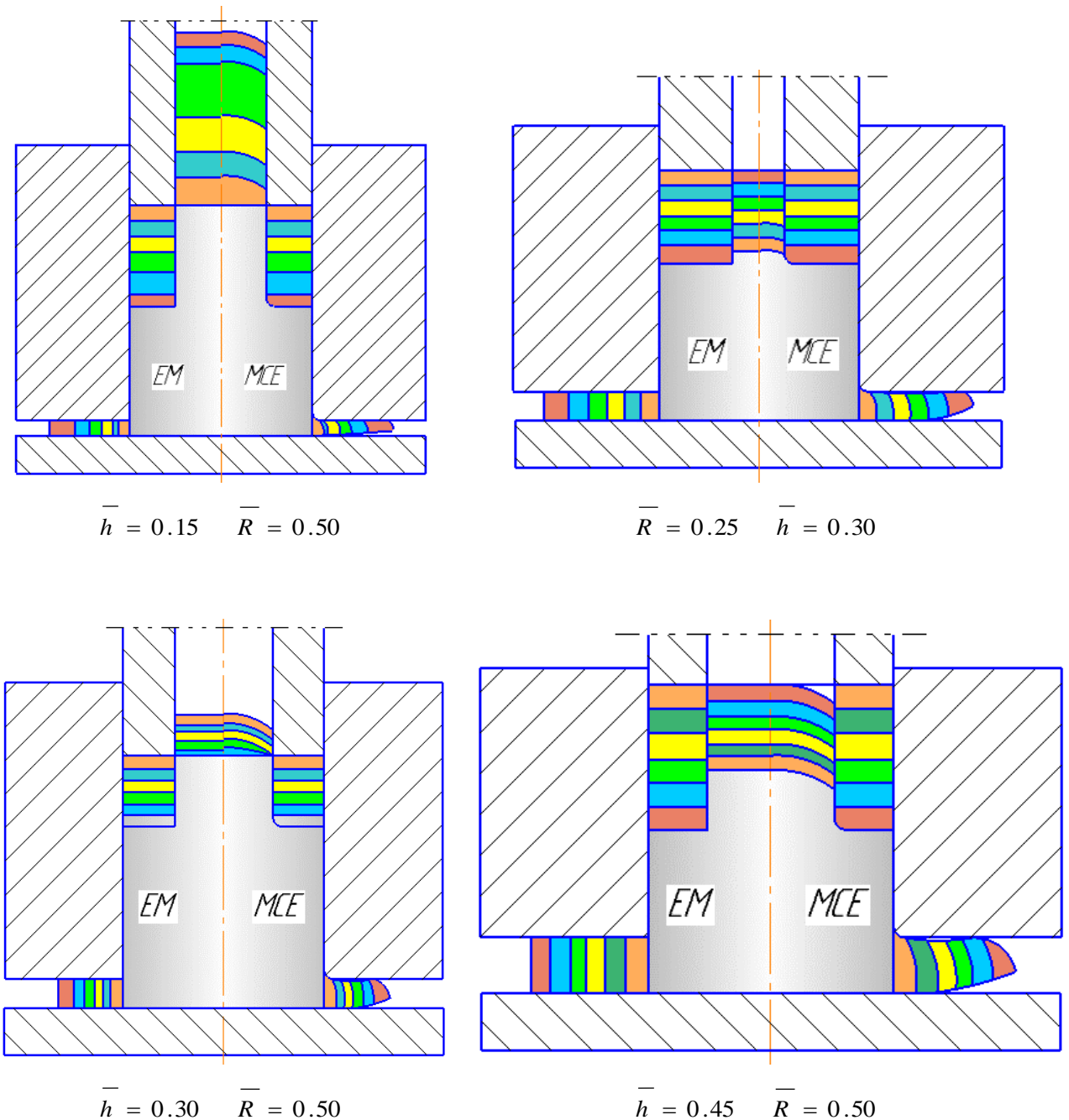


Рисунок 4.16 – Приріст лінійних розмірів заготовки по ходу деформування при радіально-зворотному видавлюванні

Висновки до розділу

1. На основі енергетичного методу балансу потужностей розроблена уточнена математична модель процесу радіально-зворотного видавлювання з роз'єднаним осередком деформування, що дозволяє визначити силові параметри процесу для заготовок різної висоти.

2. На основі енергетичного методу балансу потужностей для способу радіально-зворотного видавлювання проведена мінімізація процесу з урахуванням параметру λ – коефіцієнту, що враховує рівність потужностей на межі розподілу осередків деформування, та \bar{r} – відносної висоти жорсткої зони. Визначено зміну значень параметру λ від різних комбінацій геометричних параметрів процесу та від умов тертя. Встановлені закономірності зміні енергосилових характеристик від геометричних розмірів деталі. Збільшення відносного радіуса стрижня \bar{r} від 0.25 до 0.75 призводить до зниження швидкості руху жорсткої зони і λ змінюється від 0.42 до 0.22, а збільшення відносної висоти фланцю \bar{h} від 0.25 до 0.45, при збереженні інших параметрів процесу, зумовлює збільшення коефіцієнту λ від 0.38 до 0.45. Вперше в розрахункових залежностях врахована складова, яка дозволяє враховувати силу затягування матеріалу відростка в тіло заготовки. Запропоновано залежності для розрахунку приросту лінійних розмірів заготовки по ходу процесу видавлювання.

3. Моделювання в середовищі QForm 2D дозволило отримати масив даних для визначення енергосилових параметрів процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання. Методом планування експерименту з використанням регресійного аналізу отримані залежності і побудовані графіки, що відображають зміну приведенного тиску видавлювання при різних геометричних параметрах деталі. Характер зміни показників процесу схожий з результатами, отриманими енергетичним методом балансу потужностей, що говорить про вірність припущень, що були прийняті при розрахунку енергетичним методом балансу потужностей.

4. Встановлено закономірності збільшення геометричних розмірів та об'ємів конфігураційних частин напівфабрикату на основі розробленої розрахункової схеми вісесиметричного деформування в якості оцінки можливостей даного способу виготовлення деталей з фланцем і стрижнем. З'ясовано, що для радіально-зворотного видавлювання із співвідношенням висоти фланцю до радіусу стрижня $h/R \geq 0.6$ формування стрижня відбувається за рахунок прошивки заготовки, і кінцева висота напівфабрикату залишається незмінною, а в деяких випадках і зменшується.

5. Результати аналізу напружено-деформованого стану показали, що корпус деталі лишається непропрацьованим, що обумовлює неоднорідність механічних властивостей виробів. Для підвищення рівномірності розподілу ступеня деформування за перерізом застосовано знакозмінну деформацію в стрижневій частині деталі.

Список використаних джерел до розділу

4.1 Губкин. С. И. Пластическая деформация металлов. Т. 3. — М.: Металлургиздат, 1961. — 306 с.

4.2 Алиева Л.И. Энергетический анализ процесса комбинированного выдавливания стержневых деталей с фланцем/ Л.И. Алиева, К.В. Гончарук, А.В. Шкира// Обработка материалов давлением: сборник научных трудов. — Краматорск: ДГМА, 2015. — № 2 (41). — С. 35 — 40.

4.3 Анализ влияния размера очага деформации на параметры комбинированного выдавливания / Л. И. Алиева, К. В. Гончарук, А. В. Шкира, П. В. Гнездилов // Научный Вестник ДГМА. — Краматорск: ДГМА, 2014. — № 1 (13Е). — С. 4 — 9.

4.4 Анализ энергосиловых параметров процесса комбинированной осадки / К.В. Гончарук, Л.И. Алиева, Н.С. Грудкина, Л.В. Таган, А. В. Шкира // Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку. Матеріали тринадцятої Міжнародної науково-технічної конференції 2 — 4 червня 2015 року. Під заг. ред. В. Д. Ковальова. — Краматорськ: ДДМА, 2015. — С.24–25.

4.5 Алиева Л.И. Анализ напряженно-деформированного состояния при комбинированном выдавливании / Л.И. Алиева, К.В. Гончарук, Е.М. Солодун / Материалы VII Международной научно-технической конференции «Ресурсосбережение и энергоэффективность процессов и оборудования обработки давлением в машиностроении и металлургии». — Харьков: НТУ «ХПИ», 2015. — С. 3 — 5.

4.6 Aliieva l.I. Analysis of forming semi-finished goods in the combined precipitation conical ring / L.I. Aliieva, L.V. Tahan, K.V. Goncharuk // Тези доповідей VI міжнародної науково-технічної конференції «Теоретичні та практичні проблеми в обробці матеріалів тиском і якості фахової освіти» 14 — 18 грудня 2015 р. — Київ: КПІ, 2015. — С. 53.

4.7 Компьютерное моделирование силового режима при комбинированном выдавливании стержневых деталей / Л.И. Алиева, Г.П. Клименко, С. В. Мартынов, К.В. Гончарук // Научный Вестник ДГМА. — Краматорск: ДГМА, 2013. — № 2 (12Е). — С. 44 — 51.

РОЗДІЛ 5

ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНІ ДОСЛІДЖЕННЯ ПРОЦЕСУ КОМБІНОВАНОГО РАДІАЛЬНО-ПОЗДОВЖНЬОГО ВИДАВЛЮВАННЯ

Експериментальні методики обчислення деформованого стану засновані на співвідношеннях теорії кінцевих деформацій.

Співвідношення кінцевої форми і розмірів осередку ділильної сітки з її вихідною формою і вихідними розмірами дозволяють оцінити деформований стан заготовки після деформації. У процесі розрахунку приймаються допущення про монотонне протіканні процесу формозміни матеріальної точки, як умова зв'язку між напруженими та деформованими станами.

Дослідження дозволяють проводити аналіз кінцевого і граничного формозмінення на основі визначення напружено-деформованого стану, перевірку розрахункових залежностей, виведених в результаті теоретичного аналізу, і розробку емпіричних моделей процесу радіального видавлювання, які відображають геометричні параметри процесу і механічні властивості деформованих матеріалів.

5.1 Дослідження комбінованого радіально-прямого видавлювання

Для дослідження радіально-прямого видавлювання проведено видавлювання експериментальної партії деталі, де були використані зразки діаметрами 28,2 мм и 45 мм, матеріали – свинець С1 + 2%Sb (рис. 5.1), алюмінієвий сплав АД1 и АД31 (рис. 4.2).

Змінення висоти фланця проводилось в межах $h = 4..9$ мм і діаметр стрижня – $D_{отр} = 10..21,2$ мм. Коефіцієнт тертя $\mu=0.08$ досягався за рахунок використання козячого жиру, як технологічного змащування для алюмінієвого сплаву використовувався баранячий жир, а для свинцю – мінеральне масло И-20А.

На величину зусилля видавлювання при радіально-прямому видавлюванні впливає розміри основних частин деталі: діаметр стрижня і висота фланця. Вони зумовлюють виникнення зон інтенсивного зсуву і появи великих градієнтів деформацій.

За результатами досліджень побудовані графіки залежності зусилля видавлювання від геометрії процесу (рис. 5.3 – 5.4) [5.1, 5.2].

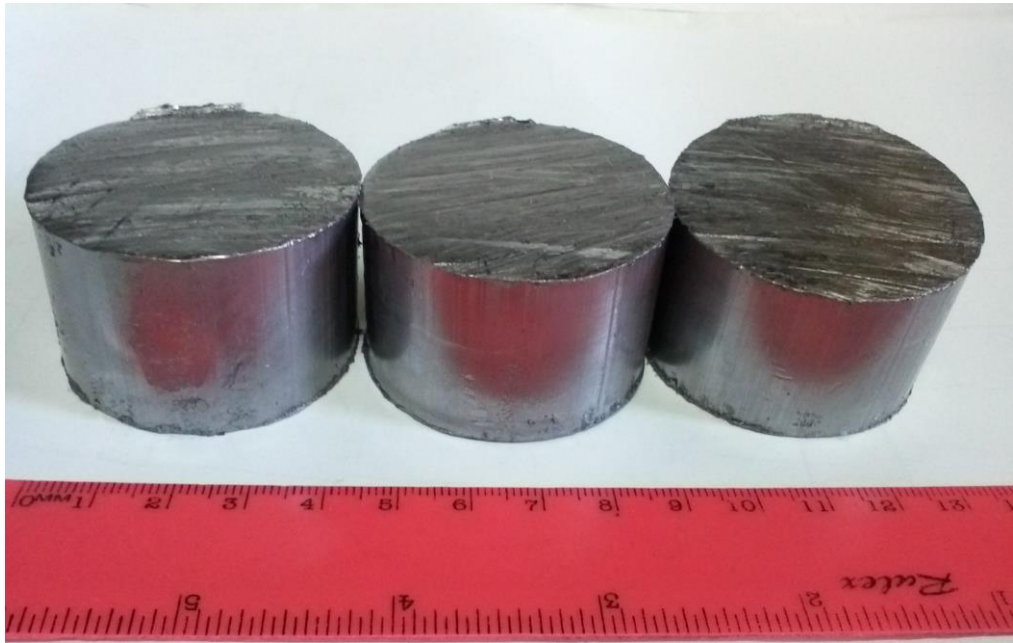
Для перевірки прийнятності отриманих значень енергосилових параметрів, було проведено порівняння теоретичних (метод кінцевих елементів) і експериментальних досліджень (рис. 5.5) [5.3].

Після порівняння теоретичних даних з експериментальними, було встановлено, що теоретичні розрахунки на 5 – 12% перевищують значення, які отримані при лабораторних дослідженнях. Прийняті теоретичні припущення підтверджені експериментально.

Дослідження деформованого стану проведено за допомогою координатних сіток. Використовувалась циліндрична заготовка діаметром 45мм і висотою 28 мм.

Дослідний зразок був виготовлений зі свинцю з подальшим нанесенням координатної сітки. За результатами проведеного експерименту отримали заготовку зі зміщенням ділильної сітки і визначені координати вузлів осередків сітки.

Розрахунок значень головних компонентів деформацій в площині меридіонального перетину e_z і e_r , тангенціальної компоненти деформації e_θ , зсувної деформації γ_{rz} , інтенсивності логарифмічної деформації e_i проводилось за формулами, які приведені у розділі 2. Обчислення компонентів деформацій проводилось в пакеті EXCEL, а обробка отриманих результатів проводилась в пакеті MathCAD. Отримані результати дозволяють зробити розрахунки компонент деформації за методикою І.П. Ренне та отримати кількісну оцінку деформованого стану (рис. 5.6).



а



б

Рисунок 5.1 – Заготовки (а) та експериментальна партія деталей (б)

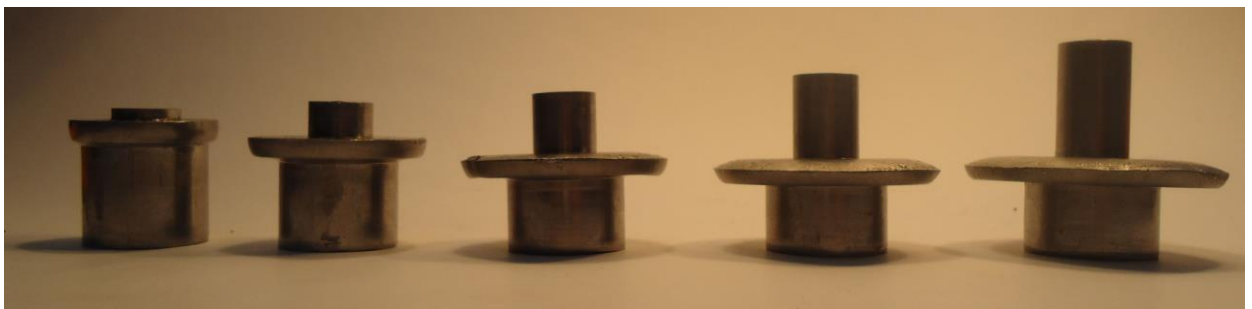


Рисунок 5.2 – Поетапне формозмінення заготовки

Таблиця 5.1 – Результати експерименту при радіально-прямому видавлюванні

	Зміна зусилля по ходу процесу, кН		Зміна зусилля по ходу процесу, кН		Зміна зусилля по ходу процесу, кН
d=21,2 мм	4	d=16 мм	4	d=28 мм	4
	25		14		19
	26		32		39
	46		40		53
	52		42		67
	57		44		75
	66		53		79
	68		53		83
	74		58		90
	74		59		90
	76		61		91
	77		63		91
	77		63		95
	77		63		95
h=4 мм	14	h=9 мм	5	h=7 мм	6
	46		8		14
	68		10		14
	90		14		25
	90		25		36
	100		40		37
	111		46		38
	122		49		39
	123		58		40
	133		62		46
	135		66		46
	143		68		46
	143		68		46
	186		74		46

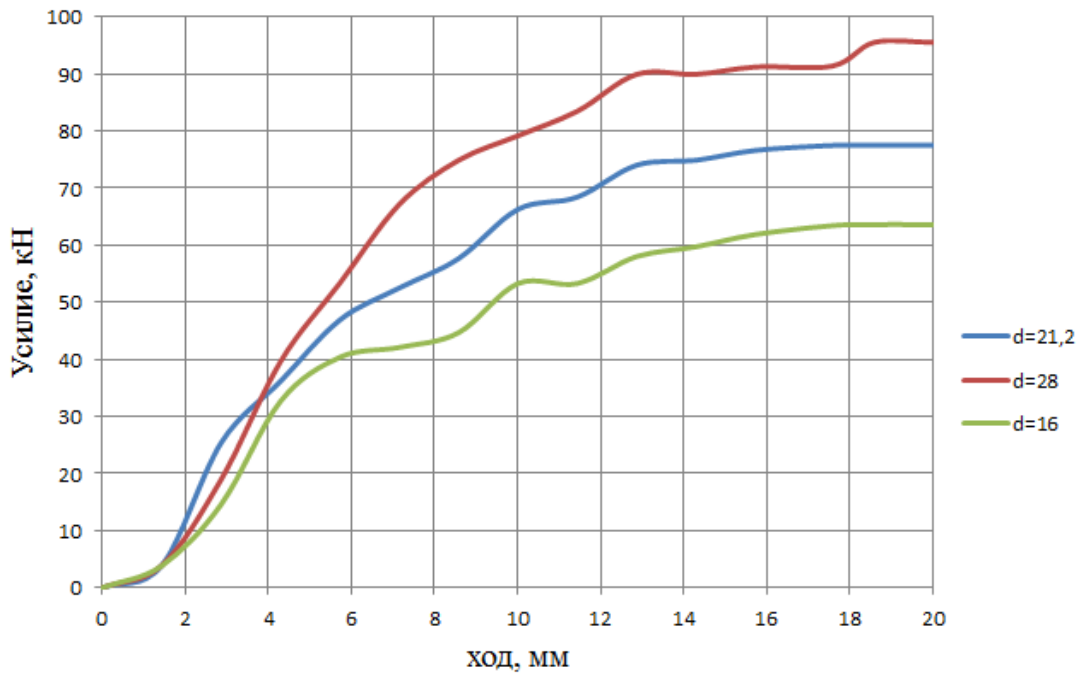


Рисунок 5.3 – Графік зміни зусилля видавлювання по ходу процесу при різних діаметрах стрижня

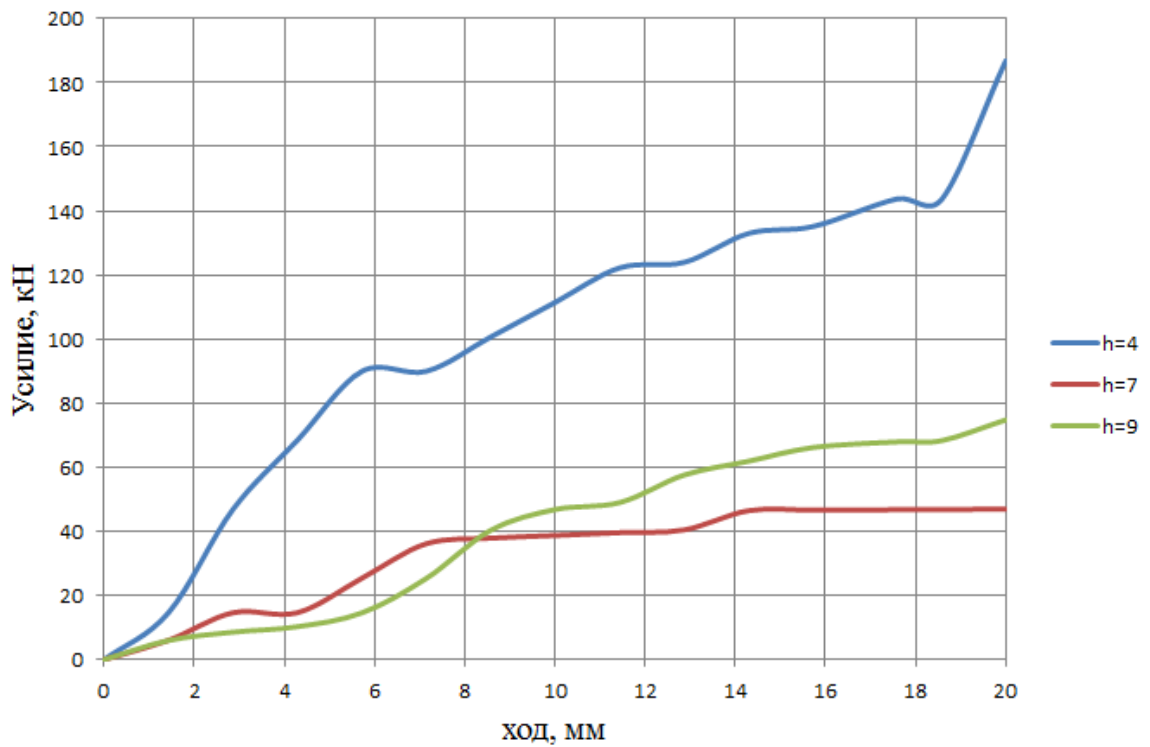


Рисунок 5.4 – Графік зміни зусилля видавлювання по ходу процесу при різній висоті фланця

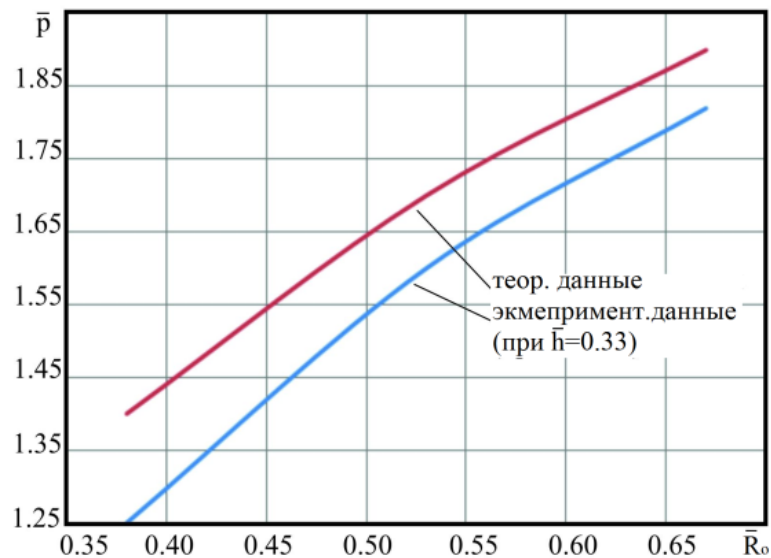


Рисунок 5.5 – Графік залежності приведенного тиску видавлювання від відносного радіуса стрижня $h = 7 \text{ мм}$ (б) при радіально-прямому видавлюванні ($\mu=0,08$)

Отримані результати підтверджують припущення про наявність небезпечної зони в тілі заготовки, яка розташовується між кромками верхньої та нижньої матриць. Зсувні деформації, які з'являються в цій області, можуть стати причиною відділення фланця від корпусу заготовки. Проведені дослідження радіально-прямого видавлювання з підпором фланця показують збільшення ризику появи тріщин в тілі заготовки, в як наслідок може спостерігатися відрив фланця.

На рис. 5.7 показано порівняння інтенсивності логарифмічної деформації e_i отриманої методом кінцевих елементів і експериментально. При порівнянні експериментальних і теоретичних результатів з розподілу логарифмічних деформацій в заготовці видно, що загальний характер розподілу деформацій по заготовці і форма осередку деформацій співпадають [5.2].

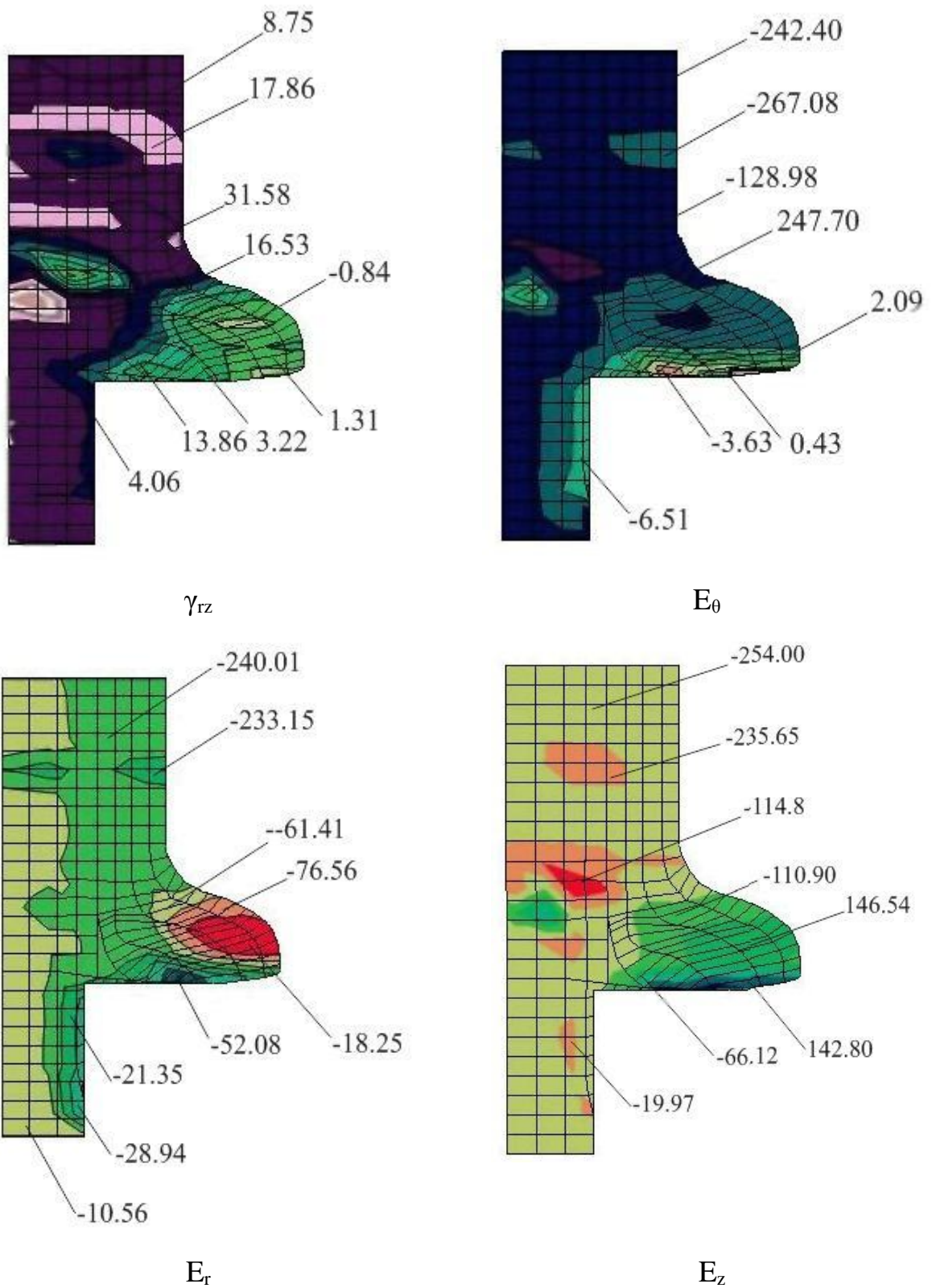


Рисунок 5.6 – Поля розподілу компонентів деформацій, МПа при радіально-прямому видавлюванні

Аналіз розподілу деформацій за перерізом деталі показав, що в тілі заготовки зосереджений приєднаний вид осередку деформування. Для такого осередку деформування, при радіально-прямому видавлюванні, можливо виділити декілька характерних зон (див. рис. 5.7):

- корпус деталі, що лишається не деформованим;
- фланцева частина, в якій зосереджені максимальні значення степені деформування;
- зона перехідних кромek інструмента, що характеризується накопиченням степені деформації;
- стрижнева – осьова частина, малодеформована зона.

За рахунок відхилення форми фланцю, при низьких коефіцієнтах тертях, спостерігається накопичення степені деформування та гальмування нижніх шарів фланцю, що контактують з нижньою напівматрицею. При формуванні тонкого стрижня деталі спостерігається інтенсивна течія металу в радіальному напрямі. За рахунок сприятливого напружено-деформованого стану в фланцевій частині, а саме діючих розтягуючи напружень, при великих степенях деформування можливе відділення фланцю від тіла заготовки. В таких випадках раціонально обмежувати радіальну порожнину матриці.

Корпус деталі та осьова частина стрижня лишається не пропрацьованими, що обумовлює неоднорідність механічних властивостей виробів.

Прийняте допущення про наявність межі поділу течії матеріалу підтвердилось. Це явище добре можна спостерігати при виконанні експерименту з нанесенням сітки (рис. 5.8, а). Отримане значення критичного радіусу розташування межі розділу течії матеріалу знаходиться в діапазоні $\bar{R}_k \approx 0.62 \dots 0.63$, що підтверджує теоретичний розрахунок.

За результатами досліджень варто відзначити ряд факторів, які впливають на картину течії металу в процесі деформування.

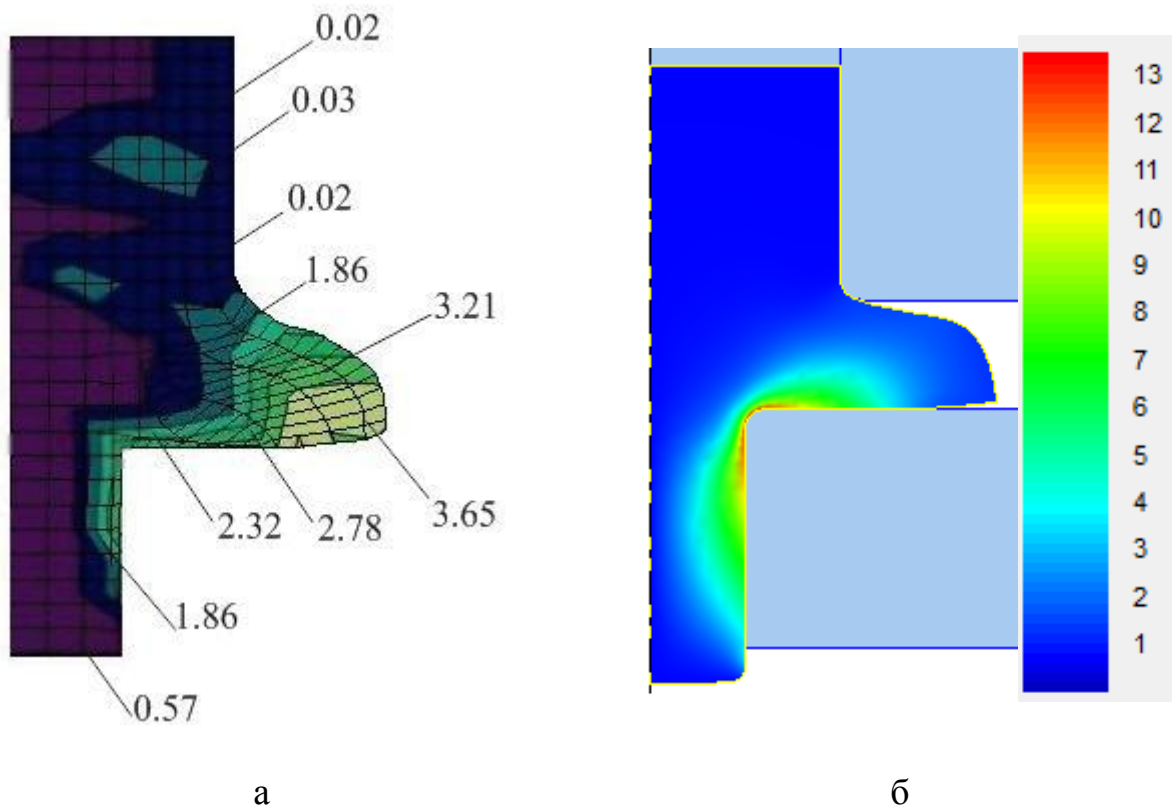


Рисунок 5.7 – Поля розподілу інтенсивності деформацій методом ділільних сіток (а) і методом кінцевих елементів (б)

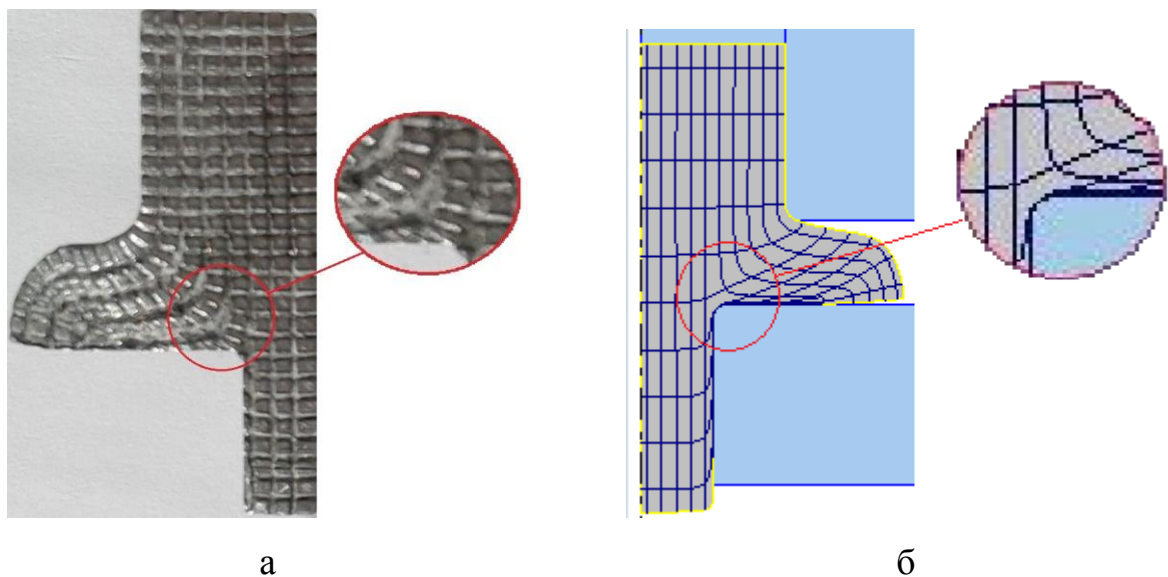


Рисунок 5.8 – Наявність границь поділу течії матеріалу в експериментальному зразку (а) і в результаті моделювання МСЕ (б) при радіально-прямої видавлюванні

До конструкційних керуючих факторів, що визначають форму одержуваного виробу, можна віднести наявність фасок на інструменті. Технологічним фактором, який впливає (незначне, але важливе) на величину кінематичних параметрів процесу (швидкості течії металу в вертикальному і радіальному напрямках), можуть служити умови тертя на поверхні інструмента.

5.2 Дослідження комбінованого радіально - зворотного видавлювання

Для підтвердження теоретичних досліджень, проведено експеримент комбінованого радіально-зворотного видавлювання: використані зразки діаметрами 28,2 мм і 36 мм, матеріали – свинцевий сплав С1 + 2% Sb (рис. 5.9) і алюмінієвий сплав АД1. Зміна висоти фланця проводилось в межах $h = 5..10$ мм и діаметра стрижня – $D_{\text{отр}} = 10..28$ мм (табл. 5.2).

На рис. 5.10 – 5.11 показані графічні залежності зусилля видавлювання від ходу процесу для різних матеріалів і різних геометричних розмірів.

Порівняння отриманих результатів енергосилових параметрів по ходу процесу (рис. 5.12) показало, що значення планування експериментів відрізняються від експериментальних даних в межах 3 – 7%; значення результатів енергетичного методу від експерименту відрізняються на 10 – 13%. Прийняті теоретичні припущення підтверджені експериментально.

Для дослідження деформованого стану за допомогою методу координатних сіток використовувалася циліндрична заготовка діаметром 36 мм і висотою 42 мм.

Як показали результати досліджень (рис. 5.13 – 5.14) в процесі комбінованого радіально-зворотного видавлювання з самого початку деформування заготовки осередок деформації (ОД) в радіальному і зворотному напрямі відокремлені один від одного, що сприятливо впливає на процес формоутворення, оскільки перешкоджає виникненню поверхонь з високим градієнтом деформацій і інтенсивними зсувами (які є



Рисунок 5.9 – Експериментальна партія деталей

Таблиця 5.2 – Результати експерименту при радіально-зворотному видавлюванні

Матеріал	H_z , мм	d_z , мм	h_ϕ , мм	$D_{отр}$ мм	Хід, мм	P , кН
АД1	34,9	36	5	28	5	125
					10	159
					15	174
					20	180
АД1	34,9	36	5	21,2	5	99
					10	120
					15	143
					20	155
АД1	34,9	36	5	16	5	112
					10	142
					15	156
					20	167
С1	31	21,2	7	16	10	70
					20	83
					30	85
С1	31	21,2	5	16	10	103
					20	108
					30	118
С1	31	21,2	10	16	10	54
					20	63
					30	72

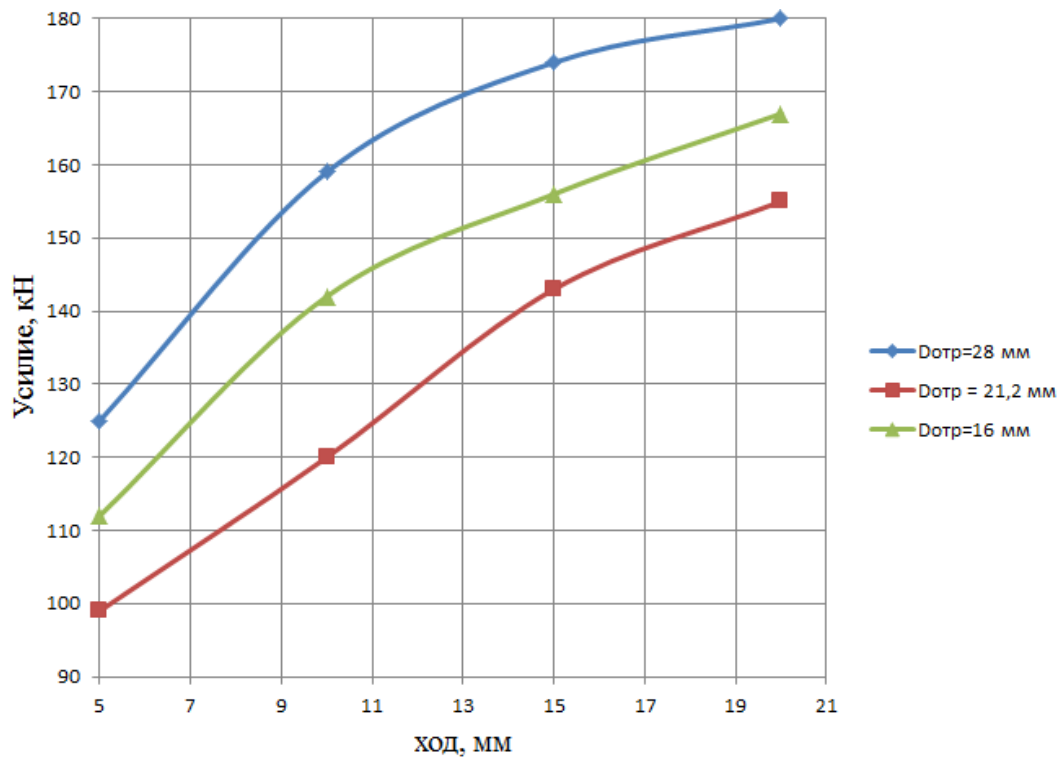


Рисунок 5.10 – Графік зміни зусилля видавлювання по ходу процесу при різному діаметрі стрижня

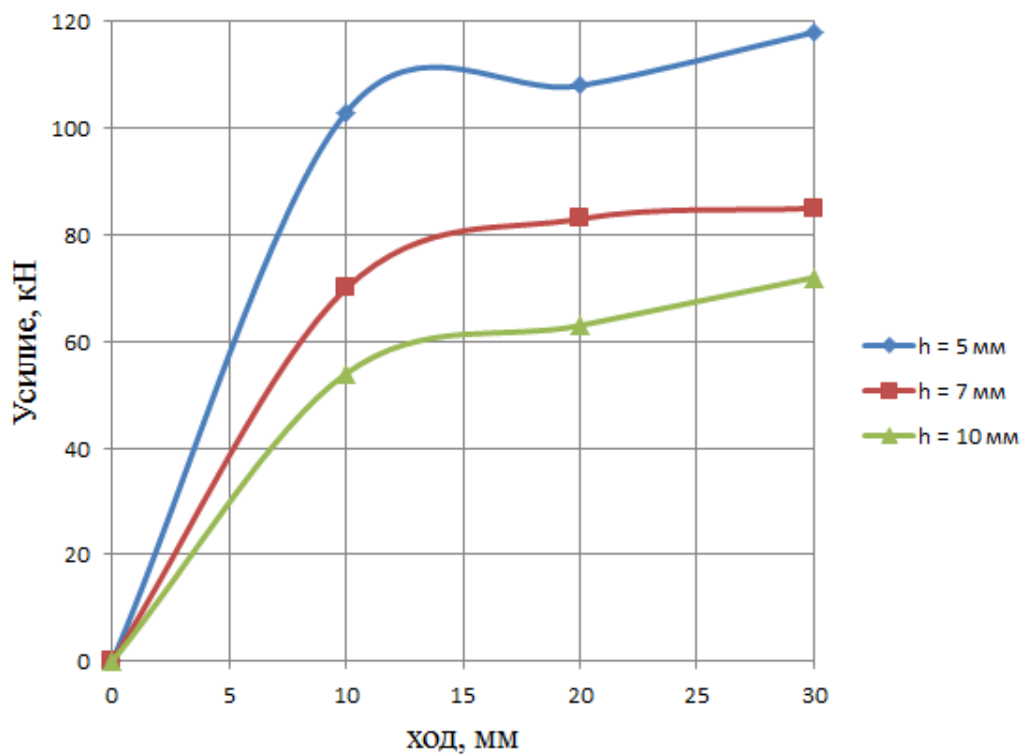


Рисунок 5.11 – Графік зміни зусилля видавлювання по ходу процесу при різній висоті фланця

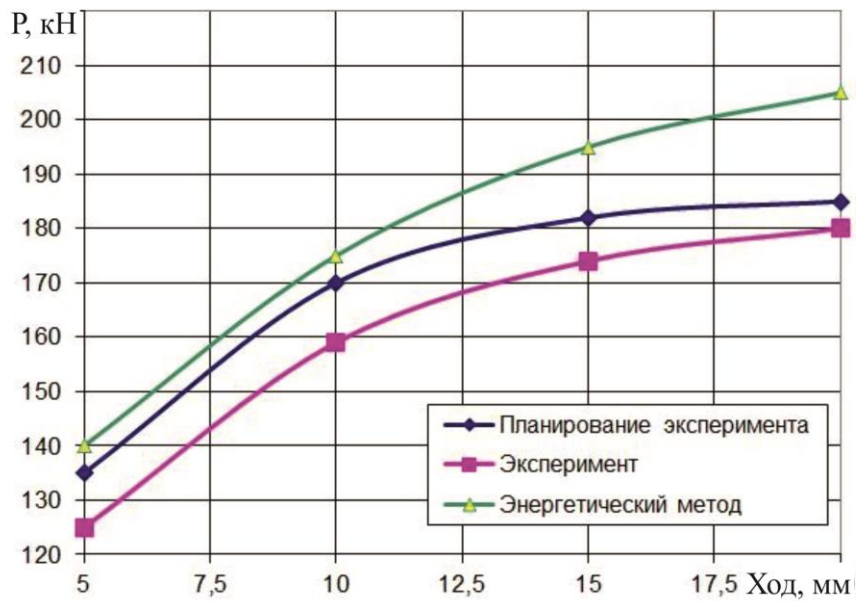


Рисунок 5.12 – Графіки порівняння зусилля деформування процесу радіально-зворотного видавлювання

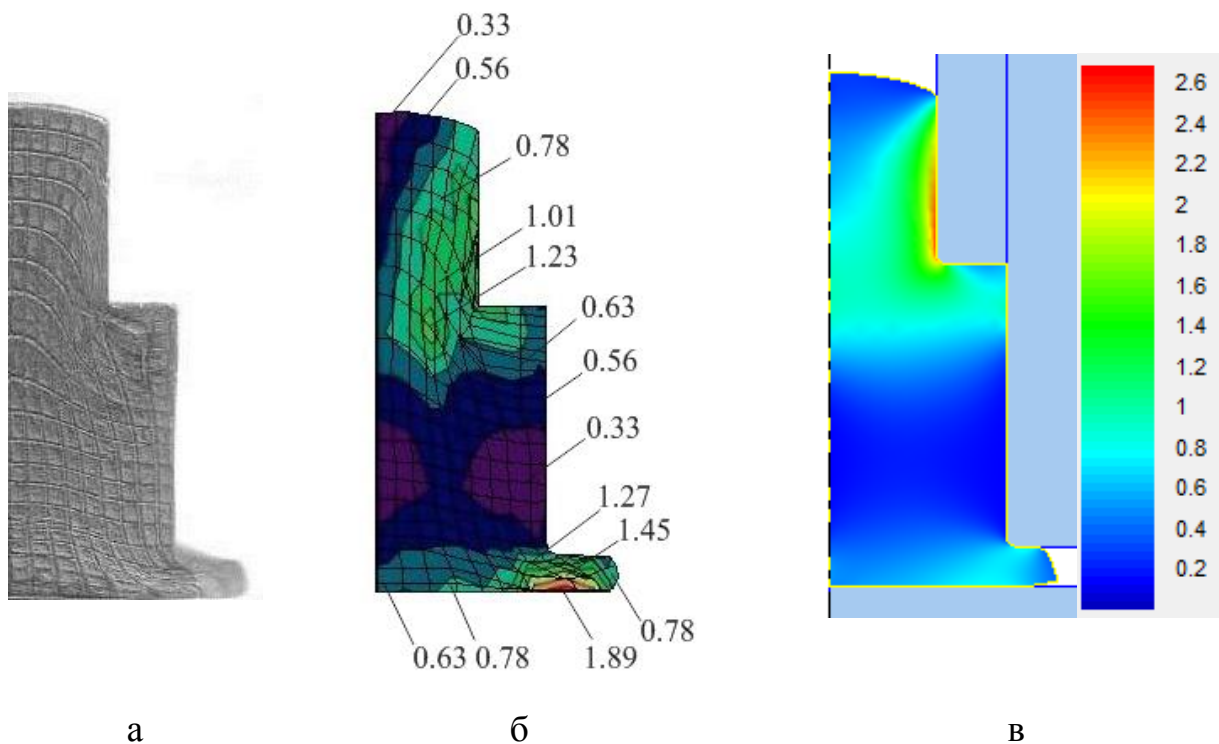


Рисунок 5.13 – Деформована деталь з нанесеною сіткою (а) і поля розподілу інтенсивності деформацій методом ділільних сіток (б) і методом кінцевих елементів (в)

«передвісниками» тріщин). Але взаємний вплив двох осередків деформації, які можна вважати автономними, є. Особливість в тому, що хоча інтенсивна деформація і зосереджується в окремих зонах у вихідних отворів, в проміжній зоні, яку прийнято вважати жорсткою (не деформується), ступінь деформації також наростає. Зсувна деформація поширюється вглиб в зону корпусу вздовж умовної лінії, що з'єднує кромки вихідних отворів матриці.

Цю особливість осередку деформації враховують при виборі поля швидкостей і аналізі силового режиму процесу. 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 малodeформовані області. Одна з них розташовується на деякій відстані від торця під порожнистим пуансоном, має кільцеву форму і примикає до бічної поверхні матриці [5.4].

У середній частині по центру заготовки утворюється ще одна малodeформована зона металу, що має вигляд своєрідного «п'ятачка», висота якої поступово зменшується, а діаметр менше діаметра осевого стрижня. Деформація стиснення цього «п'ятачка» практично не помітна, тому що в зоні вище нього метал «спрямований» в зворотному напрямку. Витіснення металу в зворотному напрямку в стрижень незначне. Стрижень формується в основному за рахунок поглиблення полого пуансона в заготовку. У нижній придонній частині ОД шар металу у вигляді диска і має висоту приблизно рівну товщині фланця піддається непереривному стисканню протягом всього процесу. Разом з тим, з цієї зони метал витісняється в радіальну порожнину, тобто піддається видавлюванню і формоутворенню фланця на деталі. Стиснення зазначених шарів у вигляді диска відбувається з найбільшим значенням ступеня деформації, що спостерігається по всій заготовці.

Іншою зоною з максимальним ступенем деформації є зона, яка прилягає до кромки полого пуансона, тобто в області розвороту і

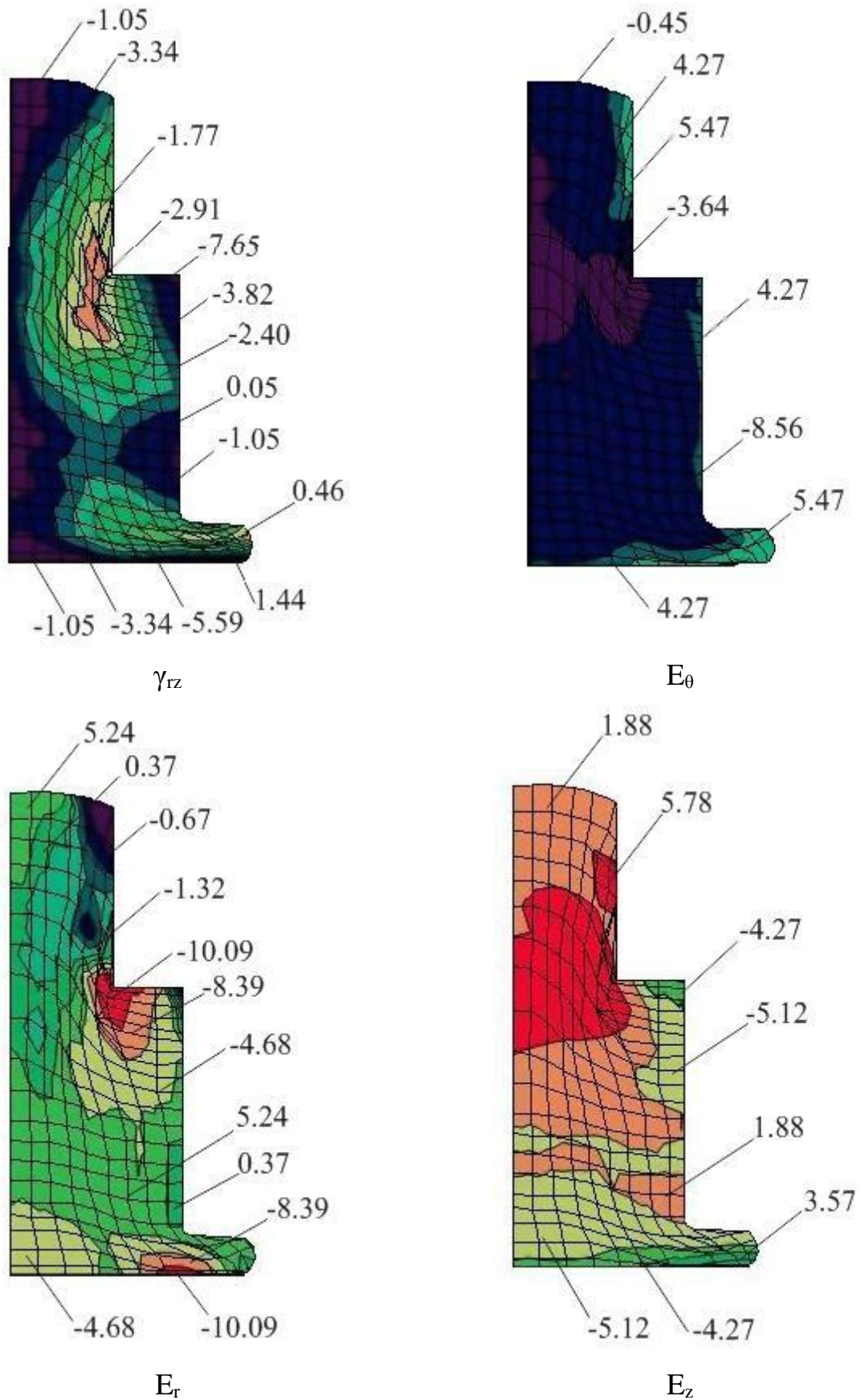


Рисунок 5.14 – Поля розподілу компонентів деформацій, МПа при радіально-зворотному видавлюванні

видавлювання металу в зворотному напрямку. Зони розвороту металу і течії у фланець і стрижень є ділянками деформації зі складним деформованим станом, в яких поєднуються стиснення, зсув і розворот металу, що витісняється. При цьому нерівномірність деформованого стану одержуваного стрижня значна, так як у верхній частині стрижня і в шарах прилеглих до осі симетрії стрижня ступінь деформації мінімальній.

При збільшенні радіуса перехідних кромek від корпусу до фланця розміри осередку течії металу в радіальному напрямку збільшуються. При різних розмірах висоти фланця і умов тертя на опорній поверхні величина і протяжність зони інтенсивної осадки нижніх шарів металу може бути різною. При збільшенні коефіцієнта тертя μ_s до 0.25..0.3 її площа зменшується, тобто диск починає набувати форму кільця.

Умови тертя на опорній поверхні впливають також і на утворення дефектів форми фланця, таких як згин краю фланця і розрив фланця. Але вплив тертя в тих невеликих величинах, які характерні для холодного деформування, цілком прогнозовано. Вплив радіусів перехідних кромek на силовий режим і формозміна 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. 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.

Уразливі з точки зору руйнування місця - це периферія видавлюємого фланця, де напружений стан близький до лінійного, внаслідок дії одного окружного розтягуючого напруження. Лінії зсуву (проведені між перехідними кромками) можуть становити небезпеку з точки зору вичерпання ресурсу пластичності при деформації 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-прямому видавлюванні подібних деталей, в якому течія металу є досить складною для деформації металу, що пов'язано з близьким розташуванням осередків деформацій течії у фланець і стрижень, утворенням застійної зони (найчастіше - фланця) і поверхні інтенсивного зсуву (зрізу) уздовж лінії розділу течії.

5.3 Дефектоутворення при видавлюванні

При проведенні експерименту комбінованого видавлювання спостерігалися такі дефекти як розрив фланця, тріщини на фланці, підйом фланця від поверхні нижньої опорної поверхні («сідлоутворення»), відхилення від круглості фланця, овальність зовнішньої вертикальної поверхні фланця, овальність стрижня і задирки.

Відхилення від заданої форми фланця пов'язані з втратою стійкості вільних, які не перебувають в контакті з інструментом ділянок видавлюємого фланця (рис. 5.15). Такі викривлення форми можна усунути, зменшуючи протяжність вільних ділянок, або додатковим калібруванням по площині або діаметру.

При поперечному видавлюванні металу між утвореним фланцем і верхнім торцем полуматриці утворюється зазор, через що фланець в перетині набуває грибоподібну форму. Доопрацювання грибоподібних фланців методом холодної торцевої розкатки дозволяє виготовити деталі з потовщеннями великих діаметрів, що мають в перетині ускладнену конфігурацію.

При видавлюванні відносно великих фланців, внаслідок розтягування металу у фланці, його товщина а в напрямку від центру до периферії безперервно зменшується і має місце незаповнення кругової порожнини і

загин краю фланця. Умови тертя на опорній поверхні роблять значний вплив на утворення дефектів форми фланця, таких як загин краю фланця і розрив фланця. При збільшенні тертя фланець згинається менше і ймовірність розриву фланця також знижується [5.5 – 5.7].

При деформації пластичних матеріалів основним дефектом суцільності є розрив фланця (рис. 5.16) Руйнування периферії фланця викликано, як і простим радіальним видавлюванням, так і вичерпанням запасу пластичності металу, що зазнає розтягування в окружному напрямку. При комбінованому видавлюванні границі розділу течії металу нерідко стають траєкторіями тріщин. Для схем комбінованого радіально-зворотного видавлювання небезпечно раннє формоутворення фланця (або стрижня), який потім перетворюється в застійну зону.

Утворенню і подальшому розвитку тріщин у фланці сприяють і дефекти вихідної заготовки. Наявність на вихідній заготовці фасок з боку видавлювання фланця значно знижує ймовірність утворення тріщини у фланці на початковій стадії видавлювання [5.8 – 5.12].



Рисунок 5.15 – Відхилення форми фланця, дефекту «сідло»



Рисунок 5.16 – Розриви і тріщини при комбінованому видавлюванні

Висновки до розділу

1. З метою підтвердження теоретичних досліджень силового режиму і формоутворення заготовки в процесі деформування, проведені експериментальні дослідження на заготовках з алюмінієвих сплавів АД1, АД31 і свинцю С1. Експериментальне дослідження показало правомірність використання кожної з розроблених схем комбінованого деформування, що дозволяє якісно прогнозувати силовий режим і формоутворення заготовки в процесі комбінованого деформування. Теоретичні розрахунки енергосилових показників більші за експериментальні дані на 10-12%.

2. За результатами експериментальних дослідження напружено-деформованого стану за схемами радіально-поздовжнього видавлювання встановлені закономірності розподілу параметрів напружено-деформованого стану та виділені зони з низьким ступенем деформації. Визначено, що корпус деталі лишається не пропрацьованим, що обумовлює неоднорідність механічних властивостей виробів.

3. Визначені дефекти у деталей, отриманих за схемою комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання, такі як розрив фланця, тріщини на фланці, підйом фланця від поверхні нижньої опорної поверхні («сідлоутворення»), відхилення від круглості фланця, овальність зовнішньої вертикальної поверхні фланця, овальність стрижня і задирки. Встановлені причини виникнення та можливі способи ефективного управління формоутворенням деталі.

Список використаних джерел до розділу

5.1 Алієва Л.І. Експериментальне дослідження силового режиму комбінованого видавлювання / Л.І. Алієва, Х.В. Гончарук, О.В. Шкіра // Актуальні задачі сучасних технологій : зб. тез доповідей IV міжнар. наук.-техн. конф. Молодих учених та студентів. – Тернопіль: ТНТУ, 2015. – Том 1. – С. 87–88.

5.2 Гончарук Х.В. Експериментальне дослідження процесу радіально-поздовжнього деформування / Х.В. Гончарук, С.В. Ковалевский, М.Ю. Корденко // Тези доповідей VII міжнародної науково-технічної конференції «Теоретичні та практичні проблеми в обробці матеріалів тиском і якості фахової освіти». – Київ–Херсон. – 2016, с. 56 – 57.

5.3 Гончарук К.В. Сравнительный анализ результатов исследований радиально-продольного выдавливания / К.В. Гончарук, М.Ю. Корденко // Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку. Матеріали тринадцятої Міжнародної науково-технічної конференції 31 травня – 3 червня 2016 року. Під заг. ред. В. Д. Ковальова. — Краматорськ: ДДМА, 2016. — с.21.

5.4 Експериментальне дослідження деформованого стану комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання / Л.І. Алієва, Є.М. Солодун, Х.В. Гончарук, О.В. Шкіра // Вісник Херсонського національного технічного університету. – Херсон, 2015. – № 4 (55). – С. 82 – 87.

5.5 Савченко О.К. Исследование эффективности технологических смазок при холодной объемной штамповке / О.К. Савченко, В.Ф. Возный, Е.М. Солодун // Тематический сборник научных трудов – Краматорск: ДГМА, 2000. – С. 71-73.

5.6 Носаков А.А. Прогнозирование дефектов типа утяжин при точной штамповки выдавливанием / А.А.Носаков, Е.М. Солодун, Л.И. Алиева // Тематический сборник научных трудов – Краматорск-Хмельничкий: ДГМА, 2002. – С. 105-110.

5.7 Гридасов В.М. Анализ появления дефектов в виде утяжин в процессе комбинированного выдавливания детали типа «стакан с фланцем» / В.М. Гридасов // Сборник научных статей. – Краматорск:ДГМА. 1998. – С. 338-341.

5.8 Алиева Л.И. Определение энергосиловых параметров совмещенного радиального выдавливания в разъемных матрицах / Л.И. Алиева, П.Б. Абхари, К.В. Гончарук // Прогрессивные методы и технологическое оснащение процессов обработки металлов давлением: мат. международ. науч.-техн. конф. – Санкт – Петербург: Балт. гос. техн. ун-т., 2014. – С. 28 - 32.

5.9 Прогнозирования дефектообразования при комбинированном выдавливании в разъемных матрицах / Л.И. Алиева, И.С. Алиев, П.Б. Абхари, К.В. Гончарук // Известия Тульского государственного университета. Технические науки. Часть 1. - Тула: ТулГУ, 2014. – С. 63 – 68.

5.10 Алиева Л.И. Определение величины утяжины в процессе радиально-продольного выдавливания в разъемных матрицах / И.С. Алиев, П.Б. Абхари, К. В. Гончарук // Вісник Національного технічного університету «ХПІ»: зб. наук. пр. – Харків: НТУ «ХПІ», 2014. – № 44 (1087). – С. 3–7.

5.11 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. – Series: Monographs. – №48. – Czestochowa, 2015. –P. 90–93.

5.12 Гончарук Х.В. Дослідження використання ресурсу пластичності при комбінованому радіально–прямому видавлюванні / Х.В. Гончарук // Міжнародна науково-технічна конференція "Прогресивна техніка технологія та інженерна освіта": Матеріали конференції. – Одеса-Київ, 2016. – с. 95 – 96.

РОЗДІЛ 6

ПРАКТИЧНЕ ПРИКЛАДЕННЯ РЕЗУЛЬТАТІВ РОБОТИ

Результатом виконання теоретичних та експериментальних досліджень стала розробка методики проектування і технологічних рекомендацій щодо практичного використання процесів радіально-поздовжнього видавлювання деталей з фланцем і стрижнем.

6.1 Розробка рекомендацій та методики проектування процесів видавлювання

Сучасні методики проектування технологічних процесів засновані на системному підході до вирішення поставлених завдань і на концепції групового методу організації виробництва деталей. При цьому глобальною метою проектування технології є розробка найбільш ефективного (переважного) процесу [6.1, 6.2]. При розробці технологічного процесу видавлювання, в тому числі комбінованого радіально-поздовжнього деформування, доцільно використовувати методику, представлену на рис. 6.1 [6.3 – 6.6].

Формулювання цілей дає можливість вибору пов'язаних показників для кількісного зіставлення варіантів і встановлення системи технологічних обмежень. До обмежень для технологічних процесів можна віднести показники якості (точність розмірів, конструктивних елементів деталей і ін.), характеристики матеріалів, енергоємність, продуктивність і ін.

Алгоритм розрахунку та проектування технологічного процесу включає в себе наступні етапи:

1. Аналіз технологічності деталі, що включає встановлення елементів, які не можуть бути отримані способами обробки тиском, зміну конструкції деталі (без втрати технологічних якостей), що дозволяють підвищити її технологічність для виготовлення методами видавлювання.

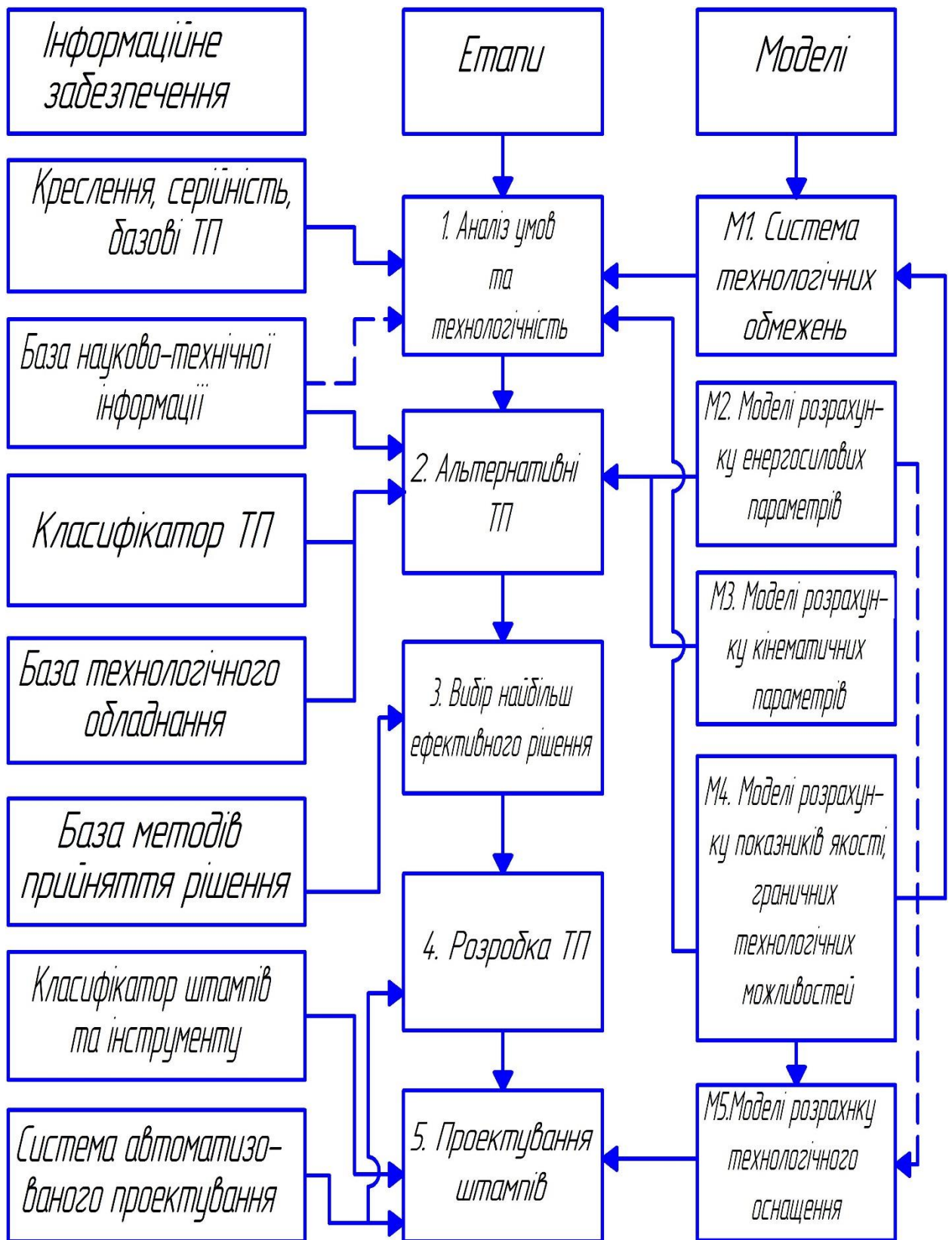


Рисунок 6.1 – Схема проектування технологічних процесів

2. Розробка креслення деталі, яка штампується, проводиться з урахуванням прийнятої схеми деформування і конструктивної схеми штампа. Етап включає призначення напусків на елементи, які неможливо отримати способами ОМТ, встановлення припусків і допусків.

3. Вибір технологічної схеми деформування і попереднє визначення конструкції штампного оснащення. В цьому випадку рекомендується одночасний розгляд можливих технологічних схем деформування і можливих конструкцій штампного оснащення. Такий підхід дозволить уникнути конструктивних прорахунків і скоротити час на розробку штампів. На даному етапі попередньо вибирається тип штампа, його конструктивне виконання.

Критеріями вибору є значення сили, тиску деформування і тиску на штампний інструмент, значення граничної формозміни, дефектоутворення, складність штампного оснащення і тип пресового устаткування. Проте для вибору способу штампування важливу роль відіграє також і бажана конфігурація деталі.

Особливості положення фланця в деталі грає важливу роль у виборі способу отримання деталі. Фланець, який вже сформований, може грати роль застійної зони, відносно якої метал продовжує інтенсивно переміщуватися в прямому напрямку. Така особливість характерна для радіально-прямого видавлювання. Це призводить до відділення фланця по лініях максимального зсуву через вичерпання ресурсу пластичності металу.

Цього недоліку позбавлений спосіб радіально-зворотного видавлювання деталей, в якому, з одного торця заготовки видавлюють фланець, а з протилежного торця осьовий стрижень або порожнистий стрижень [6.7, 6.8].

Обмеженням у використанні схем радіально-зворотного видавлювання є та обставина, що використання пустотілого пуансона можливо лише для деформування матеріалу з низьким напруженням текучості. В іншому випадку термін служби такого інструменту, що зазнає значні напруження розтягування, стає вкрай недостатнім. Варто також враховувати особливості формоутворення заготовок при радіально-зворотному видавлюванні.

З'ясовано, що для радіально-зворотного видавлювання із співвідношенням висоти фланцю до радіусу стрижня $\frac{h}{R} \geq 0.6$ формування стрижня відбувається за рахунок прошивки заготовки, і кінцева висота напівфабрикату залишається незмінною, а в деяких випадках і зменшується. Тому для отримання бажаних розмірів готової деталі варто обмежувати течію матеріалу в радіальному напрямі.

Течія металу при радіально-прямому видавлюванні не є складною. Основними параметрами, що впливають на можливості формоутворення за схемою радіально-прямого видавлювання, є розміри вихідного отвору (d і l), а також параметри, що характеризують їх взаємне положення. Вони зумовлюють виникнення зон інтенсивного зсуву і появи великих градієнтів деформацій [6.9, 6.10].

Способи радіально-прямого видавлювання доцільно застосовувати при роз'єднаному розташуванні корпусу і стрижня, а способи радіально-зворотного видавлювання - при односторонньому розташуванні корпусу і стрижня щодо фланцю.

4. Визначення силового режиму процесу, кінематики переміщень деформуючих інструментів, зусиль і робіт деформації, механічних властивостей і контактної тертя. Визначення навантажень, що діють на основні деталі штампів (пуансон, матриці, затискні вузли і т. д.).

Для визначення завершеності формоутворення та розрахунку енергосилових характеристик рекомендується застосувати розроблене програмне забезпечення. Програма «Energy Model» призначена для побудови розрахункової схеми процесу, вибору полів швидкостей і розрахунку енергетичним методом силового режиму процесу комбінованого видавлювання (рис. 6.2) [6.11]. Мова розробки – Object Pascal, засіб розробки – програмне середовище Turbo Delphi Explorer.

Основними операціями, що здійснюються за програмою, є:

- вибір одного з можливих типів кінематичних модулів, які відповідають поведінці течії металу в певній зоні деформації;

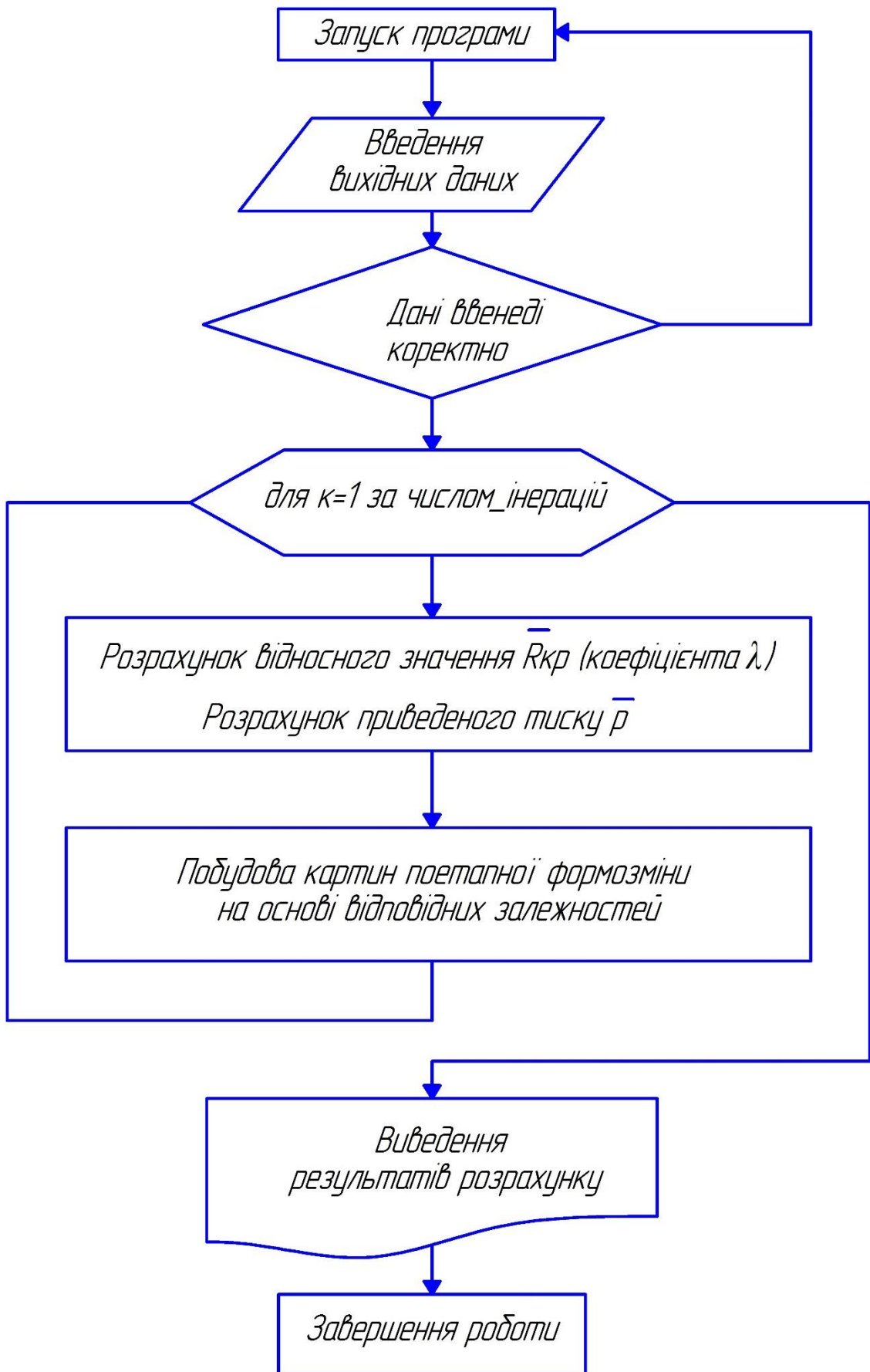


Рисунок 6.2 – Послідовність дій при роботі програми

- визначення геометричних параметрів і меж кінематичного модуля в системі координат моделюючого процесу, а також напрямків течії і розривів швидкостей;

- розрахунок потужностей сил деформування, зрізу і тертя;

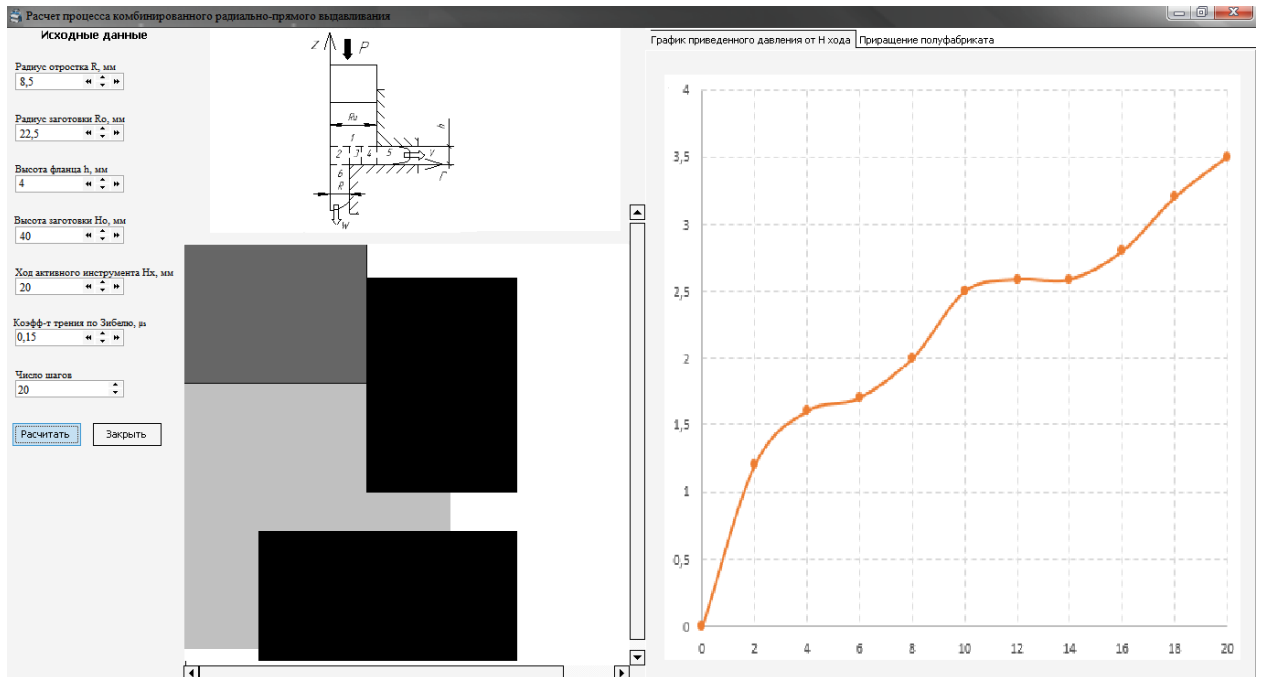
- варіювання параметрів процесу в певному діапазоні і дослідження їх впливу на тиск деформування (з побудовою графіків).

Введення вихідних параметрів, відбір і коригування кінематичних модулів і розгляд результатів роботи програми можливо в діалоговому режимі. В якості вихідних даних, і даних, якими можна варіювати, обрані радіус і висота заготовки, радіус стрижня, радіус пуансона, висота фланця, коефіцієнт тертя за законом Зібеля і хід активного пуансона. Також, можна вибрати бажане число кроків розрахунку, які будуть відповідати числу точок, відображених на отриманих графіках. За підсумками розрахунку програма будує графік приведенного тиску деформування (рис. 6.3, а і 6.4, а) і графік збільшення розміру за напрямками течії матеріалу (рис. 6.3, б і 6.4, б).

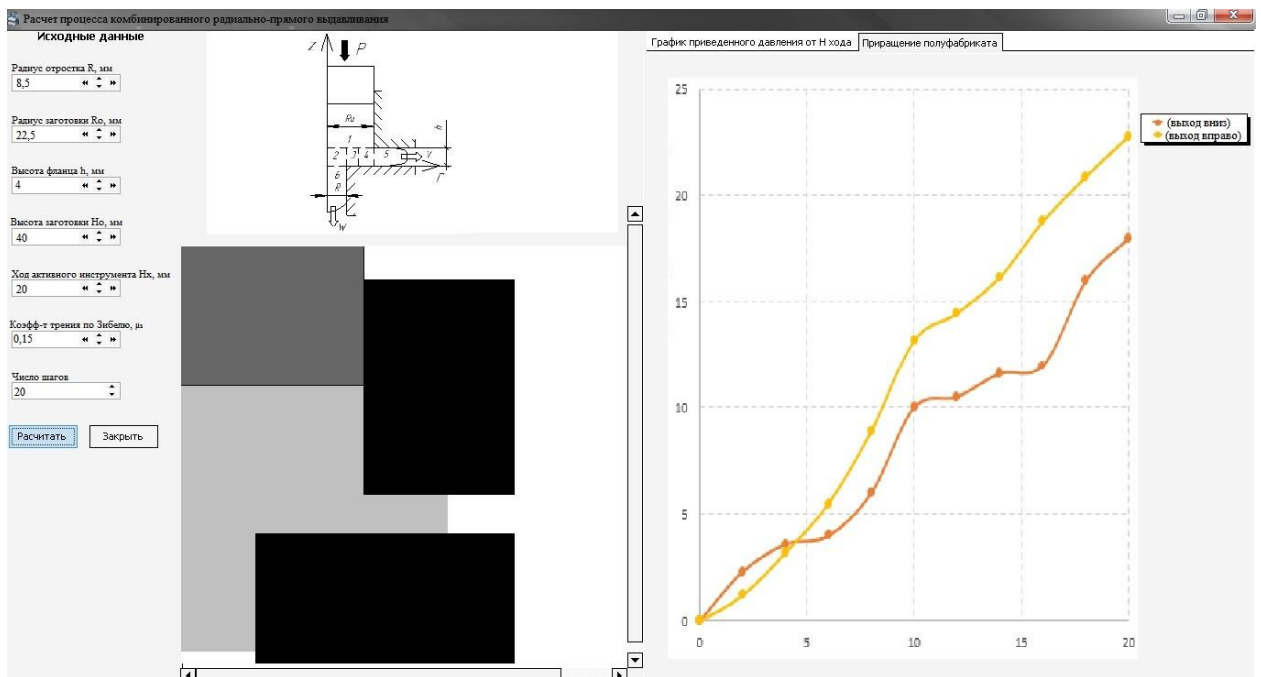
В якості бази даних для процесів видавлювання рекомендується застосовувати карти маршрутних технологій і альтернативних технологічних варіантів виготовлення деталей типових конструкцій.

Крім того, проведені теоретичні розрахунки дозволяють оцінити також приведенний тиск комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання на основі традиційних методів. Рекомендується використовувати для процесу радіально-прямого видавлювання розрахункову залежність (3.3), і залежність (3.7), яка враховує наявність фасок на інструменті; для радіально-зворотного видавлювання – (4.1). Так само, результати теоретичних досліджень дають можливість рекомендувати залежності для розрахунку простих схем деформування. Для розрахунку приросту розмірів рекомендовано використовувати залежності (3.5), (3.8) та (4.2) для радіально-прямого та радіально-зворотного видавлювання відповідно. Універсальність отриманих розрахунків двох трапецеїдальних модулів рекомендуються для опису особливостей геометрії процесів.

5. Остаточне конструювання штампу, конструювання деформуючого інструменту і вибір засобів автоматизації.

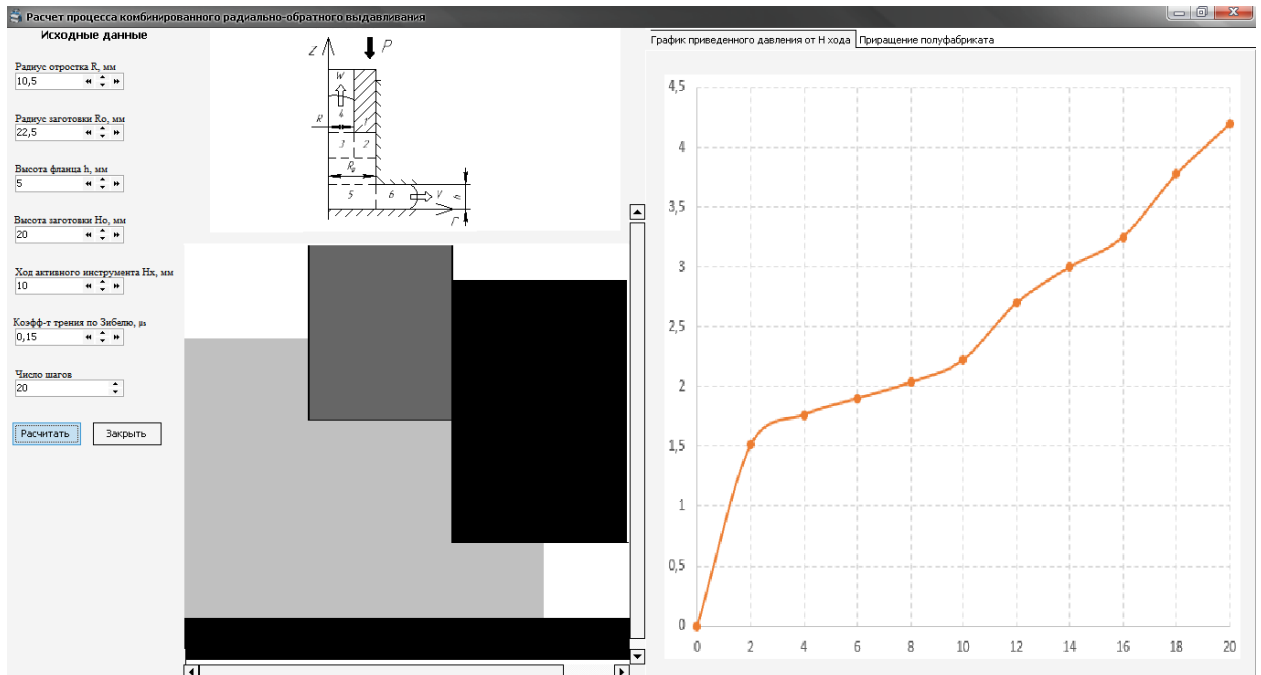


а

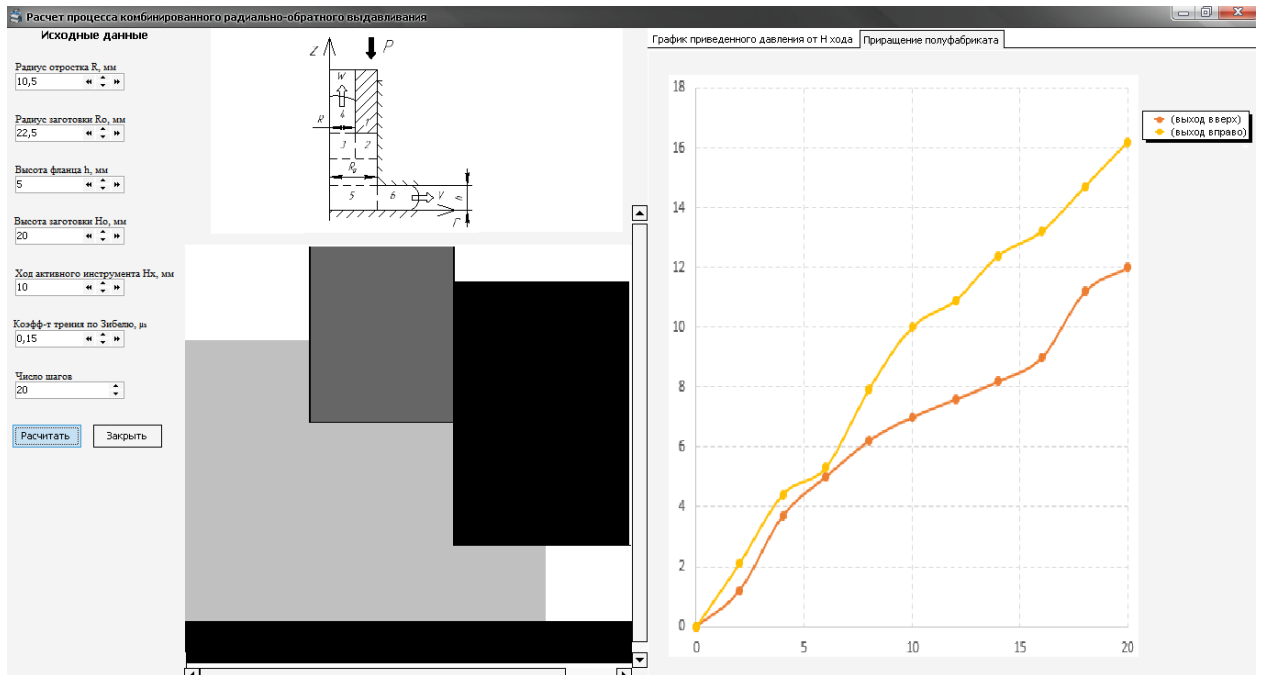


б

Рисунок 6.3 – Головные окно программы (введения выходных данных и перегляд результатов) для схемы радиально-прямого выдавливания



а



б

Рисунок 6.4 – Головне вікно програми (введення вихідних даних і перегляд результатів) для схеми радіально-зворотного видавлювання

6. Розрахунок економічної ефективності від впровадження нового процесу видавлювання замість базового варіанту

Необхідно прагнути до створення технологічних процесів з мінімальною кількістю переходів, забезпечуючи при цьому стійкість інструменту і можливість отримання деталей без руйнування.

Проведені дослідження і технічні розробки дозволили удосконалити технології (табл. 5.2) і оптимізувати конструкції робочого інструмента для холодного об'ємного штампування деталей заводської номенклатури. Ефективність нових технологій забезпечується за рахунок зниження матеріаломісткості і трудомісткості виробництва, розширення номенклатури деталей, підвищення якості деталей і надійності технологічного оснащення.

6.2 Технологія і штампове оснащення для процесів радіально-поздовжнього видавлювання

Спираючись на проведені теоретичні дослідження, представлені в розділах 3 і 4, були розроблені технології для отримання деталі з фланцем і стрижнем.

Типові деталі з фланцем і стрижнем (див. рис. 2.1) можна отримати за допомогою лиття, механічної обробки, штампування від прутка або видавлюванням. Завдяки використанню процесу видавлювання можна отримати деталь з максимально наближеними розмірами деталі до необхідних розмірів, що тягне за собою підвищення точності через відсутність необхідності використання кількох матриць. Крім того, досягається гарна якість поверхні деталі і розташування волокон в готовій деталі, досягаються хороші механічні показники.

Як вже було сказано вище, від положення фланця щодо корпусу деталі вибирається та чи інша схема радіально-поздовжнього видавлювання.

Етапи виготовлення деталей (рис. 6.5) за ресурсозберігаючою технологією, яка передбачає один формоутворювальний перехід – радіально-поздовжнє видавлювання, представлені в табл. 6.1 і 6.2.

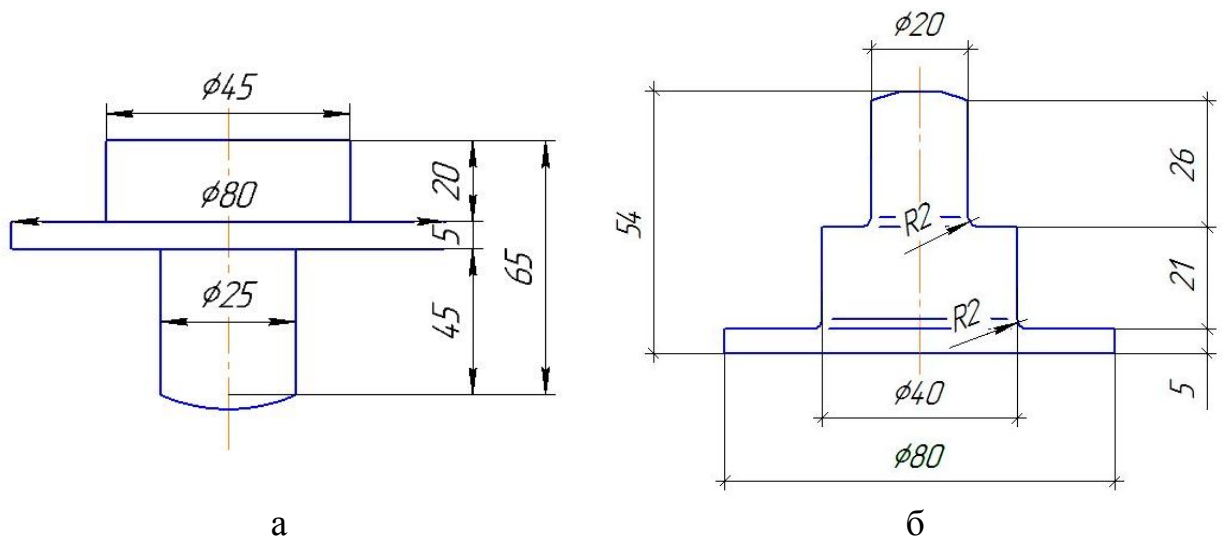


Рисунок 6.5 – Деталі з фланцем і стрижнем, які одержують радіально-прямим (а) і радіально-зворотним видавлюванням (б)

В якості термообробки застосовується відпал. Відпал для розміщення АДЗ1 проводять при 350 – 430 °С з витримкою 1 годину. При цих температурах відбувається повний розпад пересиченого твердого розчину і коагуляція зміцнюючих фаз. Охолодження відбувається на повітрі. Після відпалу сплав має низькі значення тимчасового опору, задовільну пластичність і високу опірність корозії під напругою. Відпалений АДЗ1 здатний витримати холодну обробку тиском з високими ступенями деформації [6.12].

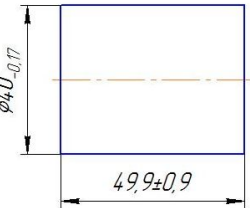
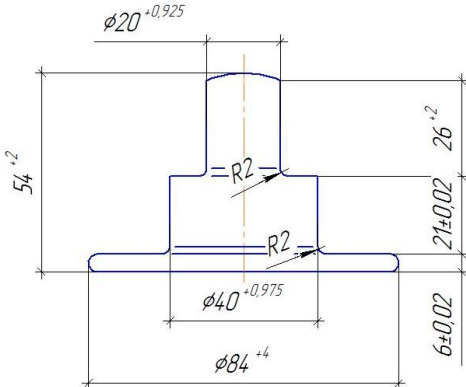
Після ТО для очищення поверхні застосовується механічний метод обробки – галтувальний барабан. Заготовки для очищення від забруднень, а також для видалення задирки, піддають галтуванню з сирими опилками, злегка змоченими бензином і абразивною крихтою. Галтування проводиться двічі з заміною опилок, тривалість галтовки 7...10 хвилин. Потім заготовки вивантажують на вібраційне сито і промивають в бензині. Далі здійснюється нанесення підмастильного шару [6.12].

При холодному видавлюванні мастило повинно мати наступні властивості: здатність зменшувати сили молекулярного притягання між матеріалом, який обробляється, і інструментом: високою пластичністю; високою термостійкістю.

Таблиця 6.1 – Технологія виготовлення деталі за схемою радіально-прямого видавлювання

1		Відрізка заготовки від прутка Матеріал: АД31
2	Термообробка	Нагрівання до 350 – 430 °С, витримка 1 год., охолодження на повітрі
3	Нанесення підмастильного шару	Анодування
4	Нанесення мастила	Технічний жир
5		Комбіноване радіально-пряме видавлювання

Таблиця 6.2 – Технологія виготовлення деталі за схемою радіально-зворотного видавлювання

1		Відрізка заготовки від прутка Матеріал: АД31
2	Термообробка	Нагрівання до 350 – 430 °С, витримка 1 год., охолодження на повітрі
3	Нанесення підмастильного шару	Анодування
4	Нанесення мастила	Технічний жир
5		Комбіноване радіально-зворотне видавлювання

В якості мастила для видавлювання застосовується технічний жир. Мастило наноситься на підготовлений підмастильний шар зануренням заготовок в ванну з мастилом. Остаточне видалення мастила здійснюється хімічним знежиренням і сушінням відштампованих деталей.

Схеми штампів для реалізації основних формотворчих операцій радіально-поздовжнього видавлювання представлені на рис. 6.6 і 6.7.

Штамп (див. рис. 6.6) складається з верхньої 1 і нижньої 2 плит, які напрямляються за допомогою колонки 3 і втулки 4. Пуансон 5 і пуансонотримач 6 розміщені в державці 7 і закріплені верхньою кришкою 8 за допомогою гвинтів 9. Матриця 10 і бандаж 11 розміщені в корпусі 12. Під матрицею 10 і бандажем 11 розташовані тарілчасті пружини 13, які витримують зусилля розкриття напівматриць. Формозміна заготовки можлива за рахунок протипуансона 14. Протипуансон 14 і пуансон 5 спираються на прокалену прокладку 16. Корпус 12 закріплений на нижній плиті 2 за допомогою гвинтів 17. Виштовхування готової деталі здійснюється виштовхувачем 15.

Штамп працює наступним чином. Заготовку укладають в матрицю 10. При опусканні верхньої плити 1, пуансон 5 стикається з поверхнею матриці 10 і утворюють замкнену порожнину для радіального видавлювання. При подальшому робочому ході преса, за рахунок протипуансона 14, відбувається деформація заготовки. При зворотному ході преса, пружина 13 повертає в початкове положення матрицю 10 і бандаж 11. Також спрацьовує виштовхувач преса 15, який виштовхує напівфабрикат на поверхню штампа.

Штамп (див. рис. 6.7) складається з верхньої 1 і нижньої 2 плит, які напрямляються за допомогою колонки 3 і втулки 4. Пуансон 5 і пуансонотримач 6 розміщені в державці 7 і закріплені верхньою кришкою 8 за допомогою гвинтів 9. Матриця 10 і бандаж 11 розміщені в корпусі 12. Під матрицею 10 і бандажем 11 розташовані тарілчасті пружини 13, які витримують зусилля розкриття напівматриць. Формозміна заготовки можлива за рахунок протипуансона 14. Протипуансон 14 і пуансон 5

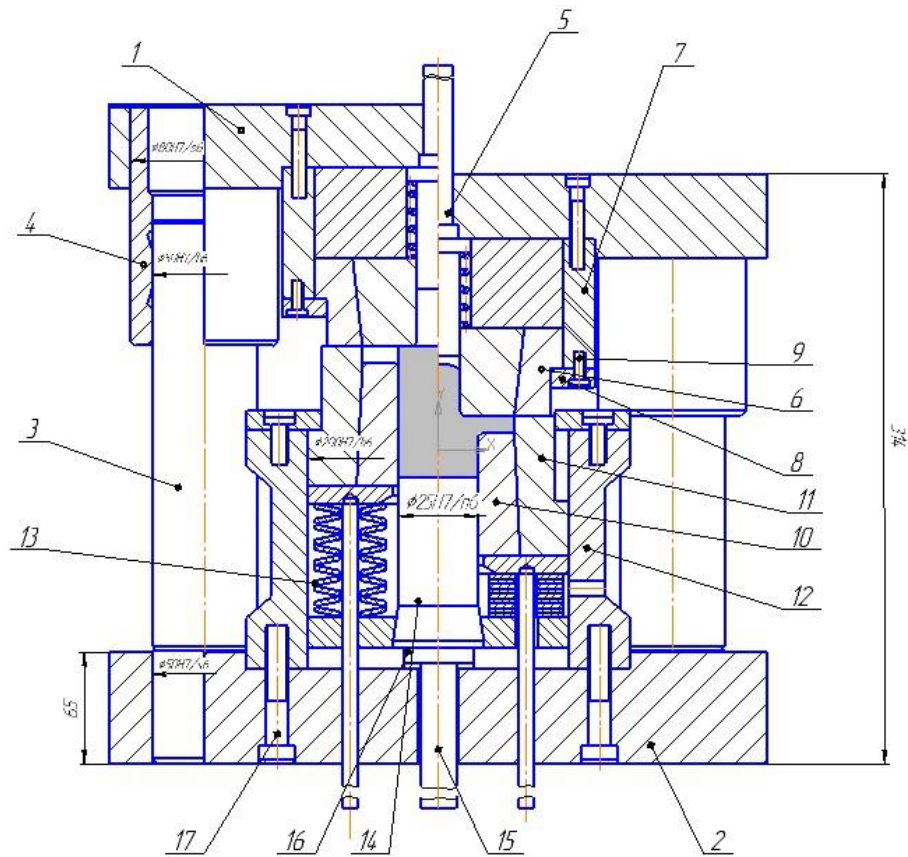


Рисунок 6.6 – Схема штампу для реалізації радіально-прямого видавлювання

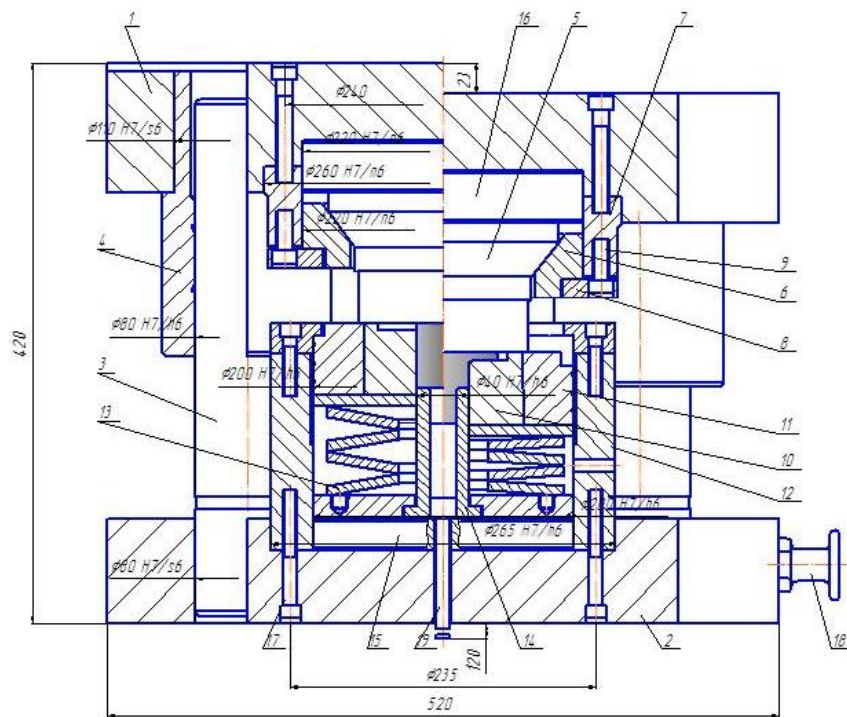


Рисунок 6.7 – Схема штампу для реалізації радіально-зворотного видавлювання

спираються на прокалені прокладки 15 і 16 відповідно. Корпус 12 закріплений на нижній плиті 2 за допомогою гвинтів 17. Для транспортування передбачені вантажні болти 18. Виштовхування готової деталі здійснюється виштовхувачем 19.

Штамп працює наступним чином. Заготовку укладають в матрицю 10. При опусканні верхньої плити 1, пуансон 5 стикається з поверхнею матриці 10 і утворюють замкнену порожнину для радіального видавлювання. При подальшому робочому ході преса, за рахунок протипуансона 14, відбувається деформація заготовки. При зворотному ході преса, пружина 13 повертає в початкове положення матрицю 10 і бандаж 11. Також спрацьовує виштовхувач преса 20, який виштовхує напівфабрикат на поверхню штампа.

6.3 Розширення технологічних можливостей комбінованого деформування видавлюванням

Для вирішення завдання підвищення рівномірності розподілу деформацій, структури продеформованого металу і відповідно експлуатаційних властивостей виробів, отриманих способами холодного видавлювання, розроблена гамма технологічних способів видавлювання, заснованих на комбінації прийомів силового і кінематичного впливу на оброблювану заготовку [6.13 – 6.18].

Недоліком видавлювання деталей з декількома степенями свободи течії матеріалу є неоднорідність механічних властивостей металу виробу. Зокрема при комбінованому видавлюванні метал корпусу виробу отримує незначні деформації. Цей недолік проявляється при радіально-прямому видавлюванні в зоні, прилеглій до пуансону, та при радіально-зворотному – в жорсткій зоні, що розташована між двома осередками деформування. Це і обумовлює неоднорідність механічних властивостей виробів. Для підвищення пропрацювання металу у корпусі запропоновано спосіб, який за рахунок знакозмінної деформації в стрижневій частині деталі забезпечує підвищення рівномірності розподілу ступеня деформування за перерізом [6.19].

Поставлена мета досягається тим, що відповідно до способу виготовлення виробів деформуванням заготовки видавлюванням в матриці за допомогою пуансона, деформування відбувається в два етапи таким чином, що на першому етапі одночасно виконують зворотне видавлювання і пряме видавлювання з утворенням технологічного стрижня в донній частині деталі, а на другому етапі відбувається витиснення металу з технологічного стрижня назад в донну частину заготовки.

Знакозмінна деформація, якій піддається метал в донній частині напівфабрикату за рахунок спочатку прямого, а потім зворотного видавлювання металу в донну частину, забезпечує добре пропрацювання цієї донної зони.

Особливо це доцільно для деталей, коли фланець і осьовий стрижень розташовані по різні сторони від корпусу (схема радіально-зворотного видавлювання), для відносно великих заготовок. Забезпечення хорошого пропрацювання і зміцнення металу по всьому об'єму деталі, зниження нерівномірності деформації, забезпечує рівномірну і гарну якість виробів і їх експлуатаційну надійність і розширює можливості процесів видавлювання.

Вихідну заготовку 1 (відпалену і з підготовленою поверхнею) розміщують в матрицю 2 на торець контрпуансону 3. На першому етапі процесу деформування під впливом деформуючого рухомого пуансона 4 метал заготовки 1 видавлюється в зворотному напрямку з утворенням стінки і порожнистої частини виробу. Одночасно з цим в нижній частині заготовки метал видавлюється в прямому напрямку в порожнину, яка передбачена в контрпуансоні 3, що призводить до утворення в донній частині стакану технологічного стрижня (рис. 6.9, а).

Перший етап деформування закінчується при досягненні розрахункової товщини напівфабрикату h_1 , величина якої менше заданої товщини дна стакану h в основному в 1,5–2,0 рази.

Далі здійснюється другий етап деформування, на якому зі зформованого технологічного стрижня метал витісняється (видавлюється або надсилається) назад в донну частину, що призводить до збільшення товщини дна стакану, що штампується, до величини h , тобто до заданого за

кресленням значення. Для виконання цієї стадії процесу приводять до руху і силового впливу пуансон-штовхач 5, розміщений в порожнині контрпуансона 3 (див. рис. 6.9, б).

Після завершення двох етапів деформування рухливий пуансон 4 відводиться вгору, у вихідне положення, а деталь виштовхується з матриці рухом контрпуансона 3 або пуансона-штовхача 5 (див. рис. 6.9, в).

Після того цикл штампування продовжується.

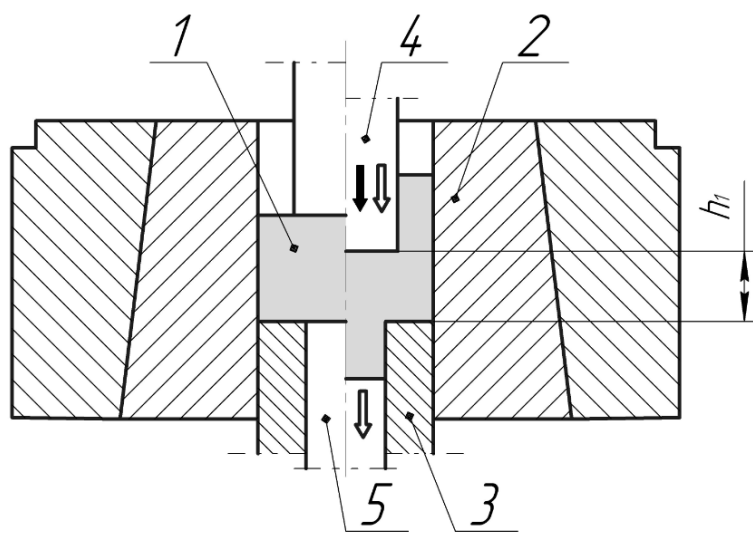
Досягнення необхідної донної висоти стакану на другому етапі деформування може бути забезпечено також додатковим синхронним опусканням контрпуансона. При цьому процес деформування схожий з методом радіального видавлювання.

Комбіноване зворотно-пряме видавлювання для першого етапу сприяє зниженню зусилля штампування.

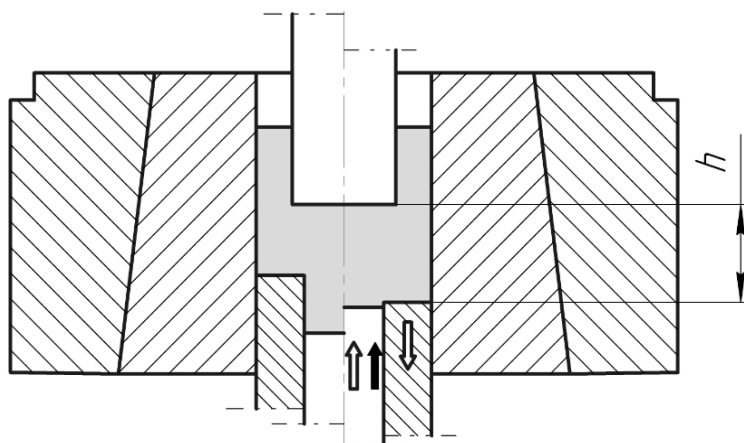
На заключному етапі при необхідності здійснюють калібруванням зворотне видавлювання металу додатковим рухом пуансона.

Істотною перевагою запропонованого способу є можливість отримання тонкостінних виробів з більшою товщиною дна виробів типу стакану з однорідністю механічних властивостей по перетину стакану.

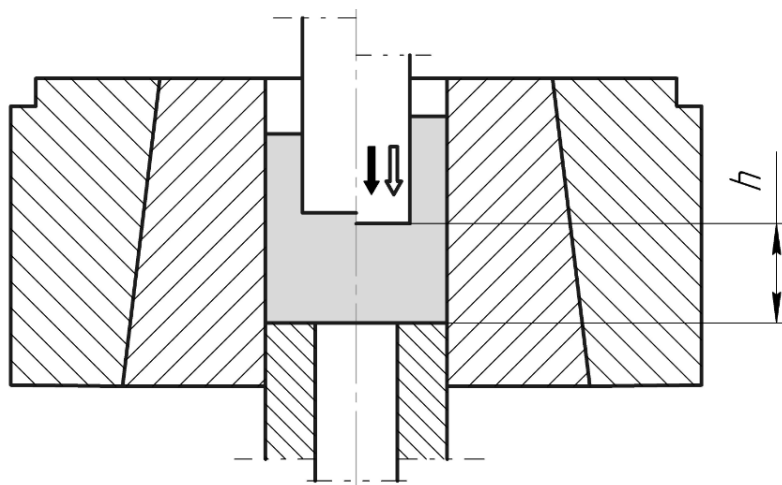
Методичні матеріали, рекомендації з проектування штампового оснащення і технологічного процесу штампування порожнистих деталей з фланцями передані для освоєння на підприємство АТ «Мотор Січ» (додаток Е). Результати теоретичних і експериментальних досліджень і відповідні програми використовуються студентами спеціальності ОМТ при виконанні проектних та практичних робіт. (додаток Ж).



a



б



в

Рисунок 6.9 – Спосіб виготовлення деталі типу стакан

Висновки по розділу

1. Розроблено технологічні рекомендації та методика проектування процесів і штампів за схемами комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання стрижневих деталей з фланцем на основі створеної бази розрахункових схем і програмних продуктів, що забезпечує зниження витрат і часу на конструкторсько-технологічну підготовку виробництва.

2. Рекомендовані залежності для визначення енергосилових параметрів процесу та аналізу формоутворення заготовки, що отримані на основі енергетичного балансу потужностей з урахуванням модулів з непаралельною течією.

3. Для розрахунку величини приведенного тиску та аналізу для аналізу поетапної формозміни напівфабрикату створена програма з використанням безкоштовного середовища розробки Turbo Delphi Explorer, що забезпечує зниження витрат і часу на підготовку технологічного процесу.

4. Запропоновано спосіб, який за рахунок знакозмінної деформації забезпечує підвищення рівномірності розподілу ступеня деформування за перерізом деталі. Наукову новизну способу підтверджено патентом України.

5. Розроблено технологічні процеси для отримання стрижневих деталей з фланцем на один формоутворюючий перехід за схемами радіально-прямого ті радіально-поздовжнього видавлювання, а також схеми штампового оснащення для реалізації цих способів.

6. Розроблені і передані для промислового освоєння технологічні рекомендації для виготовлення деталей з фланцем і стрижнем на АТ «Мотор Січ». Результати досліджень використовуються в навчальному процесі в розрахункових та проектних роботах студентів та магістрів спеціальності ОМТ.

Список використаних джерел до розділу

6.1 Алиева Л. И. Совершенствование процессов холодного выдавливания осесимметричных деталей с фланцем : дис. ... канд. тех. наук : 05.03.05 – Процессы и машины обработки давлением / Алиева Лейла Ибрагимовна. – Луганск : ВГУ им. В. Даля, 2006. – 215 с.

6.2 Получение сложнопрофильных кольцевых деталей с требуемыми свойствами методом холодной торцевой раскатки / С. Н. Старцев, В. А. Матвийчук, Н. М. Ёлкин, И. А. Васянович // Материалы семинара «Внедрение прогрессивных технологических процессов в холодно-штамповочном производстве». – Л. : ЛДНТП, 1982. – С. 68–73.

6.3 Алиев И.С. Программное обеспечение для процессов выдавливания / И.С. Алиев, Я.Г. Жбанков // Сборник тезисов всероссийской научно-технической конференции студентов и аспирантов «Современные технологии обработки металлов и средства их автоматизации», Тула, 2008 – С. 18-19.

6.4 Алиев И.С. Системное проектирование технологических процессов холодного выдавливания / И.С. Алиев, О.К. Савченко, А.А. Носаков // Ресурсозберігаючі технології виробництва та обробки тиском матеріалів у машинобудуванні: Зб. наук. пр. – Луганськ: Вид-во СГУ, 2001. - С. 12-18.

6.5 Осадчий В.А. Информационно-обучающая система в области обработки металлов давлением/ В.А. Осадчий // Кузнечно-штамповочное производство. – 2000. - №3. – С. 45-47.

6.6 Вальтер А. И. Разработка баз данных в САПР ОМД/ А.И. Вальтер // Сб. тезисов 2-й Междунар. НТК ”Механика пластического формоизменения”. – Тула: ТулГУ, 2004. - С. 46-48.

6.7 Алиева Л. И. Исследование деформированного состояния при комбинированном радиально-обратном выдавливании полых деталей с фланцем / Л. И. Алиева, Н. С. Грудкина // Вестник Донского государственного технического университета : сб. научн. работ. – Ростов-на-Дону : ДГТУ, 2012. – С. 195–198.

6.8 Stress-strain state of combined backward-radial extrusion process of canfranged part / Milutinovic Mladimir, Cupkovic Dorde, Vilotic Dragisa, Pepelnjak Tomaz, Plancak Miroslav // J. Technol. Plast.. 2006. 31, N 1-2, с. 110-116.

6.9 Алиева Л.И. Холодное выдавливание прецизионных деталей сложной формы / Л.И. Алиева, А.В. Шкира, К.В. Гончарук // Матеріали Всеукраїнської науково – практичної конференції "Сучасні технології промислового комплексу", випуск 2. – Херсон: ХНТУ, 2015. – с. 33 – 34.

6.10 Алиева Л.И. Альтернативные способы штамповки стержневых деталей с фланцем / Л.И. Алиева, К.В. Гончарук, Е.М. Солодун // Материалы VIII Международной научно-технической конференции «Ресурсосбережение и энергоэффективность процессов и оборудования обработки давлением в машиностроении и металлургии». – Харьков: НТУ «ХПИ», 2016. – С. 5 – 8.

6.11 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.

6.12 Гуляев А. П. Металловедение. Учебник для вузов. / А.П. Гуляев – 6–е изд., перераб. и доп. – М. : Металлургия, 1986. – 544 с.

6.13 Алиева Л. И. Перспективы развития процессов точной объемной штамповки / Л. И. Алиева, Я. Г. Жбанков // Вісник ДДМА : збірник наукових праць. – Краматорськ : ДДМА, 2008. – № 1 (11). – С. 13–19.

6.14 Артес А. Э. Холодная объемная штамповка в мелкосерийном и серийном производстве. – М. : НИИмаш, 1982. – 58 с.

6.15 Алиев И. С. Методы поиска новых технологических способов точной объемной штамповки выдавливанием / И. С. Алиев // Тезисы докл. международ. научн.-техн. конф. «Новые технологические и организационные структуры». 22–25.12.1994. – Винница, 1994. – С. 98–99.

6.16 Внедрение технологии холодной объемной штамповки / П. Н. Фролов, И. П. Семикрас, А.Э. Артес, В.А. Панков, М.Я. Элькин // Кузнечно-штамповочное производство, 1987. – № 12 – С. 1–3.

6.17 Исаченков Е. И. Перспективы интенсификации процессов холодного прессования / Е. И. Исаченков, В.А. Мишунин // Кузнечно-штамповочное производство. – 1965 - №9. С. 1 – 8.

6.18 Алиева Л.И. Снижение неравномерности деформирования заготовок при холодном выдавливании / Л.И. Алиева, Л.В. Таган, К.В. Гончарук // Всеукраїнська науково-технічна конференція «Сучасні тенденції розвитку машинобудування та транспорту». Матеріали конференції. – Кременчук: КрНУ, 2016. – с. 30 – 32.

6.19 Пат. 107950 Україна, В 21 J 5/12, В 21 К 21/00. Спосіб виготовлення порожнистих виробів типу стакану / Алієва Л. І., Гончарук Х. В., Шкіра О.В., Сивак Р.І.; заявник і патентовласник Донбаська державна машинобудівна академія. – № u 2015 13100; заявл. 30.12.2015 ; опубл. 24.06.2016, Бюл. № 12.

ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ

Дисертаційна робота присвячена актуальним науково-технічним завданням з розширення можливостей холодного об'ємного штампування за рахунок застосування комбінованого деформування видавлюванням. Робота спрямована на підвищення ефективності комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання, яке пов'язане зі зменшенням енергосилових параметрів, підвищенням якості продукції, розширенням номенклатури виробів за рахунок більш складної конфігурації форми деталі.

1. Аналіз стану питання дослідження і застосування у виробництві процесів отримання стрижневих деталей з фланцем показав перспективність технологій ХОШ, при цьому процеси за комбінованими схемами видавлювання можуть дозволити отримання складнопрофільованих виробів за один технологічний перехід без втрати точності. Однак недоліком щодо їх застосування є недостатня вивченість, особливо щодо схем радіально-поздовжнього видавлювання.

2. Отримано залежності енергосилових параметрів для вісесиметричної задачі радіально-прямого видавлювання від геометрії процесу на основі енергетичного методу верхньої оцінки (балансу потужностей) з застосуванням, як прямолінійних, так і модулів з непаралельною течією. Застосування ускладнених модулів з непаралельною течією дозволило більш точно оцінити поетапну формозміну і навантаження при радіально-прямому видавлюванні. Зміна відносної висоти фланцю \bar{h} від 0.21 до 0.51, при інших рівних параметрах деталі, призводить до зменшення приведенного тиску від 3.0 до 2.45; зміна відносного радіусу стрижня $\bar{R} = 0.34 \dots 0.66$ – зниження приведенного тиску від 2.4 до 2.1.

3. Розроблено розрахункові схеми процесу радіально-прямого видавлювання з приєднаним осередком деформування з визначенням критерію мінімізації у вигляді положення межі розділу течії металу \bar{R}_k . Виявлено, що основними факторами, які впливають на положення межі розділу течії матеріалу, є тертя і відносні розміри приймаючих порожнин матриці.

Встановлено, що $\bar{R}_k \approx 0.62$ при характерному терті для холодного видавлювання $\mu = 0.08$, і зростає до $\bar{R}_k \approx 0.8$ при коефіцієнті тертя $\mu = 0.25$.

4. На основі енергетичного методу верхньої оцінки (балансу потужностей) для способу радіально-зворотного видавлювання прийнята схема з роз'єднаним осередком деформування та проведена мінімізація процесу з урахуванням параметру λ – коефіцієнту, що враховує рівність потужностей на межі розподілу осередків деформування, та \bar{t} – відносної висоти жорсткої зони. Визначено зміну значень параметру λ від різних комбінацій геометричних параметрів процесу та від умов тертя. Збільшення відносного радіуса стрижня \bar{R} від 0.25 до 0.75 призводить до зниження швидкості руху жорсткої зони і λ змінюється від 0.42 до 0.22, а збільшення відносної висоти фланцю \bar{h} від 0.25 до 0.45, при збереженні інших параметрів процесу, зумовлює збільшення коефіцієнту λ від 0.38 до 0.45. З'ясовано, що для радіально-зворотного видавлювання із співвідношенням висоти фланцю до радіусу стрижня $\frac{h}{R} \geq 0.6$ формування стрижня відбувається за рахунок прошивки заготовки, і кінцева висота напівфабрикату залишається незмінною, а в деяких випадках і зменшується.

5. Методами енергетичного балансу потужностей та скінчених елементів для вісесиметричного деформування встановлено залежності для визначення поетапного приросту геометричних розмірів та об'ємів елементів напівфабрикату з врахуванням впливу геометричних параметрів інструмента, умов тертя та схем видавлювання, які дозволили прогнозувати можливість отримання стрижневих деталей з фланцем із заданими параметрами альтернативними способами радіально-прямого і радіально-зворотного видавлювання.

6. Комп'ютерне моделювання напружено-деформованого стану заготовки при комбінованому радіально-прямому видавлюванні дозволило виявити в осередку деформування небезпечні зони з інтенсивними зсувними деформаціями. Оцінка витрати ресурсу пластичності показала, що при досягненні в процесі деформування значення граничного ступеня деформації $\epsilon_{\max} = 0.94$ виникає небезпека відділення фланцю. Для радіально-зворотного

видавлювання стрижневих деталей з фланцем підтверджено наявність проміжної зони, яка слабо деформується, що говорить про правомірність використання отриманих розрахункових моделей з роз'єднаним осередком деформації і відповідних теоретичних припущень.

7. Експериментальне дослідження показало правомірність використання кожної з розроблених схем комбінованого деформування, що дозволяє якісно прогнозувати силовий режим і формоутворення заготовки в процесі комбінованого деформування. Теоретичні розрахунки енергосилових показників більші за експериментальні дані на 10–12%. Експериментальний аналіз деформованого стану на основі методу ділильних сіток підтвердив особливості розташування зон деформування при аналізі процесу радіально-поздовжнього видавлювання.

8. За результатами теоретичних і експериментальних досліджень напружено-деформованого стану за схемами радіально-поздовжнього видавлювання встановлені закономірності розподілу параметрів напружено-деформованого стану та виділені зони з низьким ступенем деформації. Визначено, що корпус деталі лишається непропрацьованим, що обумовлює неоднорідність механічних властивостей виробів. Запропоновано спосіб, який за рахунок знакозмінної деформації забезпечує підвищення рівномірності розподілу ступеня деформування за перерізом деталі.

9. Розроблено технологічні рекомендації для проектування процесів і штамів комбінованого радіально-прямого і радіально-зворотного видавлювання стрижневих деталей з фланцем на основі створеної бази розрахункових схем і програмних продуктів, що забезпечує зниження витрат і часу на конструкторсько-технологічну підготовку виробництва. Методичні матеріали, рекомендації з проектування штампового оснащення і технологічного процесу штампування порожнистих деталей з фланцями передані для освоєння на підприємство АТ «Мотор Січ». Результати теоретичних і експериментальних досліджень і відповідні програми використовуються студентами спеціальності ОМТ при виконанні проектних та практичних робіт.

ДОДАТОК А

Список публікацій здобувача

1. Investigation of defect in combined precision extrusion process with multiple ram / I. Aliiev, L. Aliieva, P. Abhari, K. Goncharuk¹ // XVI International scientific conference. New technologies and achievements in metallurgy, material engineering and production engineering. – Series: Monographs. – №48. – Czestochowa, 2015. –P. 90–93.
2. Силовой режим радиального выдавливания внутреннего фланца / Л. И. Алиева, С. В. Мартынов, Я. Г. Жбанков, К. В. Гончарук // Ресурсозберігаючі технології виробництва та обробки тиском матеріалів у машинобудуванні: зб. наук. пр. – Луганськ: СЛУ, 2013. – № 1 (14). – С. 88–98.
3. Компьютерное моделирование силового режима при комбинированном выдавливании стержневых деталей / Л. И. Алиева, Г. П. Клименко, С. В. Мартынов, К. В. Гончарук // Научный вестник ДГМА: сб. науч. тр. – Краматорск: ДГМА, 2013. – № 2 (12Е). – С. 44–51. URL: [http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/science_vesnik/%E2%84%962\(12%D0%95\)_2013/%E2%84%962\(12%D0%95\)_2013/article/9.pdf](http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/science_vesnik/%E2%84%962(12%D0%95)_2013/%E2%84%962(12%D0%95)_2013/article/9.pdf)
4. Прогнозирования дефектообразования при комбинированном выдавливании в разъемных матрицах / Л. И. Алиева, И. С. Алиев, П. Б. Абхари, К. В. Гончарук // Известия Тульского государственного университета. Технические науки. Часть 1. – Тула: ТулГУ, 2014. – С. 63–68.
5. Анализ влияния размера очага деформации на параметры комбинированного выдавливания / Л. И. Алиева, К. В. Гончарук, А. В. Шкира, П. В. Гнездилов // Научный Вестник ДГМА: сб. науч. тр. – Краматорск: ДГМА, 2014. – № 1 (13Е). – С. 4–9. URL: http://nbuv.gov.ua/UJRN/nvdgma_2014_1_3
6. Алиева Л. И. Деформируемость металла в процессе трехстороннего комбинированного выдавливания / Л. И. Алиева, А.В. Шкира,

¹ Гончарук Х.В. вважати Малій Х.В. у зв'язку з одруженням і зміною прізвища

К. В. Гончарук // Вісник Національного технічного університету «ХПІ»: зб. наук. пр. – Харків : НТУ «ХПІ», 2014. – № 43 (1086). – С. 3–7.

7. Оценка технологической деформируемости при штамповке деталей с фланцем / Л. И. Алиева, И. А. Деревенько, С. В. Мартынов, К. В. Гончарук // Научный Вестник ДГМА: сб. науч. тр. – Краматорск: ДГМА, 2014. – № 2 (14Е). – С. 4–8. URL: http://nbuv.gov.ua/UJRN/nvdgma_2014_2_3

8. Алиева Л. И. Определение величины утяжины в процессе радиально-продольного выдавливания в разъемных матрицах / Л. И. Алиева, П. Б. Абхари, К. В. Гончарук // Вісник Національного технічного університету «ХПІ»: зб. наук. пр. – Харків: НТУ «ХПІ», 2014. – № 44 (1087). – С. 3–7.

9. Експериментальне дослідження деформованого стану комбінованого радіально-продовжнього видавлювання / Л. І. Алієва, Є. М. Солодун, Х. В. Гончарук, О. В. Шкіра // Вісник Херсонського національного технічного університету. – Херсон, 2015. – № 4 (55). – С. 82–87.

10. Алиева Л. И. Формоизменение стержневых деталей с фланцем при радиально-прямом выдавливании / Л. И. Алиева, К. В. Гончарук, А. В. Шкира / Вісник національно технічного університету «ХПІ»: зб. наук. праць – Харків : НТУ «ХПІ», 2016. – № 31 (1203). – С. 5–10.

11. Пат. 107950 Україна, МПК В 21 J 5/12, В 21 К 21/00. Спосіб виготовлення порожнистих виробів типу стакана / Алієва Л. І., Гончарук Х. В., Шкіра О. В., Сивак Р. І.; заявник і патентовласник Донбаська державна машинобудівна академія. – № u 2015 13100; заявл. 30.12.2015; опубл. 24.06.2016, Бюл. № 12.

12. Оценка ресурса пластичности при комбинированном радиально-продольном выдавливании / Л. И. Алиева, И. А. Деревенько, К. В. Гончарук, А. В. Шкира // Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку. Матеріали XII МНТК 23–24 вересня 2014 року. – Краматорськ: ДДМА, 2014. – С. 17–18.

13. Алиева Л. И. Определение энергосиловых параметров совмещенного радиального выдавливания в разъемных матрицах / Л. И. Алиева, П. Б. Абхари, К. В. Гончарук // Прогрессивные методы и технологическое

оснащение процессов обработки металлов давлением. Материалы МНТК. – Санкт -Петербург: Балт. гос. техн. ун-т., 2014. – С. 28–32.

14. Алиева Л. И. Холодное выдавливание прецизионных деталей сложной формы / Л. И. Алиева, А. В. Шкира, К. В. Гончарук // Сучасні технології промислового комплексу. Матеріали Всеукраїнської науково-практичної конференції. Випуск 2. – Херсон: ХНТУ, 2015. – С. 33–34.

15. Алиева Л. И. Анализ напряженно-деформированного состояния при комбинированном выдавливании / Л. И. Алиева, К. В. Гончарук, Е. М. Солодун / Ресурсосбережение и энергоэффективность процессов и оборудования обработки давлением в машиностроении и металлургии. Материалы VII МНТК 18–20 ноября 2015. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2015. – С. 3–5.

16. Алієва Л. І. Експериментальне дослідження силового режиму комбінованого видавлювання / Л. І. Алієва, Х. В. Гончарук, О. В. Шкіра // Актуальні задачі сучасних технологій. Матеріали IV МНТК молодих учених та студентів 25–26 листопада 2015. – Тернопіль: ТНТУ, 2015. – Том 1. – С. 87–88.

17. Aliieva L. I. Analysis of forming semi-finished goods in the combined precipitation conical ring / L. I. Aliieva, L. V. Tahan, K. V. Goncharuk // Теоретичні та практичні проблеми в обробці матеріалів тиском і якості фахової освіти. Матеріали VI МНТК 14–18 грудня 2015 р. – Київ: КПІ, 2015. – С. 53.

18. Гончарук Х. В. Експериментальне дослідження процесу радіально-поздовжнього деформування / Х. В. Гончарук, С. В. Ковалевский, М. Ю. Корденко // Теоретичні та практичні проблеми в обробці матеріалів тиском і якості фахової освіти. Матеріали VII МНТК » 30 травня–3 червня 2016 року. – Київ–Херсон, 2016. – С. 56–57.

19. Гончарук К. В. Сравнительный анализ результатов исследований радиально-продольного выдавливания / К. В. Гончарук, М. Ю. Корденко // Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку. Матеріали XIV МНТК 31 травня–3 червня 2016 року. – Краматорськ: ДДМА, 2016. – С. 21.

20. Гончарук Х. В. Дослідження використання ресурсу пластичності при комбінованому радіально-прямому видавлюванні / Х. В. Гончарук //

Прогресивна техніка, технологія та інженерна освіта. Матеріали XVII МНТК 21–24 червня 2016 р. – Одеса-Київ, 2016. – С. 95–96.

21. Алиева Л. И. Снижение неравномерности деформирования заготовок при холодном выдавливании / Л. И. Алиева, Л. В. Таган, К. В. Гончарук // Сучасні тенденції розвитку машинобудування та транспорту. Матеріали Всеукраїнської науково-технічної конференції 9–11 листопада 2016 р. – Кременчук: КрНУ, 2016. – С. 30–32.

22. Алиева Л. И. Альтернативные способы штамповки стержневых деталей с фланцем / Л. И. Алиева, К. В. Гончарук, Е. М. Солодун // Ресурсосбережение и энергоэффективность процессов и оборудования обработки давлением в машиностроении и металлургии. Материалы VIII МНТК 23–25 ноября 2016. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2016. – С. 5–8

23. Анализ энергосиловых параметров процесса комбинированной осадки / К. В. Гончарук, Л. И. Алиева, Н. С. Грудкина, Л. В. Таган, А. В. Шкира // Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку. Матеріали XIII МНТК 2–4 червня 2015 року. – Краматорськ: ДГМА, 2015. – С. 24–25.

24. Алиева Л. И. Энергетический анализ процесса комбинированного выдавливания стержневых деталей с фланцем / Л. И. Алиева, К. В. Гончарук, А. В. Шкира // Обработка материалов давлением: сборник научных трудов. – Краматорск: ДГМА, 2015. – № 2 (41). – С. 35–40.

25. Исследование напряженно-деформированного состояния и формоизменения при комбинированном радиально-прямом выдавливании / Л. И. Алиева, К. В. Гончарук, В. Т. Лебедь, Л. В. Таган // Научный Вестник ДГМА : сб. науч. тр. – Краматорск: ДГМА, 2016. – № 2 (20Е). – С. 27–34. URL: http://nbuv.gov.ua/UJRN/nvdgma_2016_2_7

26. Алиева Л. И. Силовые параметры комбинированного выдавливания стержневых деталей с фланцем / Л. И. Алиева, К. В. Гончарук // Обработка материалов давлением : сб. науч. тр. – Краматорск: ДГМА, 2015. – № 1 (40). – С. 18–22.

ДОДАТОК Б

Апробація результатів дисертаційної роботи на Міжнародних та Всеукраїнських конференціях

1. XVI Міжнародна науково-технічна конференція «Досягнення і проблеми розвитку технологій і машин обробки тиском» (м. Краматорськ, 22 – 25 квітня, 2013 р.), очна форма участі;
2. XXXV Науково-технічна конференція професорсько-викладацького складу, науково-технічних працівників, аспірантів і студентів (м. Краматорськ, 15 – 22 квітня, 2013 р.), очна форма участі;
3. XVII Міжнародна науково-технічна конференція «Досягнення і проблеми розвитку технологій і машин обробки тиском» (м. Краматорськ, 22 – 25 квітня, 2014 р.), очна форма участі;
4. Міжнародна науково-технічна конференція «Прогресивні методи і технологічне оснащення процесів обробки металів тиском», (м. Санкт – Петербург, 14 – 17 жовтня, 2014 р), заочна форма участі;
5. XII Міжнародна науково-технічна конференція «Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку» (м. Краматорськ, 23 – 24 вересня, 2014 р.), очна форма участі;
6. XXXVI Науково-технічна конференція професорсько-викладацького складу, науково-технічних працівників, аспірантів і студентів (м. Краматорськ, 14 – 18 квітня, 2014 р.), очна форма участі;
7. XVIII Міжнародна науково-технічна конференція «Досягнення і проблеми розвитку технологій і машин обробки тиском» (м. Краматорськ, 21 – 24 квітня, 2015 р.), очна форма участі;
8. XVI International scientific conference «New technologies and achievements in metallurgy, material engineering and production engineering» (Czestochowa, 28 – 29 may, 2015), заочна форма участі;
9. VII Міжнародна науково-технічна конференція «Ресурсозбереження та енергоефективність процесів і обладнання обробки тиском в машинобудуванні та металургії» (м. Харків, 18 – 20 листопада, 2015 р.), заочна форма участі;
10. IV Міжнародна науково-технічна конференція «Актуальні задачі сучасних технологій» (м. Тернопіль, 25 – 26 листопада, 2015 р.), заочна форма участі;
11. VI Міжнародна науково-технічна конференція «Теоретичні та

практичні проблеми в обробці матеріалів тиском і якості фахової освіти», (м. Київ, 14 – 18 грудня, 2015 р.), заочна форма участі;

12. Всеукраїнська науково–практична конференція "Сучасні технології промислового комплексу" (м. Херсон, 15 – 18 вересня, 2015 р.), заочна форма участі;

13. XXXVII Науково-технічна конференція професорсько-викладацького складу, науково-технічних працівників, аспірантів і студентів (м. Краматорськ, 14 – 17 квітня, 2015 р.), очна форма участі;

14. XIII Міжнародна науково-технічна конференція «Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку», (м. Краматорськ, 2 – 3 червня, 2016 р), очна форма участі;

15. XIX Міжнародна науково-технічна конференція «Досягнення і проблеми розвитку технологій і машин обробки тиском», (м. Краматорськ, 26 – 28 квітня, 2016 р), очна форма участі;

16. XIV Міжнародна науково-технічна конференція «Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку», (м. Краматорськ, 31 травня – 3 червня, 2016 р), очна форма участі;

17. VIII Міжнародна науково-технічна конференція «Ресурсозбереження та енергоефективність процесів і обладнання обробки тиском в машинобудуванні та металургії», (м. Харків, 23 – 25 листопада, 2016 р.), заочна форма участі;

18. VII Міжнародна науково-технічна конференція «Теоретичні та практичні проблеми в обробці матеріалів тиском і якості фахової освіти», (м. Київ – Херсон, 30 травня – 3 червня, 2016 р), заочна форма участі;

19. XVII Міжнародна науково-технічна конференція «Прогресивна техніка, технологія та інженерна освіта» (м. Одеса – Київ, 21 – 24 червня, 2016 р.), заочна форма участі;

20. Всеукраїнська науково-технічна конференція «Сучасні тенденції розвитку машинобудування та транспорту» (м. Кременчук, 9 – 11 листопада, 2016 р.), заочна форма участі;

21. XXXVIII Науково-технічна конференція професорсько-викладацького складу, науково-технічних працівників, аспірантів і студентів (м. Краматорськ, 18 – 22 квітня, 2015 р.), очна форма участі;

ДОДАТОК В

Розширена матриця планування

№ дослідю	x_0	x_1	x_2	x_3	x_1x_2	x_1x_3	x_2x_3	x_1^2	x_2^2	x_3^2
1	1	-1	-1	-1	1	1	1	1	1	1
2	1	1	-1	-1	-1	-1	1	1	1	1
3	1	-1	1	-1	-1	1	-1	1	1	1
4	1	1	1	-1	1	-1	-1	1	1	1
5	1	-1	-1	1	1	-1	-1	1	1	1
6	1	1	-1	1	-1	1	-1	1	1	1
7	1	-1	1	1	-1	-1	1	1	1	1
8	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
9	1	-1	0	0	0	0	0	1	0	0
10	1	1	0	0	0	0	0	1	0	0
11	1	0	-1	0	0	0	0	0	1	0
12	1	0	1	0	0	0	0	0	1	0
13	1	0	0	-1	0	0	0	0	0	1
14	1	0	0	1	0	0	0	0	0	1

ДОДАТОК Д

Розрахунок приведенного тиску процесу комбінованого
радіально-прямого видавлювання енергетичним методом балансу
потужностей із модулями з непаралельною течією матеріалу
в програмному продукті MathCAD

ORIGIN := 1

Геометрические размеры схемы:

$$RR_k := 11.25 \quad hh := 7 \quad RR_1 := 30 \quad RR_{00} := 17.5 \quad RR_{01} := 10.5$$

$$RR := 7 \quad HH_1 := 5 \quad \mu_s := 0.08 \quad \alpha := 45 \cdot 0.017453 = 0.785$$

$$RR_0 := 14 \quad HH_6 := 5 \quad \beta := 45 \cdot 0.017453 = 0.785$$

$$NN := hh + HH_1 + \tan(\alpha) \cdot RR_0$$

Приведение к параметрическому виду

$$tt := - \left[\left(\frac{RR - RR_{01}}{HH_6} \right) + RR_{01} \right] = -9.8$$

$$R_1 := \frac{RR_1}{RR_0} = 2.143 \quad H_1 := \frac{HH_1}{RR_0} = 0.357 \quad R_{00} := \frac{RR_{00}}{RR_0} = 1.25 \quad t := \frac{tt}{RR_0} = -0.7$$

$$R := \frac{RR}{RR_0} = 0.5 \quad h := \frac{hh}{RR_0} = 0.5 \quad N := \frac{NN}{RR_0} = 1.857$$

$$R_k := \frac{RR_k}{RR_0} = 0.804 \quad H_6 := \frac{HH_6}{RR_0} = 0.357 \quad R_{01} := \frac{RR_{01}}{RR_0} = 0.75$$

$$R_0 := \frac{RR_0}{RR_0} = 1$$

```

P := k ← 0
for μs ∈ 0.08, 0.10, 0.15, 0.20, 0.25, 0.30, 0.35
  i ← 0
  j ← k + 1
  k ← j + 1
  for R1 ∈ 1, 1.01.. 2.4
    P1 ← 
$$\left[ \frac{(R_k^2 - R^2)}{R_k^2} + \frac{\left( 2 \cdot R_k^2 - \sqrt{3 \cdot R^4 + R_k^4} + R_k^4 \cdot \ln \left( \frac{R_k^2 + \sqrt{3 \cdot R^4 + R_k^4}}{3 \cdot R^2} \right) \right)}{\sqrt{3} \cdot R_k^2} \dots \right] \dots$$

    + 2 \cdot 
$$\frac{R \cdot (2 \cdot R_k^2 - R_k \cdot R - R^2)}{(\sqrt{3} \cdot 3 \cdot h \cdot R_k^2)} + (R_k - R) \cdot \frac{((2 \cdot R_k^2 - R_k \cdot R - R^2))}{(\sqrt{3} \cdot 3 \cdot h \cdot R_k^2)} \dots$$

    + 
$$\frac{(h \cdot R)}{2 \cdot \sqrt{3} \cdot R_k^2} + \frac{[2 \cdot \mu_s \cdot (R_k - R) \cdot (2 \cdot R_k^2 - R_k \cdot R - R^2)]}{(\sqrt{3} \cdot 3 \cdot h \cdot R_k^2)} + \frac{4}{\sqrt{3}} \cdot \mu_s \cdot \frac{(R_k^2 - R^2) \cdot R \cdot H_6}{R_k^2 \cdot R^2}$$

    + 1.08 \cdot 
$$\frac{(2 \cdot H_6 \cdot \tan(\beta))}{t} + \frac{2}{3 \cdot \sqrt{3}} \cdot \left( \frac{R_{01}^3 \cdot \tan(\beta)}{t^3} \right) + \frac{2}{3 \cdot \sqrt{3}} \cdot \left( \frac{R^3 \cdot \tan(\beta)}{t^3} \right) + \frac{4}{3 \cdot \sqrt{3}} \cdot \mu_s \cdot \frac{(R^3 - R_{01}^3) \cdot \tan(\beta)}{t^3}$$


```

$$P_2 \leftarrow \left[\frac{\left(\sqrt{3 \cdot R_0^4 + R_k^4} - 2 \cdot R_k^2 + R_k^2 \cdot \ln \left(\frac{3 \cdot R_0^2}{R_k^2 + \sqrt{3 \cdot R_0^4 + R_k^4}} \right) \right)}{\sqrt{3} \cdot (R_0^2 - R_k^2)} + \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \ln \left(\frac{R_1}{R_0} \right) \dots \right. \\ \left. + \frac{1}{\sqrt{3}} \left[\frac{(R_0^3 - R_k^3)}{3 \cdot h \cdot (R_0^2 - R_k^2)} - \frac{[R_k^2 \cdot (R_0 - R_k)]}{(R_0^2 - R_k^2) \cdot h} \right] + \frac{h \cdot R_0}{\sqrt{3} \cdot (R_0^2 - R_k^2)} \dots \right. \\ \left. + \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \mu_s \left[\frac{(R_0^3 - R_k^3)}{3 \cdot h \cdot (R_0^2 - R_k^2)} - \frac{[R_k^2 \cdot (R_0 - R_k)]}{[(R_0^2 - R_k^2) \cdot h]} \right] + \frac{4}{\sqrt{3}} \cdot \mu_s \left[\frac{(R_1 - R_0)}{h} \right] + \frac{2 \cdot \mu_s \cdot H_1 \cdot R_0}{(R_0^2 - R_k^2) \cdot \sqrt{3}} \right]$$

$$+ \frac{(2 \cdot \sqrt{2})}{3} \cdot \left[\frac{(R_{00}^2 - R_0^2)}{N} - \tan(\alpha) \cdot \frac{(R_{00}^3 - R_0^3)}{3} \right] \cdot \left[6 + 0.5 \cdot \frac{(1 - \cos(2 \cdot \alpha))}{1 + \cos(2 \cdot \alpha)} \cdot \left(\frac{1}{R_{00}^2} - \frac{1}{R_0^2} \right) \dots \right. \\ \left. + \frac{\tan(\alpha)}{N^2} \cdot \left[2.5 \cdot \frac{(1 - \cos(2 \cdot \alpha))}{1 + \cos(2 \cdot \alpha)} + 12 \right] \cdot \left(\frac{1}{R_{00}} - \frac{1}{R_0} \right) \cdot \frac{\left[\frac{(1 - \cos(2 \cdot \alpha))}{1 + \cos(2 \cdot \alpha)} \right] \cdot \left[20 + 6.5 \cdot \frac{(1 - \cos(2 \cdot \alpha))}{1 + \cos(2 \cdot \alpha)} \right]}{N^3} \cdot \ln \left(\frac{R_0}{R_{00}} \right) \dots \right. \\ \left. + \frac{\left[\frac{(1 - \cos(2 \cdot \alpha))}{1 + \cos(2 \cdot \alpha)} \right] \cdot \left[1 + \frac{(1 - \cos(2 \cdot \alpha))}{1 + \cos(2 \cdot \alpha)} \right]}{N} \cdot \left[\frac{1}{(N - \tan(\alpha) \cdot R_{00})^2} - \frac{1}{(N - \tan(\alpha) \cdot R_0)^2} \right] \dots \right. \\ \left. + \frac{\left[4 \cdot \frac{(1 - \cos(2 \cdot \alpha))}{1 + \cos(2 \cdot \alpha)} \right] \cdot \left[2 + \frac{(1 - \cos(2 \cdot \alpha))}{1 + \cos(2 \cdot \alpha)} \right]}{N^2} \cdot \left[\frac{1}{(N - \tan(\alpha) \cdot R_{00})} - \frac{1}{(N - \tan(\alpha) \cdot R_0)} \right] \dots \right. \\ \left. + \frac{\left[\frac{(1 - \cos(2 \cdot \alpha))}{1 + \cos(2 \cdot \alpha)} \right] \cdot \left[20 + 6.5 \cdot \frac{(1 - \cos(2 \cdot \alpha))}{1 + \cos(2 \cdot \alpha)} \right]}{N^3} \cdot \ln \left[\frac{(N - \tan(\alpha) \cdot R_0)}{(N - \tan(\alpha) \cdot R_{00})} \right] \right] \\ + \left[\frac{\tan(\alpha) \cdot (h + H_1)}{\sqrt{3}} \right] + \frac{\tan(\alpha) \cdot h}{\sqrt{3}} + \frac{1}{\tan(\alpha)} \cdot \ln \left(\frac{h + H_1}{h} \right) + \left(\frac{4 \cdot \mu_s}{\tan(\alpha)} \right) \cdot \ln \left[\frac{(N - \tan(\alpha) \cdot R_0)}{(N - \tan(\alpha) \cdot R_{00})} \right]$$

```

P
  p ← (p1 · Rk2 + p2 · (R02 - Rk2)) / R02
  i ← i + 1
  Pi,j ← μs
  Pi,k ← p

```

P =

	1	2	3	4	5	6	7	8	9
1	0.08	1.99	0.1	2.034	0.15	2.145	0.2	2.255	0.25
2	0.08	1.995	0.1	2.04	0.15	2.151	0.2	2.263	0.25
3	0.08	2.001	0.1	2.046	0.15	2.158	0.2	2.27	0.25
4	0.08	2.006	0.1	2.051	0.15	2.164	0.2	2.277	0.25
5	0.08	2.011	0.1	2.057	0.15	2.171	0.2	2.285	0.25
6	0.08	2.017	0.1	2.062	0.15	2.177	0.2	2.292	0.25
7	0.08	2.022	0.1	2.068	0.15	2.183	0.2	2.299	0.25
8	0.08	2.027	0.1	2.073	0.15	2.19	0.2	2.306	0.25
9	0.08	2.032	0.1	2.079	0.15	2.196	0.2	2.313	0.25
10	0.08	2.037	0.1	2.084	0.15	2.202	0.2	2.32	0.25
11	0.08	2.042	0.1	2.09	0.15	2.208	0.2	2.327	0.25
12	0.08	2.047	0.1	2.095	0.15	2.215	0.2	2.334	0.25
13	0.08	2.052	0.1	2.1	0.15	2.221	0.2	2.341	0.25
14	0.08	2.057	0.1	2.106	0.15	2.227	0.2	2.348	0.25
15	0.08	2.062	0.1	2.111	0.15	2.233	0.2	2.355	0.25
16	0.08	2.067	0.1	2.116	0.15	2.239	0.2	2.362	...

```

R :=
  k ← 0
  for μs ∈ 0
    i ← 0
    j ← k + 1
    k ← j + 1
    for R1 ∈ 1, 1.01.. 2.4
      p ← 0
      i ← i + 1
      Ri,j ← R1

```

R₁ = R =

	1
1	1
2	1.01
3	1.02
4	1.03
5	1.04
6	1.05
7	1.06
8	1.07
9	1.08
10	1.09
11	1.1
12	1.11
13	1.12
14	1.13
15	1.14
16	...

P_{0.08} := P⁽²⁾

P_{0.1} := P⁽⁴⁾

P_{0.15} := P⁽⁶⁾

P_{0.20} := P⁽⁸⁾

P_{0.25} := P⁽¹⁰⁾

ДОДАТОК Е

Акт впровадження результатів дисертаційної роботи

(02.02.079-210)		
МOTOR СІЧ	Україна	МOTOR 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. склала цей акт в тім, що за науково-технічними дослідженнями під керівництвом 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 контактної 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.

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

ЗАТВЕРДЖУЮ:

Проректор з наукової роботи,
управління розвитком та
міжнародних зв'язків
Донбаської державної
машинобудівної академії



/Турчан М.А./

« 16 » березня 2016 р.

ДОВІДКА

про пайову участь докторанта, доцента, к.т.н. Алієвої Лейли Іграмотдинівни і аспірантів Шкіри Олексія Віталійовича та Гончарук Христини Василівни в економічному ефекті від результатів впровадження спільних науково-дослідних робіт Донбаської державної машинобудівної академії з АТ «Мотор Січ».

Результати дисертаційних робіт докторанта, доцента, к. т. н. Алієвої Л.І. і аспірантів Шкіри О.В., Гончарук Х.В., а саме:

- рекомендації з розробки штампового оснащення на основі використання схем деформування комбінованим та попереочним 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.

були використані на АТ «Мотор Січ» у рамках спільних науково-дослідних робіт які забезпечують розширення номенклатури деталей, зменшення величини припусків на розміри деталей за рахунок підвищення їх точності. 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.

Пайова участь виконавців роботи складає:

П.І.Б	Відсоток, %	Економічний ефект, грн.	
		Реальний	Очікуваний
Алієва Л.І.	68	340 000	884 000
Шкіра О.В.	16	80 000	208 000
Гончарук Х.В.	16	80 000	208 000
Усього	100	500 000	1 300 000

Професор кафедри ОМТ
д.т.н., проф.



О.Є. Марков

ДОДАТОК Ж

Довідка про використання результатів дисертаційної роботи в навчальному процесі

Затверджую:
Перший проректор Донбаської
державної машинобудівної академії

 А.М. Фесенко

« _____ » _____ 2017р.

ДОВІДКА ПРО ВИКОРИСТАННЯ

Матеріали дисертаційної роботи, виконаної аспірантом кафедри «Обробка металів тиском» Гончарук Христиною Василівною на тему «Удосконалення процесів виготовлення стрижневих деталей з фланцем на основі застосування способів радіально-поздовжнього видавлювання», що містять:

- математичні залежності силових параметрів для процесів комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання;
 - рекомендації щодо використання технологічних схем комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання при виготовленні якісних деталей типу стрижень з фланцем;
 - рекомендації щодо проектування інструменту та технологічного процесу штампування деталей зі стрижнем і фланцем,
- використовуються на кафедрі «Обробка металів тиском» Донбаської державної машинобудівної академії в рамках викладання наступних спеціальних дисциплін: «Технологія ковальсько-штампувального виробництва. Холодне об'ємне штампування», «Розрахунки процесів обробки металів тиском», «Експериментально-аналітичні методи дослідження», а також при виконанні проектних та практичних робіт студентами та магістрами спеціальності 136 «Металургія», спеціалізація «Комп'ютерне проектування процесів обробки металів тиском».

Завідуючий кафедрою
«Обробка металів тиском»
д-р техн. наук, професор



I. С. Алієв