

Міністерство освіти і науки України
Донбаська державна машинобудівна академія

*Кваліфікаційна наукова
праця на правах рукопису*

Грудкіна Наталія Сергіївна

УДК 621.777.4: 621.7.01

ДИСЕРТАЦІЯ

**РОЗВИТОК ЕНЕРГЕТИЧНИХ МЕТОДІВ АНАЛІЗУ ТЕХНОЛОГІЧНИХ
РЕЖИМІВ ТА УДОСКОНАЛЕННЯ ПРОЦЕСІВ ТОЧНОГО ОБ'ЄМНОГО
ШТАМПУВАННЯ ВИДАВЛЮВАННЯМ**

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

Подається на здобуття наукового ступеня доктора технічних наук

Дисертація містить результати власних досліджень. Використання ідей,
результатів і текстів інших авторів мають посилання на відповідне
джерело _____ Н.С. Грудкіна

**Науковий консультант Алієва Лейла Іграмотдіновна,
доктор технічних наук, професор**

Краматорськ – 2021

АНОТАЦІЯ

Грудкіна Н. С. Розвиток енергетичних методів аналізу технологічних режимів та удосконалення процесів точного об'ємного штампування видавлюванням. – Кваліфікаційна наукова праця на правах рукопису.

Дисертація на здобуття наукового ступеня доктора технічних наук за спеціальністю 05.03.05 – процеси та машини обробки тиском. – Донбаська державна машинобудівна академія, Міністерство освіти і науки України, Краматорськ, 2021.

Дисертація спрямована на вирішення важливої науково-технічної проблеми підвищення ефективності процесів пластичного деформування на базі розвитку методів аналізу та проектування технологічних способів і режимів процесів точного об'ємного штампування (ТОШ) видавлюванням. Створення повноцінних і точних математичних моделей прогнозування формоутворення з урахуванням особливостей конфігурації інструменту та особливостей характеру течії металу сприятиме розробці на їх основі ефективних методів проектування процесів об'ємного деформування.

Метою є підвищення ефективності процесів точного об'ємного штампування видавлюванням на основі розвитку наукових основ енергетичних методів аналізу і розробки методики проектування технологічних процесів і оснащення.

Для досліджень використано комплексний метод, який включає проведення наставних експериментів, теоретичних досліджень силового і деформаційного режимів процесів видавлювання з використанням енергетичного методу балансу потужностей (ЕМБП), верхньої оцінки і методу скінченних елементів (МСЕ) з експериментальною перевіркою запропонованих рішень. Дослідження пластичної течії в технологічних схемах виконано методом фізичного моделювання, експериментальні дослідження проводились з використанням методів тензометрування та ділільних сіток з вимірюванням сил тертя безпосередньо в процесі холодного об'ємного деформування. Для оцінки

точності отриманих результатів експериментальних досліджень використовувалися методи статистичної обробки дослідних даних.

На підставі проведеного літературного аналізу визначено, що основні тенденції вдосконалення даної галузі обробки тиском знаходяться у площині пошуку резервних можливостей деформування за базовими схемами та розвитку процесів на основі їх поєднання із додаванням ступенів свободи течії металу. Розширення можливостей із оперативного врахування особливостей конфігурації інструменту та керування процесом сприятиме вирішенню поставленої науково-технічної проблеми підвищення ефективності процесів ТОШ видавлюванням саме за рахунок розширення можливостей використання ЕМБП та розвитку методів проектування, що в свою чергу сприятиме створенню та застосуванню нових способів комбінованого видавлювання зі складною кінематикою.

На основі виокремлення основних властивостей проведено систематизацію кінематичних трикутних та трапецеїдальних модулів за формою, розташуванням, кількістю ступенів свободи течії, варіативністю похилої межі, обмеженнями, що накладаються на форму кривої та суміжні модулі. Аналіз порівняння із відповідними кінематичними модулями прямокутної форми дозволив виявити прогалини та обґрунтувати необхідність в розробці кінематичних модулів складної конфігурації, які дозволяють моделювати течію металу зі зміною напрямків і враховують конструктивні особливості інструменту у вигляді складних елементів перехідних ділянок у вигляді фасок та заокруглень. Для вирішення проблеми неможливості використання чверті кола в якості похилої межі для кінематичного трапецеїдального модуля, запропоновано використовувати наближену за формою функцію, відхилення якої по довжині дуги і площі криволінійної трапеції не перевищує 0,8%. Це істотно розширює можливості використання методу кінематичних модулів для моделювання процесів з наявністю складної конфігурації інструменту у вигляді перехідних крайок і заокруглень. Встановлено, що радіус закруглення можна розглядати в якості параметра оптимізації форми інструменту для зниження силових

параметрів процесу деформування і як фактор управління течією металу в процесах комбінованого видавлювання з декількома ступенями свободи течії металу. Розроблено осьовий кінематичний модуль трапецеїдальної форми, що дозволяє врахувати конусність протипуансону та розглядати кут нахилу у якості варійованого параметру, що оптимізує форму інструменту.

Використання комплексу прямокутного та трапецеїдального кінематичного модуля з криволінійною похилою межею замість найуживанішого осьового прямокутної форми для моделювання форми осередку деформації в суцільній заготовці в осьовій зоні розвороту від прямого до радіального видавлювання дозволило суттєво знизити прогнозовану оцінку силового режиму. Це досягнуто завдяки можливості оптимізації за параметром α , що визначає форму похилої межі і за положенням R_2 , що визначає розміри модулів. Зменшення прогнозованої величини приведенного тиску деформування до 10% дозволило теоретично обґрунтувати можливість зниження навантаження на інструмент.

Розроблена розрахункова схема процесу радіально-прямого видавлювання стрижневих деталей із наявністю трапецеїдального кінематичного модуля дозволила визначитися із комплексом модулів згідно з викривленням ділильної сітки та аналізу напружено-деформованого стану заготовки. Це дозволило отримати зниження прогнозованих оцінок за приведеним тиском деформування до 50% по відношенню до раніше використаних розрахункових схем із наявністю прямокутних кінематичних модулів. Про правомірність використання розробленої розрахункової схеми свідчить отримана оцінка формоутворення деталі (відхилення теоретичних розрахунків від експериментально отриманих приростів осьового відростка не перевищує 7–10 %). Дана розрахункова схема може бути використана у якості автономного осередку деформації для моделювання процесів із наявністю комбінованого осередку деформації, що значно підвищує практичну цінність отриманих результатів.

Встановлено можливості використання кінематичного параметру у якості варійованого для розрахункових схем із осьовим трапецеїдальним кінематичним

модулем виключно для випадку об'єднаного осередку деформації для суміжних модулів із додатною радіальною складовою КМПШ та неможливість для випадку моделювання процесів із транзитним осередком деформації. Розвинення попередніх досліджень щодо процесів комбінованого радіально-зворотного видавлювання порожнистих деталей з фланцем включають розширення форм кривих, що відображають похилу межу трапецеїдальних модулів та встановлення меж їх використання. Розширено можливості прогнозування появи утягнення у донній частині заготовки для випадку із об'єднаним осередком деформації схеми процесу на випадок положення пуансону нижче товщини фланцевої зони аж до виродження товщини дна, що значно підвищує значущість отриманих раніше результатів. Підтверджено, що початку появи утягнення відповідає зміна характеру відносної швидкості витікання металу, що відповідає точці мінімуму і стрімкий скачок зусилля деформування на заключній стадії процесу деформування, що підтверджено експериментальними даними та МСЕ-моделюванням.

Для способу комбінованого радіально-прямого видавлювання в роз'ємних матрицях з використанням розрахункової схеми з двома ступенями свободи течії металу отримано залежності для оцінки силового режиму деформування від параметру, що визначає оптимальну швидкість течії металу в прямому напрямку і дозволяє прогнозувати формоутворення виробу. Запропонований спосіб дозволяє отримати за одну операцію складнопрофільовані порожнисті деталі з фланцем на бічній поверхні. Встановлено можливості прогнозування утягнення на заключній стадії процесу деформування на основі характеру змінення кінематичного параметру, що визначає швидкість течії металу при прямому видавлюванні для формування відростку, що підтверджено МСЕ.

Надано технологічні рекомендації з проектування процесів комбінованого суміщеного та послідовного видавлювання для отримання деталей з фланцем та осьовим відростком, типу гільз, втулок і стаканів, програмне забезпечення для розрахунку технологічних силових режимів, формоутворення і дефектоутворення, що забезпечують необхідні показники якості та допустимі

співвідношення геометричних параметрів. З застосуванням такої методики розроблені і передані на ряд підприємств ресурсозберігаючі технології комбінованого видавлювання деталей типу гільз і втулок, порожнистих і стрижневих деталей з фланцем. На нові технічні рішення, що дозволяють істотно розширити номенклатуру отримуваних виробів, отримані патенти України на корисну модель. Підвищення ефективності нових та удосконалених технологій досягнуто за рахунок зниження матеріаломісткості і трудомісткості виробництва, розширення номенклатури деталей, підвищення якості деталей і надійності технологічного оснащення. Результати досліджень, розроблені на їх основі методи розрахунків, технічні рішення та програмні модулі передані на ряд підприємств Краматорська, Дружківки та Дніпра та використовуються в наукових дослідженнях і навчальному процесі ДДМА.

Ключові слова: енергетичний метод балансу потужностей, комбіноване видавлювання, кінематичний модуль, розрахункова модель, силовий режим, формоутворення, дефектоутворення.

ABSTRACT

Hrudkina N. S. Development of energy methods for the analysis of technological modes and improvement the processes of precise volumetric stamping by extrusion. – Qualifying scientific work on the rights of the manuscript.

Dissertation for the degree of Doctor of Technical Sciences in the specialty 05.03.05 Processes and Machines of Plastic Working. – Donbass State Engineering Academy, Ministry of Education and Science of Ukraine, Kramatorsk, 2021.

The dissertation is aimed at solving an important scientific and technical problem of improving the efficiency of plastic deformation processes on the basis of the development of analysis methods and design of technological methods and modes of precise volumetric stamping processes by extrusion. Creation of new and accurate mathematical models for the prediction of forming with the specifics of the configuration of the tool and the specifics of the nature of the flow of the metal will help to develop on their basis effective methods for the design of the volumetric deforming processes.

The aim of the dissertation is to increase the efficiency of precision volumetric extrusion stamping processes based on the development of scientific foundations of energy analysis methods and the development of methods for designing technological processes and equipment.

A complex method was used for the investigations, which included the carrying out of guided experiments, theoretical studies of the force and deformation regimes of the extrusion processes with using the Energy Method of Power Balance (EMPB), the Upper Estimate Method (UEBM) and the Composite Finite Element Method (FEM) with the experimental validation of the proposed solutions. The investigation of plastic flow in technological schemes was carried out by physical modelling, experimental investigations were carried out using strain gauging and dividing grids methods with measurement of frictional forces directly in the process of cold volumetric deformation. Methods of statistical processing of experimental data were used to assess the accuracy of the obtained results of experimental studies.

On the basis of the conducted literature analysis it is determined that the main trends of the improvement of the given field of pressure treatment are in the area of the

search for reserve possibilities of deformation beyond the basic schemes and the development of processes on the basis of their integration with the addition of degrees of freedom of the metal flow. Expanding the ability to quickly take into account the features of tool configuration and process management will help solve the scientific and technical problem of improving the efficiency of TPS processes by extrusion precisely by expanding the possibilities of using EMPB processes and developing of design methods, which in turn will contribute to the creation and application of new methods of combined extrusion with complex kinematics.

On the basis of the selection of the basic properties, a systematization of the kinematic triangular and trapezoidal modules is carried out with respect to the shape, the spread, the number of degrees of freedom of the flow, the variability of the narrow gap, and the constraints imposed on the shape of the curve and on the adjacent modules.

The analysis of the comparison with the corresponding kinematic modules of the direct-current form allowed the identification of the shortcomings and the necessity to develop kinematic modules of a complex configuration, which allow the modelling of the flow of metal with changes in stresses and the design of the tool in the form of folded elements of the transition zones in the form of chamfers and curves. In order to solve the problem of the impossibility of using a quarter stake as a hollow gap for a kinematic trapezoidal module, it is proposed to use a function close in shape, the deviation of which over the length of the arc and over the area of the curvilinear trapezoid does not exceed 0.8%. This significantly expands the possibilities of using the kinematic module method for modeling processes with a complex tool configuration in the form of transition edges and curves. It is established that the rounding radius can be considered as a parameter for optimizing the shape of the tool to reduce the force parameters of the deformation process and as a factor for controlling the flow of metal in combined extrusion processes with several degrees of freedom of metal flow. An axial kinematic module of trapezoidal shape has been developed, which makes it possible to take into account the taper of the contrapunchion and consider the angle of inclination as a variable parameter that optimizes the shape of the tool.

The use of a complex of rectangular and trapezoidal kinematic modules with a curved inclined face instead of the most commonly used axial rectangular shape for modeling the shape of the deformation cell in a solid blank in the axial zone of rotation from straight to radial extrusion made it possible to significantly reduce the predicted estimate of the force regime. This is achieved thanks to the possibility of optimization by the parameter α , which determines the shape of the inclined boundary, and by the position R_2 , which determines the size of the modules. Reducing the predicted value of the reduced deformation pressure to 10% allowed us to theoretically justify the possibility of reducing the load on the tool. The developed design scheme of the process of radial-direct extrusion of rod parts with the presence of a trapezoidal kinematic module made it possible to determine the complex of modules according to the curvature of the dividing grid and the analysis of the stress-strain state of the workpiece. This allowed to obtain a reduction of the predicted scores for the applied deformation rate by up to 50% compared to previously used solution schemes with the presence of direct current kinematic modules. The validity of the application of the developed growth scheme is evidenced by the obtained assessment of the shape of the detail (the difference between the theoretical growths and the experimentally obtained growths of the axial setoffs does not exceed 7-10%). The given scheme can be used as an autonomous deformation centre for modelling of processes with the presence of a combined deformation centre, which significantly increases the practical value of the obtained results. The possibilities of using the kinematic parameter as a variable for calculation schemes with an axial trapezoidal kinematic module exclusively for the case of a combined strain cell for adjacent modules with a positive radial component of the KMPS and the impossibility of using it are established. The possibilities of predicting the appearance of traction in the bottom part of the workpiece for the case with a combined focus of deformation of the process scheme in the case of the punch position below the thickness of the flange zone up to degeneration of the bottom thickness are expanded, that significantly increases the importance of the earlier obtained results. Advances in previous research on the processes of combined radial-reverse extrusion of hollow parts with flanges include expanding the shape of curves reflecting the inclined boundary of trapezoidal modules and establishing the limits of their use. It is confirmed that the beginning of the appearance of retraction corresponds to a change in the nature of relative rate of metal

leakage, which corresponds to the minimum point, and a rapid jump in the deformation force at the final stage of the deformation process, which is confirmed by experimental data and FEM-modeling.

For the method of combined radial-direct extrusion in split matrices using a calculation scheme with two degrees of freedom of metal flow, dependences are obtained for estimating the force mode of deformation on the parameter that determines the optimal speed of metal flow in the forward direction and allows predicting product shaping. The proposed method makes it possible to obtain complex-profiled hollow parts with a flange on the side surface in one operation. The possibilities of predicting traction at the final stage of the deformation process based on the nature of changes in the kinematic parameter that determines the flow rate of metal during direct extrusion to form a process are established, that is confirmed by the FEM.

Technological recommendations are given for the design of combined and sequential extrusion processes for obtaining parts with a flange and axial process, such as sleeves, bushings and cups, software for calculating technological power modes, shaping and defect formation, providing the necessary quality indicators and permissible ratios of geometric parameters. Using this technique, resource-saving technologies for combined extrusion of parts such as sleeves and bushings, hollow and rod parts with a flange have been developed and transferred to some enterprises. Increasing the efficiency of new and improved technologies is achieved by reducing the material consumption and labor intensity of production, expanding the range of parts, improving the quality of parts and reliability of technological equipment. The results of research, calculation methods developed on their basis, technical solutions and software modules were transferred to some enterprises in Kramatorsk, Druzhkovka and Dnipro and are used in the scientific researches and educational process of DSEA.

Keywords: power balance energy method, combined extrusion, kinematic module, computational model, power mode, shaping, defect formation.

СПИСОК ПУБЛІКАЦІЙ ЗДОБУВАЧА ЗА ТЕМОЮ ДИСЕРТАЦІЇ

Наукові праці, в яких опубліковані основні наукові результати дисертації:

1. Vlasenko K., Hrudkina N., Reutova I., Chumak O. Development of calculation schemes for the combined extrusion to predict the shape formation of axisymmetric parts with a flange. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. 2018. 3/1 (93), P. 51–59. doi: <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2018.131766> (Scopus)
2. Markov O., Zlygoriev V., Gerasimenko O., Hrudkina N., Shevtsov S. Improving the quality of forgings based on upsetting the workpieces with concave facets. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. 2018. 5. 1 (95). P. 16–24. <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2018.142674> (Scopus)
3. Hrudkina N., Aliieva L., Abhari P., Kuznetsov M., Shevtsov S. Derivation of engineering formulas in order to calculate energy-power parameters and a shape change in a semi-finished product in the process of combined extrusion. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. 2019. 2. 7 (98). P. 49–57. <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2019.160585> (Scopus)
4. Hrudkina N., Aliieva L., Abhari P., Markov O., Sukhovirska L. Investigating the process of shrinkage depression formation at the combined radial-backward extrusion of parts with a flange. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. 2019. 5/1 (101). P. 49–57. <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2019.179232> (Scopus)
5. Hrudkina N. S., Aliieva L. I. Modeling of cold extrusion processes using kinematic trapezoidal modules. *FME Transactions*. 2020. 48. 2. P. 357–363. doi:10.5937/fme2002357H (WoS, Scopus)
6. Aliieva L., Hrudkina N., Aliiev I., Zhbankov I., Markov O. Effect of the tool geometry on the force mode of the combined radial-direct extrusion with compression. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. 2020. 2/1 (104). P. 15–22. <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2020.198433>(Scopus)

7. Hrudkina N., Aliieva L., Markov O., Kartamyshev D., Shevtsov S., Kuznetsov M. Modeling the process of radial-direct extrusion with expansion using a triangular kinematic module. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. 2020. 3/1 (105). P. 17–22. <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2020.203989> (Scopus)

8. Markov O.E., Aliiev I.S., Aliieva L.I., Hrudkina N.S. Computerized and physical modeling of upsetting operation by combined dies. *Journal of Chemical Technology and Metallurgy*. 2020. 55. 3. P. 640–648. (Scopus)

9. Hrudkina N., Aliieva L., Markov O., Marchenko I., Shapoval A., Abhari P., Kordenko M. Predicting the shape formation of hollow parts with a flange in the process of combined radial-reverse extrusion. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. 2020. 4/(106). P. 55–62. <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2020.203988> (Scopus)

10. Hrudkina N., Aliieva L., Markov O., Malii K., Sukhovirska L., Kuznetsov M. Predicting the shape formation of parts with a flange and an axial protrusion in the process of combined aligned radial-direct extrusion. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. 2020. 5/1 (107). P. 110–117. doi: <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2020.212018> (Scopus)

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

12. Алиева Л. И., Картамышев Д. А., Грудкина Н. С., Чучин О. В. [Технологические процессы изготовления полых деталей на основе способов комбинированного выдавливания](#). *Обработка материалов давлением*. 2018. 1 (46). С. 22–28.

13. Алиева Л. И., Грудкина Н.С., Крюгер К. Моделирование процесса радиально-обратного выдавливания полых деталей. *Mechanics and Advanced Technologies*. 2017. 1 (79). С. 91–99. DOI: <http://dx.doi.org/10.20535/2521-1943.2017.79.95873>

14. Алиева Л. И., Грудкина Н.С. Особенности проектирования процессов холодного выдавливания на основе развития модульного подхода в рамках энергетического метода. *Вісник НТУ «ХПІ»*. Харків. 2015. 24 (1133). С. 21–32.

15. Алієва Л. І., Алієв І. С., Грудкіна Н. С., Малій Х. В. Моделювання процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання деталей з фланцем. *Обработка материалов давлением*. 2019. 1 (48). С. 23–34.

16. Грудкіна Н. С. Верхня оцінка приведенного тиску деформування осевого трапецеїдального кінематичного модуля з нижньою похилою межею. *Вісник ДДМА*. 2019. 3 (47). С. 21–27.

17. Грудкіна Н. С. Оцінка формоутворення порожнистих деталей з фланцем у процесі радіально-зворотного видавлювання енергетичним методом. *Обработка материалов давлением*. 2019. 2 (49). С. 41–46. DOI: 10.37142/2076-2151/2019-2(49)41

18. Грудкіна Н.С., Алієва Л.І. Моделювання процесів комбінованого видавлювання із використанням трапецеїдальних криволінійних кінематичних модулів. *Вісник ХНТУ*. Херсон. 2020. 1(72). 1. С. 35–42. DOI: <https://doi.org/10.35546/kntu2078-4481.2020.1.1.3>

19. Грудкіна Н. С. Особливості моделювання процесів радіально-поздовжнього видавлювання із використанням трикутних кінематичних модулів. *Вісник КрНУ імені Михайла Остроградського*. 2020. 2 (121). С. 116–121. DOI: 10.30929/1995-0519.2020.2.110-115

20. Грудкіна Н. С. Моделювання процесів комбінованого радіально-прямого видавлювання складнопрофільованих порожнистих деталей із використанням методу кінематичних модулів. *Вісник КНУТД. Мехатронні системи. Енергоефективність та ресурсозбереження*. 3 (146). 2020. С. 69–78. <https://doi.org/DOI:10.30857/1813-6796.2020.3.6>

21. Грудкіна Н. С. Математичне моделювання процесів радіально-поздовжнього видавлювання з використанням трапецеїдальних кінематичних модулів. *Вісник КрНУ імені Михайла Остроградського*. 2020. 4 (123). С. 78–83. DOI: 10.30929/1995-0519.2020.4.78-83

22. Грудкіна Н., Марков О. Математичне моделювання процесів холодного видавлювання зі складною конфігурацією інструменту. *Технічні науки та технології*. 2020. 3 (21). С. 89–97. DOI: 10.25140/2411-5363-2020-3(21)-89-97

23. Грудкіна Н. С. Аналіз вбудовуваності осевого трапецеїдального кінематичного модуля з нижньою похилою межею в розрахункові схеми моделювання процесів поздовжньо-поперечного видавлювання. *Вісник Національного технічного університету «ХПІ»*. Серія: *Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії*: зб. наук. пр. Харків : НТУ «ХПІ». 2020. 2 (1356). С. 7–12. ISSN 2519-2671.

24. Грудкіна Н. С. Математичне моделювання процесів холодного видавлювання із використанням кінематичних модулів складної конфігурації. *Обработка материалов давлением*. 2020. 1 (50). С. 45–49.

Наукові праці апробаційного характеру:

25. Алиева Л. И., Мартынов С. В., Грудкина Н. С., Мясущкин Е. А. Возникновение утяжин при прямом выдавливании на оправке. *І научно-техническая конференция «Энергомашспецсталь – 2007»*. Краматорск : ПАО «Энергомашспецсталь». 2007. С. 33–35.

26. Алієв І. С., Мартинов С. В., Грудкіна Н. С. Штамп для отримання порожнистих деталей з внутрішнім фланцем. *Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку : матеріали VIII Міжнародної науково-технічної конференції*. Краматорськ : ДДМА. 2010. С. 5.

27. Алиева Л. И., Грудкина Н. С. Особенности исследования процесса комбинированного радиально-обратного выдавливания полых деталей с фланцем с разъединенным очагом деформации. *Тези доповідей V Міжнародної науково-технічної конференції «Теоретичні та практичні проблеми в обробці матеріалів тиском і якості фахової освіти», присвяченої 115-річчю підготовки спеціалістів в області ОМТ*. Київ: НТТУ «КПІ». 19–23 травня 2014. С. 87–89.

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

29. Алиева Л.И., Жбанков Я.Г., Грудкина Н.С., Абхари П.Б. Дефектообразование в процессах холодного выдавливания. *Теоретичні та практичні проблеми в обробці матеріалів тиском і якості фахової освіти. Матеріали VII Міжнародної науково-технічної конференції*. Київ–Херсон, 2016. С. 148–152.

30. Марков О.Е., Алиев И.С., Алиева Л.И., Грудкина Н.С. Компьютерное и физическое моделирование процесса осадки комбинированным инструментом. *Современные инновации в области науки, технологий и интеграции знаний: Сборник материалов юбилейной международной научно-практической конференции, посвященной 60-летию Рудненского индустриального института*. Рудный, Казахстан. 2019. С. 337–353. ISBN 978-601-7994-10-5.

31. Грудкіна Н. С. Пошук прийомів спрощення попередньої оцінки формозмінення напівфабрикату у процесах комбінованого видавлювання з декількома степенями свободи течії. *Матеріали Міжнародної науково-технічної конференції «Університетська наука-2019» 16–17 травня 2019 року*. Маріуполь: ПДТУ. 2019. 1. С. 61–62.

32. Грудкіна Н.С. Моделювання процесів холодного видавлювання енергетичним методом із використанням кінематичних модулів складної конфігурації. *Матеріали VI Міжнародної науково-практичної конференції «Сучасні технології промислового комплексу – 2020»*. Херсон: ХНТУ. 2020. С. 97–100.

33. Грудкіна Н.С. Оцінка силового режиму у процесах холодного видавлювання із використанням кінематичних модулів складної конфігурації. *Матеріали XI Міжнародної науково-технічної конференції «Теоретичні та практичні проблеми в обробці матеріалів тиском і якості фахової освіти», присвяченої 90-річчю кафедри ОМТ*. Київ. 2020. С. 416–419.

34. Грудкіна Н. С., Алієв І. С., Алієва Л. І., Таган Л. В. Використання кінематичних параметрів для оптимізації силових характеристик процесів комбінованого суміщеного видавлювання. *Матеріали Міжнародної науково-технічної конференції «Університетська наука-2020» 20–21 травня 2020 року*. Маріуполь : ПДТУ. 2020. С. 85–87.

35. Грудкіна Н.С., Алієва Л.І., Марков О.Є., Корденко М.Ю. Особливості проектування штампів для холодного видавлювання прецизійних деталей. *Матеріали VI Міжнародної науково-практичної конференції «Сучасні технології промислового комплексу – 2020»*. Херсон: ХНТУ. 2020. 6. С. 289–292.

Опубліковані праці, які додатково відображають наукові результати дисертації:

36. Пат. 51884 Україна, В21J 13/02. Штамп для отримання порожнистих деталей з внутрішнім фланцем. Алієва Л. І., Мартинов С. В., Грудкіна Н. С. u200913740; заявл. 28.12.2009; опубл. 10.08.2010. Бюл. 15.

37. Пат. 65528 України. В21J 13/02 (2006.01). Штамп для отримання порожнистих деталей з зовнішнім та внутрішнім фланцем. Алієва Л. І., Мартинов С. В., Грудкіна Н. С. u201105798; заявл. 10.05.2011; опубл. 12.12.2011. Бюл. 23.

38. Пат. 138662 Україна. МПК (2006) В21К 21/00. Спосіб комбінованого видавлювання порожнистих деталей. Алієва Л.І., Алієв І.С, Грудкіна Н.С., Левченко В.М., Малій Х.В. u201904812; заявл. 06.05.2019; опубл. 10.12.2019. Бюл. 23.

39. Алиева Л.И., Мартынов С.В., Грудкина Н.С., Комиренко А.Д. Технологическая деформируемость при штамповке стаканов с фланцем. *Научный Вестник ДГМА*. Краматорск: ДГМА. 2013. 1 (11Е). С. 20–24. URL : [http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/science_vesnik/%E2%84%961\(11%D0%95\)_2013/article/5.pdf](http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/science_vesnik/%E2%84%961(11%D0%95)_2013/article/5.pdf)

40. Гончарук К. В., Алиева Л. И., Грудкина Н. С., Таган Л. В., Шкира А. В. Анализ влияния формы инструмента на энергосиловые параметры при комбинированной осадке. *Научный Вестник ДГМА*. Краматорск. 2015. 3 (18Е). С. 70–79.

ЗМІСТ

| | |
|---|----|
| ВСТУП | 23 |
| РОЗДІЛ 1. АНАЛІЗ ПЕРСПЕКТИВНИХ НАПРЯМКІВ І МЕТОДІВ ВИРІШЕННЯ ТЕОРЕТИЧНИХ ТА ПРАКТИЧНИХ ЗАДАЧ СТВОРЕННЯ І РЕАЛІЗАЦІЇ ТЕХНОЛОГІЙ ПРОЦЕСІВ ОБ'ЄМНОГО ПЛАСТИЧНОГО ДЕФОРМУВАННЯ | 31 |
| 1.1 Загальні тенденції, перспективи та проблеми розвитку технологій об'ємного пластичного деформування | 31 |
| 1.1.1 Загальні тенденції та перспективи розвитку технологій об'ємного пластичного деформування | 34 |
| 1.1.2. Резервні можливості процесів видавлювання з одним ступенем свободи течії металу | 43 |
| 1.1.3 Перспективи розвитку процесів комбінованого видавлювання з декількома ступенями свободи течії металу | 50 |
| 1.2 Моделювання процесів холодного комбінованого видавлювання | 60 |
| 1.2.1 Енергетичні методи дослідження процесів холодного видавлювання | 60 |
| 1.2.2 Моделювання процесів комбінованого видавлювання методом скінченних елементів | 71 |
| 1.2.3 Експериментально-аналітичні та експериментальні методи | 75 |
| 1.3 Дефектоутворення та оцінка деформованості заготовок в процесах холодного видавлювання | 77 |
| 1.4 Розробка і освоєння технологій і оснащення об'ємного деформування | 88 |
| Висновки | |
| РОЗДІЛ 2. ВИБІР НАПРЯМКІВ І МЕТОДІВ ДОСЛІДЖЕНЬ | 95 |
| 2.1 Визначення перспективних напрямків розвитку методики досліджень технологічних режимів точного об'ємного штампування видавлюванням | 95 |

| | |
|--|-----|
| | 18 |
| 2.2 Методика проведення теоретичних досліджень енергетичним методом балансу потужностей та верхньої оцінки | 101 |
| 2.2.1 Загальні положення енергетичного методу балансу потужностей та методу верхньої оцінки | 101 |
| 2.2.2 Метод кінематичних модулів | 106 |
| 2.2.3 Прийоми спрощення розрахунків приведенного тиску деформування кінематичних модулів складної конфігурації | 108 |
| 2.3 Імітаційне моделювання за допомогою методу скінченних елементів | 114 |
| 2.4 Методика визначення напружено-деформованого стану | 117 |
| 2.5 Методика експериментальних досліджень | 121 |

Висновки

| | |
|--|-----|
| РОЗДІЛ 3. РОЗВИТОК ЕНЕРГЕТИЧНОГО МЕТОДУ БАЛАНСУ ПОТУЖНОСТЕЙ НА ОСНОВІ СИСТЕМАТИЗАЦІЇ КІНЕМАТИЧНИХ МОДУЛІВ СКЛАДНОЇ КОНФІГУРАЦІЇ | 129 |
| 3.1 Аналіз основних ознак кінематичних модулів із непаралельною течією | 130 |
| 3.2 Аналіз проблем та напрямків розширення можливостей використання кінематичних модулів трапецеїдальної форми | 133 |
| 3.2.1 Дослідження кільцевого узагальненого трапецеїдального кінематичного модуля із радіальною течією | 133 |
| 3.2.2 Дослідження осьового узагальненого трапецеїдального кінематичного модуля із поздовжньою течією | 139 |
| 3.2.3 Дослідження осьового узагальненого трапецеїдального кінематичного модуля із зміною напрямку течії | 143 |
| 3.2.4 Аналіз розширення можливостей кінематичних модулів трапецеїдальної форми із декількома ступенями свободи течії | 147 |
| 3.3 Аналіз проблем та напрямків розширення можливостей використання кінематичних модулів трикутної форми | 162 |

| | |
|---|-----|
| | 19 |
| 3.3.1 Аналіз можливостей розширення застосування кільцевого кінематичного трикутного модуля із двома криволінійними межами | 162 |
| 3.3.2 Аналіз проблем та можливостей розширення застосування кільцевого кінематичного трикутного модуля із прямокутною межею | 168 |
| 3.4 Систематизація та виокремлення напрямків розширення можливостей кінематичних модулів складної конфігурації | 177 |
| 3.4.1 Систематизація кінематичних модулів трапецеїдальної та трикутної форми | 177 |
| 3.4.2 Виокремлення напрямків розширення можливостей кінематичних модулів складної конфігурації | 179 |
| Висновки | |
| РОЗДІЛ 4. РОЗРОБКА ТА РОЗВИТОК КІНЕМАТИЧНИХ МОДУЛІВ СКЛАДНОЇ КОНФІГУРАЦІЇ З ПОХИЛИМИ КРИВОЛІНІЙНИМИ МЕЖАМИ | 188 |
| 4.1 Розробка осьового кінематичного модуля трапецеїдальної форми з похилою межею | 190 |
| 4.1.1 Побудова КМПШ осьового кінематичного модуля трапецеїдальної форми з похилою межею | 190 |
| 4.1.2 Аналіз доцільності використання лінеаризації інтенсивності деформацій осьового модуля трапецеїдальної форми з похилою межею | 193 |
| 4.1.3. Аналіз можливості використання модуля у якості внутрішнього із межуванням за похилою межею з застійною зоною | 196 |
| 4.2 Розробка кінематичного трапецеїдального модуля із заокругленням | 200 |
| 4.3. Розробка внутрішніх криволінійних кінематичних модулів | 208 |

| | |
|--|-----|
| | 20 |
| 4.3.1 Розробка внутрішнього кінематичного модуля трикутної форми з криволінійною межею | 208 |
| 4.3.2 Розробка комплексів кінематичних модулів моделювання течії металу в осьовій зоні розвороту від прямого до радіального видавлювання | 215 |
| 4.3.3 Порівняльний аналіз побудованих комплексів кінематичних модулів | 219 |
| 4.4 Удосконалення кінематичних трапецеїдальних модулів з двома ступенями свободи течії металу | 230 |
| 4.5 Особливості оперативного вбудовування кінематичних модулів різної конфігурації в загальні розрахункові схеми | 238 |
| Висновки | |
| РОЗДІЛ 5. МОДЕЛЮВАННЯ ЕНЕРГЕТИЧНИМИ МЕТОДАМИ ПРОЦЕСІВ ТОЧНОГО ОБ'ЄМНОГО ШТАМПУВАННЯ ВИДАВЛЮВАННЯМ | 243 |
| 5.1 Моделювання процесу комбінованого радіально-прямого видавлювання деталей з фланцем та осьовим відростком | 243 |
| 5.1.1 Побудова альтернативної розрахункової схеми процесу комбінованого радіально-прямого видавлювання деталей з фланцем та осьовим відростком | 243 |
| 5.1.2 Аналіз величини приведенного тиску розрахункової схеми процесу | 249 |
| 5.1.3 Прогнозування формоутворення напівфабрикату в процесі комбінованого радіально-прямого видавлювання деталей з фланцем та осьовим відростком | 253 |
| 5.2 Розширення можливостей моделювання процесів послідовного радіально-прямого видавлювання | 259 |
| 5.2.1 Моделювання процесів послідовного радіально-прямого видавлювання з обтисненням | 259 |

| | |
|--|-----|
| | 21 |
| 5.2.2 Моделювання процесів послідовного радіально-прямого видавлювання з роздаванням із наявністю складної конфігурації інструменту | 270 |
| 5.3 Розширення можливостей моделювання процесів комбінованого радіально-зворотного видавлювання порожнистих деталей з фланцем | 291 |
| 5.3.1 Узагальнені розрахункові схеми процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання порожнистих деталей з фланцем | 291 |
| 5.3.2 Прогнозування дефектоутворення у вигляді утягнення в доній частині заготовки | 307 |
| 5.3.3 Особливості моделювання процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання із наявністю транзитного осередку деформації | 332 |
| 5.3.4 Рекомендації по використанню розрахункових схем для прогнозування формоутворення напівфабрикату | 340 |
| 5.4 Моделювання отримання порожнистих деталей із складним зовнішнім профілем комбінованим радіально-прямим видавлюванням в два етапи | 341 |
| 5.5 Моделювання процесів осадження | 350 |
| 5.5.1 Моделювання процесу осадження профільованої заготовки | 350 |
| 5.5.2 Вплив конфігурації кільцевого інструменту на формоутворення напівфабрикату у процесі комбінованого осадження | 359 |
| Висновки | |
| РОЗДІЛ 6. УДОСКОНАЛЕННЯ ТА РОЗРОБКА ТЕХНОЛОГІЧНИХ ПРОЦЕСІВ ТОЧНОГО ОБ'ЄМНОГО ШТАМПУВАННЯ ВИДАВЛЮВАННЯМ | 368 |
| 6.1 Основні етапи проектування технологічного процесу точного об'ємного штампування видавлюванням | 368 |

| | |
|---|-----|
| | 22 |
| 6.2 Реалізація можливостей методу кінематичних модулів в рамках проектування процесів точного об'ємного штампування видавлюванням | 371 |
| 6.2.1 Застосування методу кінематичних модулів в рамках проектування процесів точного об'ємного штампування видавлюванням | 371 |
| 6.2.2 Програмна реалізація досліджень в рамках енергетичного методу балансу потужностей | 375 |
| 6.3 Розробка рекомендацій із технологій, штампового оснащення та способів пластичного деформування | 382 |
| 6.3.1 Розробка технологій та штампового оснащення для процесів комбінованого видавлювання отримання порожнистих деталей з фланцем | 382 |
| 6.3.2 Розробка штампового оснащення для отримання порожнистих деталей з фланцем | 388 |
| 6.3.3 Спосіб комбінованого видавлювання для виготовлення порожнистих деталей з профільованою зовнішньою поверхнею | 391 |
| 6.3.4 Розробка технології пластичного деформування заготовки для деталі типу ступінчастої втулки | 394 |
| Висновки | |
| ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ | 399 |
| СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ | 403 |
| ДОДАТКИ | 438 |

ВСТУП

Актуальність теми. Актуальність проблеми. На сучасному етапі розвитку промисловість пред'являє високі вимоги до технологічних процесів, які повинні забезпечувати виробництво якісних виробів з високими експлуатаційними характеристиками, дотримання яких стає можливим перш за все за рахунок розробки та впровадження нових наукоємних і ресурсозберігаючих технологій. Різноманіття методів обробки металів тиском (ОМТ) робить першочерговою задачу вибору найбільш раціонального та економічно обумовленого з наявних. З огляду на це перспективним напрямком створення високоефективних технологій є застосування способів точного об'ємного штампування (ТОШ), які дозволяють отримувати напівфабрикати з формою, розмірами і якістю, які наближаються або відповідають готовим виробам, що значно зменшує або повністю виключає необхідність доопрацювання різанням.

Проектування технологій холодного видавлювання для отримання виробів із заданими властивостями пов'язане з вирішенням цілого комплексу завдань. Основними є визначення оптимальних технологічних параметрів і режимів обробки та умов сталого протікання процесів пластичного формозмінення, прогнозування формоутворення деталі, що є особливо важливим етапом оцінки можливостей застосування комбінованого видавлювання з декількома ступенями свободи течії металу, яке протікає в оптимальному саморегульованому режимі. Також необхідним є визначення навантажень на деформувальний і формоутворювальний інструменти, оптимальної форми і стійкості інструменту, оцінка напружено-деформованого стану (НДС) та прогнозування можливості дефектоутворення і т.д. Незважаючи на високу ефективність, приклади освоєння способів комбінованого видавлювання послідовного або суміщеного з наявністю декількох ступенів свободи течії металу обмежені як колом досліджуваних процесів, так і діапазоном технологічних факторів. Приклади успішного вирішення конкретних практичних завдань з дослідження широкого кола процесів нерозривно пов'язані із розвитком та постійним удосконаленням енергетичних методів та скінченно-елементного моделювання. Особливо актуальним

з огляду на можливості удосконалення штампового оснащення є питання визначення впливу конструктивних особливостей конфігурації інструменту на силовий режим, НДС та формоутворення деталі. Однак в даний час недостатньо науково обґрунтованих рекомендацій з проектування технологічних режимів, визначення оптимальної форми інструментів та оцінки технологічних можливостей способів комбінованого видавлювання з точки зору ефективного керування формоутворенням деталей.

Розв'язок окреслених проблем пов'язаний в першу чергу з розвитком ефективних теоретичних методів досліджень процесів комбінованого холодного видавлювання, основним з яких є метод балансу потужностей. Створення повноцінних і точних математичних моделей прогнозування формоутворення з урахуванням особливостей конфігурації інструменту та особливостей характеру течії металу сприятиме розробці на їх основі ефективних методів проектування процесів об'ємного деформування.

Зважаючи на вищевикладене, науково-прикладна проблема вдосконалення і розвитку методів проектування технологічних процесів точного об'ємного штампування на базі розвитку наукових основ енергетичного методу балансу потужностей, є **актуальною**.

Зв'язок з науковими програмами, планами, темами. Результати роботи спрямовані на вирішення завдань, поставлених у Програмі науково-технічного розвитку Донецької області на період до 2020 року. Тема дисертаційної роботи відповідає науковому напрямку «Розвиток ресурсозберігаючих процесів обробки тиском на основі створення нових технологічних способів і методик аналізу закономірностей пластичного деформування» наукової школи «Обробка металів тиском» Донбаської державної машинобудівної академії. Робота виконана в рамках держбюджетних науково-дослідних робіт (НДР) за планами Міністерства освіти і науки України та виконаних на кафедрі ОМТ ДДМА (№ держреєстрації 0115U003123, 0115U004736, 0117U001164, 0119U000242), де авторка була виконавцем, та виконаних на кафедрі КДіМПМ ДДМА (№ держреєстрації 0120U101973), де авторка є відповідальним виконавцем, а також в рамках спільних науково-дослідних робіт з рядом підприємств.

Мета дисертаційної роботи і задачі дослідження:

Мета роботи полягає в підвищенні ефективності процесів точного об'ємного штампування на основі розвитку наукових основ енергетичних методів аналізу і розробки методики проектування технологічних процесів і оснащення.

Для досягнення зазначеної мети поставлені і розв'язані задачі:

- проведення аналізу проблем, тенденцій розвитку нових та резервних можливостей відомих технологій точного об'ємного штампування (ТОШ);

- розвиток методу кінематичних модулів (МКМ) для моделювання процесів комбінованого об'ємного деформування на основі розробки нових та розширення можливостей відомих кінематичних модулів складної конфігурації;

- виявлення властивостей кінематичних модулів складної форми та обмежень для їх використання із урахуванням їх розташування в осередку деформації та особливостей НДС формування осередку деформацій із подальшою розробкою рекомендацій щодо раціональності їх використання;

- розвиток методів розрахунку та проектування способів ТОШ видавлюванням, що включають теоретично і експериментально обґрунтовані залежності і комп'ютерні моделі для визначення енергосилових параметрів, прогнозування поетапного та граничного формоутворення, в тому числі з можливим дефектоутворенням;

- вивчення закономірностей формоутворення і технологічних можливостей процесів холодного видавлювання, розширення сфери їх застосування шляхом розробки нових рішень, які враховують конструктивні особливості інструменту у вигляді складних елементів перехідних ділянок;

- удосконалення способів ТОШ видавлюванням складнопрофільованих деталей, розробка нових технологічних способів, технічних рішень і технологічних процесів, що забезпечують розширення можливостей та підвищення якості деталей із зниженням матеріальних і енергетичних витрат;

- удосконалення методів проектування процесів точного об'ємного штампування видавлюванням на основі розроблених розрахункових моделей із можливістю оперативної вбудовуваності кінематичних модулів

- підготовка результатів теоретичних і конструкторсько-технологічних розробок до практичного застосування. Розробка рекомендацій з проектування і

впровадження результатів проведених досліджень на виробництві.

Об'єкт дослідження. Технологічні процеси і оснащення точного об'ємного штампування видавлюванням.

Предмет дослідження. Методи енергетичного аналізу технологічних режимів, розрахунку і оцінки можливостей процесів точного об'ємного штампування видавлюванням на основі врахування схем течії і параметрів інструменту.

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

Теоретичні дослідження силового і деформаційного режимів процесів видавлювання проведені з використанням енергетичних методів і методу скінченних елементів (МСЕ), експериментальні дослідження виконано методом фізичного моделювання. Механічні властивості визначені випробуванням зразків стандартними методами, експериментальні дослідження проводились з використанням методів тензометрії та ділильних сіток. Для оцінки умов контактного тертя використані спеціальні пристрої для вимірювання сил тертя безпосередньо в процесі холодного об'ємного деформування. Для оцінки точності отриманих результатів експериментальних досліджень використовувалися методи статистичної обробки дослідних даних.

Наукова новизна отриманих результатів.

1. *Вперше* на основі енергетичного методу балансу потужностей із застосуванням кінематичних модулів складної конфігурації розроблено комплекс математичних моделей процесів видавлювання, використання яких *дозволяє* встановити енергосилові режими та визначити оптимальну конфігурацію інструменту із наявністю конструктивних особливостей у вигляді складних елементів перехідних ділянок, в тому числі із заокругленням.

2. *Отримав подальший розвиток* метод кінематичних модулів для математичного моделювання на основі енергетичного методу балансу потужностей, який відрізняється розширенням можливостей відомих та розробкою кінематичних

модулів нових конфігурацій із наявністю похилих меж різної форми, встановленням та використанням їх властивостей, що *дає можливість* проведення оперативного аналізу силового режиму деформування і поетапного формоутворення деталей в процесах комбінованого послідовного та суміщеного видавлювання з декількома ступенями свободи течії металу.

3. *Отримали розвиток* методи та прийоми спрощення оцінки приведенного тиску деформування кінематичних модулів трапецеїдальної та трикутної форми із криволінійними межами, *завдяки* чому вдалося отримати вираз потужності сил деформування в аналітичному вигляді, що *дає можливість* проводити подальшу оптимізацію силового режиму з прогнозуванням формозмінення напівфабрикату.

4. *Вперше* в рамках використання енергетичного методу балансу потужностей обґрунтовано можливість використання швидкості течії металу у поздовжньому напрямку у якості варіюємого кінематичного параметру для осьового трапецеїдального модуля виключно за умови наявності додатної радіальної складової швидкості суміжних модулів, що *дозволило* отримати дані щодо прогнозування силового режиму та приростів напівфабрикату у вигляді інженерних формул.

5. *Отримали розвиток* уявлення на основі використання даних НДС та викривлення ділильних сіток про особливості формування осередку деформації в осьовій зоні розвороту до радіальної течії металу, *суть новизни яких полягає* у встановленні оптимальної форми у вигляді комплексу прямокутного та трапецеїдального кінематичних модулів з криволінійною межею розділу течії металу всередині заготовки, що *сприяло зниженню* прогнозованої оцінки силового режиму в процесах з наявністю радіальної складової течії металу.

6. *Отримали розвиток* уявлення про особливості вбудовуваності розроблених та узагальнення існуючих кінематичних модулів складної конфігурації та їх комплексів, *суть новизни яких полягає* у встановленні обмежень щодо раціональності їх використання у розрахункових схемах із урахуванням особливостей формування різних осередків деформації та конфігурації суміжних модулів, що *забезпечило підвищення* оперативності енергетичного методу балансу потужностей з визначення оптимального силового режиму та керування формоутворенням напівфабрикату.

Практичне значення отриманих результатів.

Практичну цінність дисертаційної роботи складають наступні її основні результати:

- рекомендації з вибору кінематичних модулів складної конфігурації із виокремленням властивостей та особливостей використання, які дозволяють виділити перспективні напрямки розробки нових кінематичних модулів з криволінійними межами, що сприятиме розширенню можливості енергетичного методу балансу потужностей (ЕМБП) для моделювання нових способів комбінованого видавлювання складних деталей в умовах додаткових впливів;

- методика розрахунків процесів комбінованого видавлювання та осадження, в тому числі із застосуванням кінематичних модулів з двома ступенями свободи течії, що дозволяють оперативно і повно досліджувати процеси деформування напівфабрикату із прогнозуванням силового режиму, формоутворення та дефектоутворення;

- удосконалення способів послідовного та суміщеного комбінованого видавлювання за рахунок визначення оптимальної форми інструменту із наявністю конструктивних особливостей у вигляді складних елементів перехідних ділянок в формі фасок і заокруглень та встановлення закономірностей формоутворення та дефектоутворення, що дозволяють підвищити ступінь керованості течією металу;

- методики проектування технологічних процесів та технічні рішення виготовлення складнопрофільованих деталей типу гільз, втулок і стаканів, що дозволяють знизити витрати на технологічну підготовку виробництва і процесів радіального і комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання порожнистих і суцільних деталей з фланцем, що сприяють розширенню можливостей процесів штампування за рахунок ускладнення конфігурації отримуваних деталей і виключення можливості дефектоутворення.

Методичні матеріали та рекомендації з проектування процесів і оснащення комбінованого видавлювання і штампування в роз'ємних матрицях передані для промислового освоєння на ПрАТ «Новокраматорський машинобудівний завод» (НКМЗ, м. Краматорськ), ПАТ «Енергомашспецсталь» (ЕМСС, м. Краматорськ), ПАТ Дружківський завод металевих виробів» (ДЗМВ, м. Дружківка) і ТОВ

«Завод рейкових скріплень» (ЗРС, м. Дніпро). Результати досліджень використовуються в навчальному процесі при викладанні курсів «Теорія процесів кування і штампування» і «Холодне об'ємне штампування» та практичних, лабораторних і проектних робіт студентами та магістрами.

Особистий внесок здобувачки полягає в наступному: обґрунтування мети роботи, розробка основних ідей і методик досліджень, постановка і рішення задач дисертаційної роботи; розробка комплексу математичних моделей процесів комбінованого послідовного та суміщеного видавлювання на основі удосконалення існуючих та розробки нових кінематичних модулів складної форми; вдосконалення і застосування методики оцінки можливого дефектоутворення у вигляді утягнення і керування формоутворенням деталі; розробка технологічних рекомендацій і методик проектування процесів комбінованого видавлювання з урахуванням отриманої бази комплексів кінематичних модулів та розрахункових моделей; розробка способів і пристроїв об'ємного формоутворення. Авторка планувала і проводила експериментальні дослідження, обробку та аналіз отриманих результатів, а також брала участь у розробці технологій і оснащення для виготовлення деталей з номенклатури заводів і впровадженні результатів роботи у виробництво. Особистий внесок автора в роботах, опублікованих у співавторстві, відображено в анотації до списку опублікованих праць за темою дисертації.

Апробація роботи. Основні положення роботи, наукові та практичні результати доповідалися на міжнародних науково-технічних конференціях (МНТК) всеукраїнських та регіональних науково-технічних (НТК) і науково-практичних конференціях (НПК), в тому числі: НТК «Енергомашспецсталь – 2007» (Краматорськ, 2007); VIII, XIII МНПК «Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку» (Краматорськ, 2010, 2015); НТК «Ресурсозбереження та енергоефективність процесів і обладнання обробки тиском в машинобудуванні та металургії», присвяченій 125-річчю НТУ «ХП» (Харків, 2010); IV НТК «Ресурсозбереження та енергоефективність процесів і обладнання обробки тиском в машинобудуванні та металургії» (Харків, 2012); V МНТК «Теоретичні та практичні проблеми в обробці матеріалів тиском і якості фахової освіти», присвяченій 115-річчю підготовки спеціалістів в області ОМТ (Київ, 2014); XVII МНТК

«Досягнення і проблеми розвитку технологій та машин обробки тиском», присвяченій 80-річчю ПАТ «НКМЗ» (м. Краматорськ, 2014); VII МНТК «Теоретичні та практичні проблеми в обробці матеріалів тиском і якості фахової освіти» (Київ – Херсон, 2016); МНТК «Університетська наука-2019» (Маріуполь), ювілейній МНПК «Сучасні інновації в області науки, технологій інтеграції знань», присвяченій 60-річчю Рудненського індустріального інституту (м. Рудний, Казахстан, 2019); МНТК «Університетська наука-2020» (Маріуполь); VI МНПК «Сучасні технології промислового комплексу» (Херсон, 2020); XI МНТК «Теоретичні та практичні проблеми в обробці матеріалів тиском і якості фахової освіти», присвяченій 90-річчю кафедри ОМТ (Київ, 2020); XIX–XXIII МНТК «Досягнення і проблеми розвитку технологій і машин обробки тиском» (Краматорськ, 2016 – 2020) та на науковому семінарі при спеціалізованій раді Д.12.105.01 (ДДМА, 2020).

Публікації. Матеріали дисертаційної роботи опубліковані в 40 роботах, у тому числі 10 статей в міжнародних наукових журналах, які входять до бази даних Scopus та WoS, 14 у фахових та періодичних зарубіжних виданнях, в тому числі 7 з них одноосібні, 11 робіт опубліковано в матеріалах міжнародних конференцій, 2 роботи опубліковано в галузевих збірниках, на нові технічні рішення отримані 3 патенти України на корисну модель.

Структура та обсяг роботи. Дисертація складається зі вступу, шести розділів основної частини, висновків, списку використаних джерел та додатків. Загальний обсяг дисертації становить 485 сторінок машинописного тексту, з них 310 сторінок основного тексту, 184 рисунки і 20 таблиць, список використаних джерел з 302 найменувань на 35 сторінках, анотації і 7 додатків, що включають і список опублікованих праць за темою дисертації і перелік науково-технічних конференцій.

Автор висловлює щире подяку науковому консультанту професору Алієвій Л.І. за поради і консультації, докторанту Левченку В.М., професору Абхарі П.Б, завідувачу кафедри ОМТ, професору Алієву І.С., завідувачу кафедри КДіМППМ, професору Маркову О.Є., співробітникам та аспірантам кафедри ОМТ за допомогу при проведенні експериментальних досліджень і оформленні дисертації.

РОЗДІЛ 1

АНАЛІЗ ПЕРСПЕКТИВНИХ НАПРЯМКІВ І МЕТОДІВ ВИРІШЕННЯ ТЕОРЕТИЧНИХ ТА ПРАКТИЧНИХ ЗАДАЧ СТВОРЕННЯ І РЕАЛІЗАЦІЇ ТЕХНОЛОГІЙ ПРОЦЕСІВ ОБ'ЄМНОГО ПЛАСТИЧНОГО ДЕФОРМУВАННЯ

1.1 Загальні тенденції, перспективи та проблеми розвитку технологій об'ємного пластичного деформування

У сучасних умовах галузі машинобудування відіграють одну з ключових ролей у забезпеченні розвитку економіки України. В цьому контексті пріоритети визначаються пошуком, розробкою і освоєння надсучасних наукоємних технологій, на противагу класичним способам формоутворення деталей шляхом зняття стружки. В реаліях сьогодення наявність різноманіття методів обробки металів тиском (ОМТ) робить актуальною задачу вибору найбільш раціонального і економічно обумовленого з наявних. Дослідження останніх років ведуться як в напрямку вирішення конкретних практичних завдань, таких і з позиції розвитку теоретичних основ моделювання процесів деформування. Напрямки теоретичних досліджень стосуються методів опису форми тіл, проблем та пошуку прийомів спрощення оцінок силових режимів і поетапного формоутворення напівфабрикату і т.д.

До перспективних ресурсозберігаючих технологій наразі відносять і процеси методів ОМТ, заснованих на холодній пластичній деформації, що дозволяють отримувати заготовки із розмірами і якістю, які наближаються необхідних готових деталей, завдяки чому зменшується або повністю виключається доопрацювання різанням. Стійка тенденція до розширення номенклатури і матеріалів деталей, отриманих із застосуванням процесів холодного видавлювання, вказує на необхідність глибоких досліджень щодо визначення розширення технологічних

можливостей цих процесів. Проектування технологій для отримання виробів із заданими характеристиками пов'язане з вирішенням цілого комплексу завдань з визначення оптимальних технологічних параметрів і режимів обробки, навантаження на інструменти (деформуючий і формоутворюючий), умов сталості протікання процесів пластичного формозмінення, напружено-деформованого стану (НДС), із прогнозуванням дефектоутворення, вибором мастил і т.д.

Інтенсивний розвиток технологій ОМТ засновано на фундаментальній науковій базі, що визначаються дослідженнями плеяди вітчизняних та зарубіжних вчених в області пластичного деформування та теорії деформівності, інтенсифікації ковальсько-штампувального виробництва та різними аспектами розробки та проектування процесів об'ємного деформування.

Сучасний стан розвитку механіки суцільного середовища і деформованого твердого тіла дозволяє вирішити широке коло практичних задач ОМТ. Аналітичне вивчення цих процесів базується на математичній теорії пластичності [1-7], основні положення якої були сформульовані видатними вченими О.Л. Коші, Б. Сен-Венаном, Х. Треска, М. Губером, Р. Мізесом. Значний внесок у розвиток теорії пластичності, вироблення визначальних співвідношень та розробку методів рішення задач внесли такі вчені, як В. Авіцура, Ю. А. Алюшин, А. Балтов, М. Я. Бровман, А.Л. Воронцов, С. І. Губкін, Г. Я. Гун, В. М. Данченко, У. Джонсон, Ю. В. Зільберг, А.Ю. Ішлінський, В. О. Євстратов, Ш. Кобаяші, В. Л. Колмогоров, Х. Кудо, Є. М. Макушок, А. А. Надаї, Г. Овчинников, В. А. Огородніков, Є. А. Попов, В. Прагер, Л. Прандтль, І.П. Ренне, В.М. Сегал, Г. А. Смирнова-Аляєв, М. В. Сторожев, Л. Г. Степанський, І. Я. Тарновський, А. Д. Томленов, Е. Томсен, Є. П. Унксов, Р. Хілл, О. І. Целіков, П. Д. Чудаков, Л. А. Шофман, С. П. Яковлев та ін. [8-49]. Теорія деформованості, що є однією з важливих аспектів оцінки розширення можливостей використання процесів об'ємного деформування, набула розвитку в роботах А. А. Богатова, А. К. Григор'єва, О. В. Грушка, Г. Д. Деля,

М. Я. Дзугутова, В. Л. Колмогорова, Ю. Г. Калпіна, В. А. Матвійчука, В. М. Михалевича, В. А. Огороднікова, В. М. Перетяцько, І. О. Сивака, С. В. Смирнова, М. Б. Штерна [50–60]. Різним аспектам розвитку технології та проектуванню процесів об'ємного деформування присвячені роботи П. Абхарі, І.С. Алієва, Л.І. Алієвої, А. Е. Артеса, Я. Ю. Бейгельзімера, К. М. Богоявленського, А. Л. Воронцова, В. А. Головіна, Г. А. Данілін, А. М. Дмитрієва, В. В. Драгобецького, А. В. Євдокимова, Я. Г. Жбанкова, В. Л. Калюжного, В. Г. Капорович, В. В. Кухаря, Е. Н. Ланської, О. Є. Маркова, Г. А. Навроцького, Л. Д. Оленіна, Р.І. Сивака, Л.М. Соколова, Е. М. Сосенушкіна, О. Ф. Тарасова, В. А. Тітова, Д. В. Хван, Ю. К. Філіппова [61-75].

Значну роботу з розробки та впровадження перспективних наукомістких технологій точного об'ємного деформування проводять колективи виробничих лабораторій підприємств (ПрАТ НКМЗ, ПрАТ Енергомашспецсталь, ПрАТ ДМЗ, АТ Мотор Січ), науково-дослідних і галузевих інститутів ІСМ ім. В. М. Бакуля, ДонФТІ ім. О. О. Галкіна, ІПМ ім. І. М. Францевича, ЦНІТМАШ, НІПТМАШ, ЕНІКМАШ та наукових шкіл вищих навчальних закладів, в тому числі ДДМА, НТУУ «КП», НТУ «ХП», ВНТУ.

Розробка нових способів ТОШ і використання резервних можливостей відомих процесів пластичної деформації металів для пошуку оптимальних режимів металообробки вимагає проведення подальших науково обґрунтованих теоретичних і експериментальних досліджень. Застосування планування експериментів, математичного та комп'ютерного моделювання, залучення систем автоматизованого проектування, систем штучного інтелекту сприятиме скороченню термінів та зниженню вартості технологічної підготовки виробництва, дозволить науково обґрунтувати, розробити та втілити на виробництві ефективні технічні і технологічні рішення.

1.1.1 Загальні тенденції та перспективи розвитку технологій об'ємного пластичного деформування

У сучасних умовах перспективними процесами заготівельного виробництва можна по праву вважати технологічні процеси об'ємного деформування. При цьому переваги отримання об'ємних заготовок штампуванням, пресуванням та куванням забезпечуються різноманіттям можливих варіантів, високою ефективністю та раціональністю в порівнянні з іншими процесами формоутворення.

Використання традиційних схем штампування або кування із наявністю активного рухомого (пуансона чи молота) і нерухомого (матриця) інструментів не відповідають рівню сучасних технологічних завдань, потребам в забезпеченні можливостей регулювання силового і кінематичного режимів. Забезпечення такого активного регулювання за рахунок комбінування способів і режимів деформування, сприяло підвищенню якості продукції та можливостям отримання деталей складних форм (в деяких випадках раніше недоступних) з нових конструкційних і функціональних матеріалів [75].

Для процесів штампування, пресування, кування характерним є істотний вплив напружено-деформованого стану (НДС) напівфабрикату на властивості та якість виробів, що отримується. При цьому на характер та особливості течії металу при деформації і НДС заготовки впливає безліч факторів, таких як спосіб деформування та кінематичний режим, форма інструменту, матеріал та форма заготовки і т. п. [66, 75, 76]. Дотримання необхідних властивостей виробу залежить від переважної механічної схеми деформації (МСД), а раціональний кінематичний вплив може сприяти поліпшенню структури деформованого металу, а в деяких випадках зниженню нерівномірності деформації та усуненню застійних зон [75, 76].

Для отримання поковок відповідального призначення (вали, турбінні диски, ротори та ін.) ефективними є комбіновані способи деформування зі створенням інтенсивних деформацій зсуву та використанням заготовок і інструментів

спеціальної форми та поєднання кінематичного і силового впливу інструменту в процесі деформування. Таким чином, забезпечується можливість перетворити литу структуру заготовки в деформовану з мінімальними витратами, що дозволяє отримати якісні деталі складної конфігурації за мінімальну кількість переходів [77–81]. У технологіях об'ємного деформування загальною є тенденцію до комбінування операцій, технологічних прийомів і методів обробки. Процеси, для яких характерним є комбінування різних способів обробки тиском, використовуються у виробництві куванням великих поковок, при виготовленні штампуванням середніх і прецизійних виробів [60, 64, 82, 83]

Можливості комбінування фізичних ефектів і прийомів в обробці тиском сприяли створенню таких нетрадиційних оригінальних технологій, як деформування порошкових заготовок, комбіновані процеси «лиття + штампування», ізотермічне та надпластичне штампування [84-87]. Нові рішення для забезпечення інтенсифікації формозміни і необхідного виду деформацій, що забезпечують найкраще опрацювання структури, демонструють процеси комбінованого впливу такі як осадження зі зсувом, штампування з крученням [65], штампування з рідинним тертям та деякі нетрадиційні схеми штампування і пресування з використанням сил тертя як вагального керуючого фактору [88, 89].

У виробництві широкої номенклатури порожнистих деталей з фланцями до найбільш ефективних методів відносять точне об'ємне штампування [89-92]. В результаті надання активному пуансону при зворотному видавлюванні додаткового обертального руху можна знизити навантаження на інструмент за рахунок створення активних сил тертя (схема I, рис. 1.1) [93]. Також можливості зворотного видавлювання порожнистої заготовки в процесі холодного торцевого розкочування кінечним деформуючим інструментом представлено в роботах (схема II) [94, 95].

Оформлення фланців в деталях типу втулок або кілець можливо із використанням процесів торцевого розкочування циліндричним (схема III) або

конічним інструментами [95–98]. Перспективи подальшого розвитку демонструють методи одночасного поєднання видавлювання і локального деформування поверхні заготовки роликками (валками), що виконують роль півматриці (схема IV) [94, 98, 99]. Наведені схеми деформування мають локальний характер прикладання навантаження, що дозволяє суттєво знизити зусилля деформування.

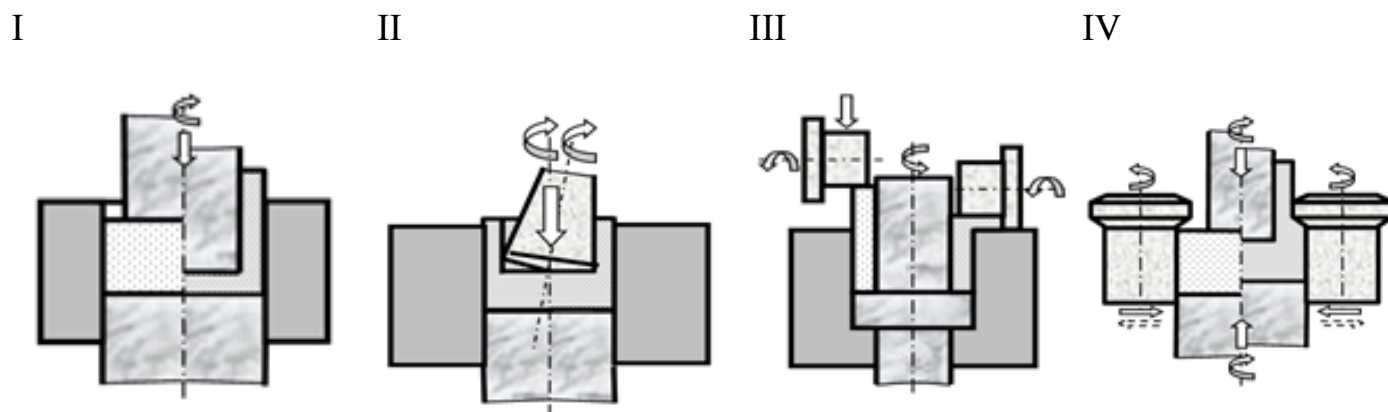


Рисунок 1.1 – Способи виготовлення порожнистих деталей із суцільних та трубчастих заготовок із різною кінематикою руху інструменту

У сучасному машинобудуванні можна відзначити загальну потребу у розширенні переліку матеріалів, що застосовують в процесах ОМТ, дослідження перспектив заміни сталей алюмінієвими і легкими сплавами [83, 100, 101–104]. Підвищення пластичності сталей при холодному формоутворенні досягають завдяки використанню схем видавлювання зі збільшеним гідростатичним тиском в осередку деформації. Застосування дифереційованого протитиску на вільну поверхню заготовки забезпечує зниження силових режимів деформування, підвищення стійкості деформуючого інструменту в процесах холодного видавлювання виробів із малопластичних сталей [105, 106] (рис. 1.2).

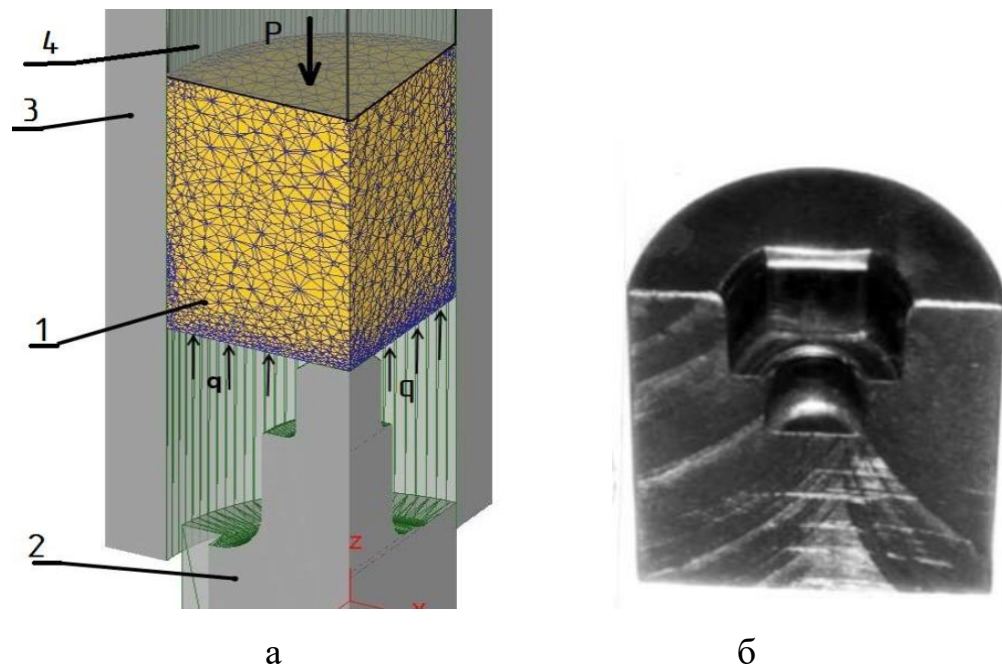


Рисунок 1.2 – Схема видавлювання (а) ступінчатої порожнини зі сталі 12ХН3А та заготовки (б) [105, 106]

Процеси холодного видавлювання як високоефективні способи ТОШ останнім часом також демонструють стійку тенденцію до збільшення обсягів виробництва із розширенням номенклатури деталей і матеріалів. Розвиток високотехнологічних галузей промисловості вимагає постійного вдосконалення технологій формоутворення нових виробів і матеріалів, що відповідно потребує освоєння і нових сучасних способів деформування, а також розробки нових типів технологічного оснащення і обладнання [97, 104, 107, 108].

Забезпечення можливості на етапі технологічної підготовки виробництва отримати достовірну оцінку технологічних параметрів процесу та властивостей деформованого металу дозволяє знайти доцільні прийоми управління процесом і, відповідно, підвищує рівень прийнятих рішень [67, 75, 109].

В свою чергу, проектування технологій ХОШ, що забезпечить отримання виробів із необхідними властивостями, стикається із вирішенням цілого комплексу

задач. Це завдання з визначення оптимальних технологічних параметрів і режимів обробки, навантажень на деформуючий і формоутворюючий інструменти, визначення умов сталості протікання процесів пластичного формоутворення, оцінки НДС та властивостей напівфабрикату, прогнозування відхилень форми та дефектоутворення і т.п. В цьому контексті виконані роботи, присвячені формулюванню основних принципів конструювання, розробки методів проектування та оптимізації технологічних режимів і конструкцій робочого інструмента [110, 111].

Наразі перспективним є систематизація виявлених проблем та отриманих рішень, наведених в літературі з точки зору розширення можливостей обраного процесу деформування. Повноцінний огляд повинен мати всебічний характер з точки зору відокремлення основних напрямків досліджень, узагальнення отриманих експериментальних даних та пропонованих теоретичних моделей. По можливості внески різних дослідників оцінюються з огляду на точність та обмеження прогнозованих даних. Зазначимо, що розвиток теоретичних надбань та емпірично отриманих технічних рішень взаємно пов'язаний. Приклад ефективного літературного огляду процесу роскочування приведений в роботах [112-114], який враховує як фізичні механізми, що лежать в основі процесу, так і їх відображення та реалізацію в інженерії виробничих процесів. В роботі [114] схематизовано представлено комплекс необхідних параметрів прогнозування, характеристик якості продукту, складових етапу розробки доданків з визначенням параметрів інструменту, форми заготовки, технологічних факторів та взаємозв'язок обраних параметрів (рис. 1.3). В результаті в роботі узагальнюються як теоретичні моделі, так і експериментальні дослідження останніх років, можливості скінченно-елементного моделювання, нівелюється невідповідність у термінології дослідників та виробників. Особливу увагу приділяють неповноцінності проведених досліджень щодо прогнозування накопичених деформацій та еволюції мікроструктури матеріалу та пошкоджень з точки зору появи дефектів. Це дозволило виділити

прогалини в попередніх дослідженнях та окреслити коло задач з розробки нових теоретичних та чисельних методів прогнозування напружень та деформацій.

Останнім часом концепція технологічності застосовується до багатьох різних процесів у багатьох галузях промисловості. Це привело до появи кількох різних методологій «Проектування для виробництва», які мають загальну мету зниження виробничих витрат за рахунок застосування загальних проектних правил [115]. Бажаними результатами аналізу технологічності процесів, близьких до чистових (кінцевих), є скорочення витрат і часу на виконання замовлення за рахунок мінімізації етапів процесу із урахуванням виробничих можливостей та економії сировини [116-118]. Робота [118] присвячена розширенню можливостей отримання гаряче деформованих нанокристалічних магнітів із зменшенням матеріальних відходів і більш раціонального використання дорогоцінних рідкісноземельних елементів із забезпеченням уникнення дефектоутворення у вигляді тріщин. Проведено порівняльний аналіз матеріалів, конструкції та властивостей виробу для старого та нового процесу, звернуто увагу на мотиви та мету дослідження, співвідношення та розвиток змінних, рівні порівняння розглянутих процесів. Схематично в рамках реалізації наведеної вище методології дані дослідження представлено нижче (рис. 1.4).

Якщо розглядати не окремий обраний процес пластичного деформування, а перспективи розвитку технології об'ємного штампування в цілому, то побудова відповідної схеми необхідних в цьому контексті кроків може визначитися найбільш загальними показниками ефективності технологічної системи [92]. На нижчих рівнях можуть бути встановлені фактори, що впливають на ці показники, ще нижче наведені цільові об'єкти дослідження та шляхи досягнення необхідних цільових ефектів - рішень проблемних задач (рис.1.5).

Такі схеми є ефективними з точки зору окреслення змісту виявлених проблем і визначення напрямків її розв'язання в досить широкому розумінні. Подальша

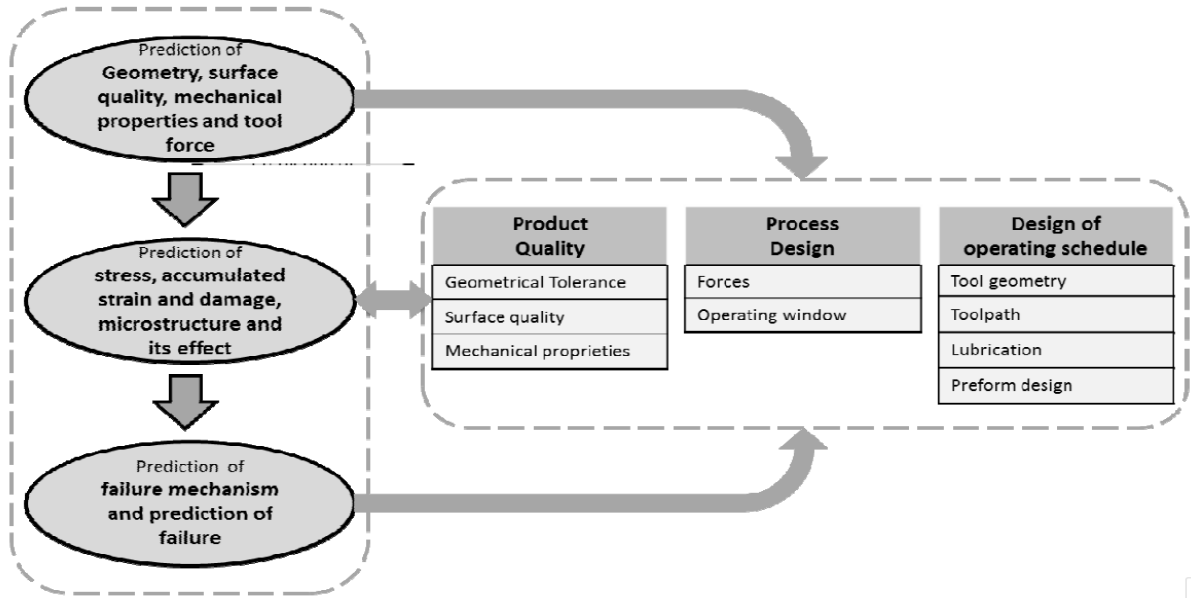


Рисунок 1.3 – Методологія огляду процесу розкочування [113, 114]

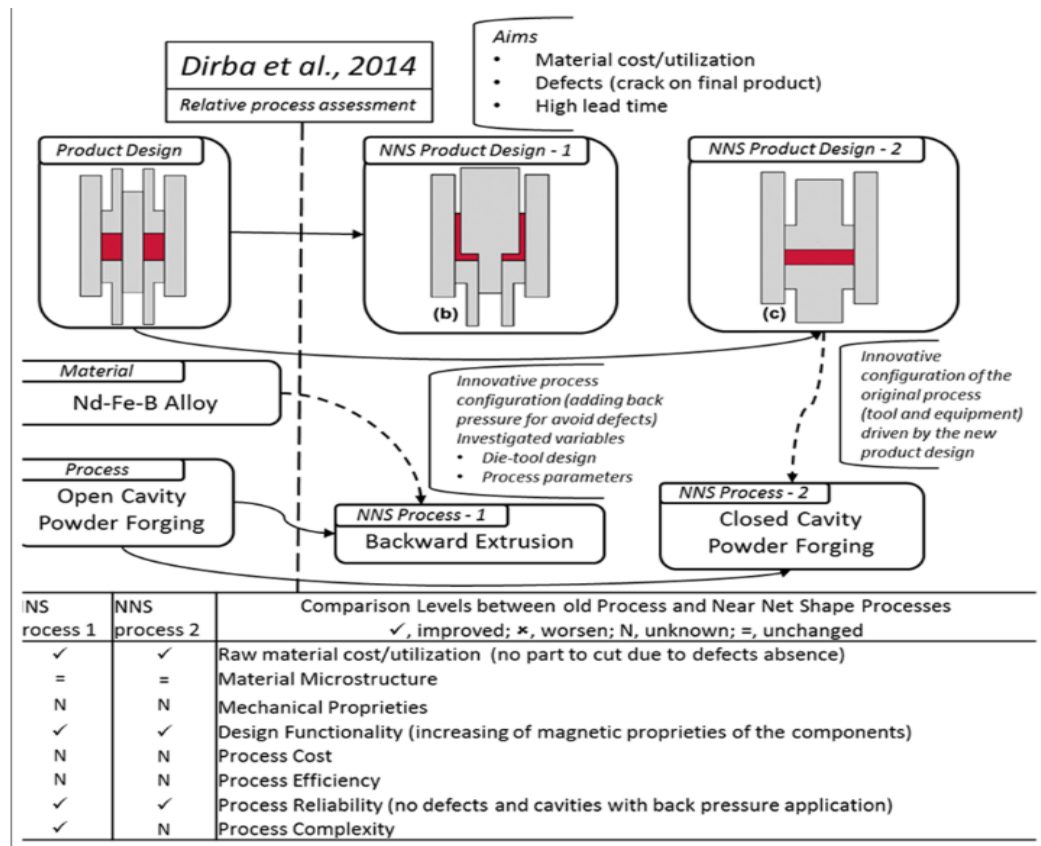
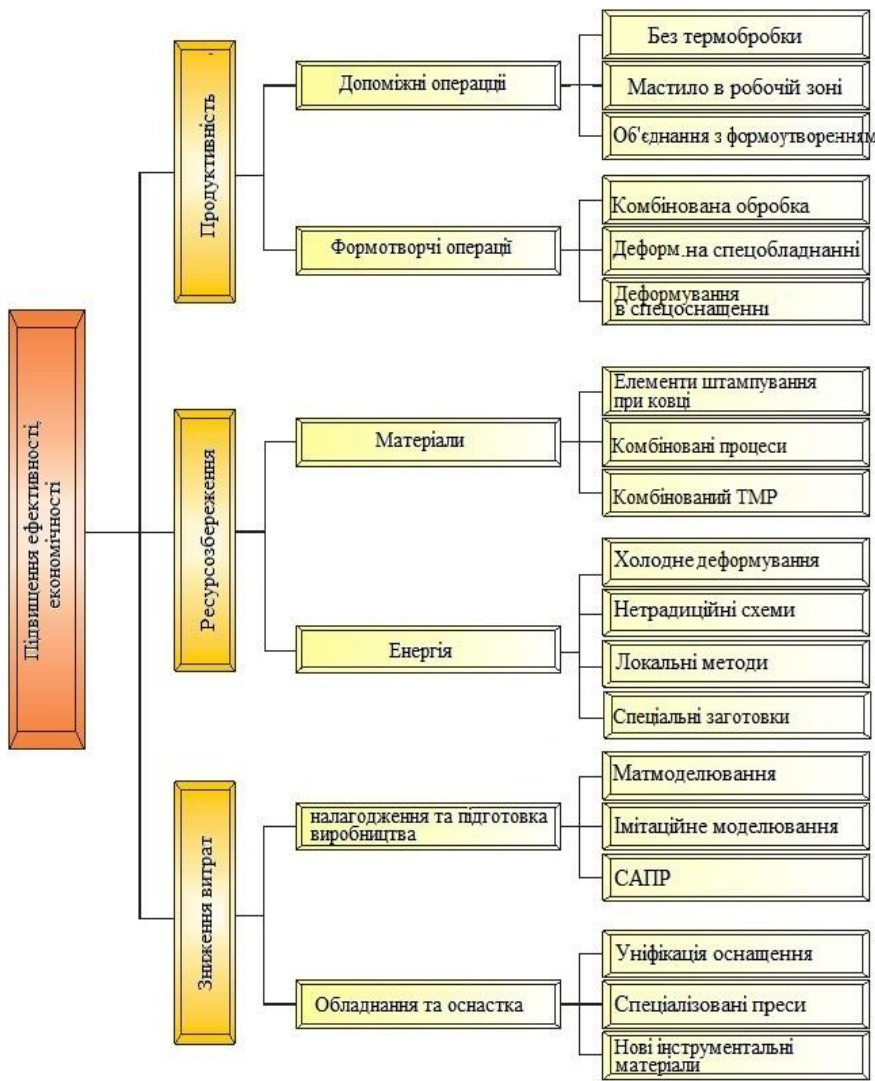
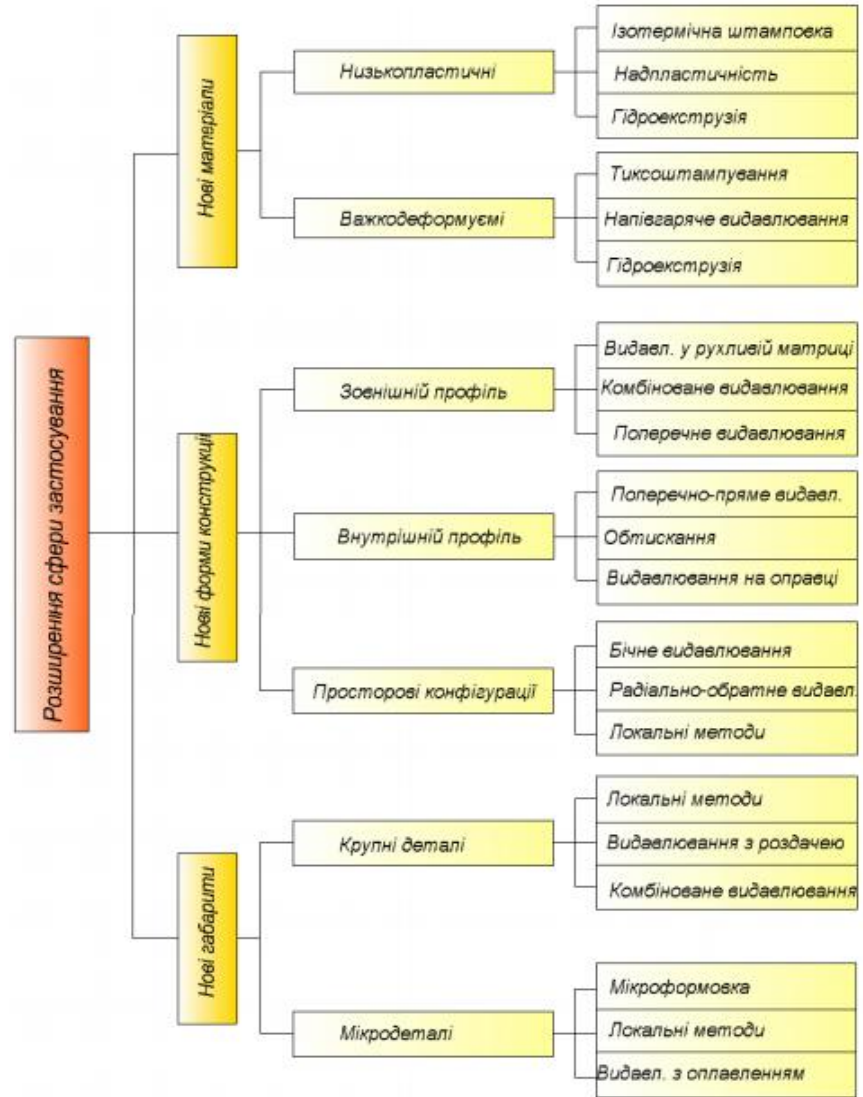


Рисунок 1.4 – Методологія огляду експериментальної роботи [115, 118]



а



б

Рисунок 1.5 – Шляхи удосконалення процесів об'ємного штампування з огляду на підвищення їх ефективності та економічності (а) і розширення сфери застосування (б) [92]

конкретизація в прогалинах попередніх досліджень, окреслення виявлених проблем та напрямків їх вирішення з точки зору конкретного процесу деформування (наприклад, комбінованого видавлювання), може бути проведена за наведеною вище методологією [118].

Зазначимо, що параметри процесу, форма та характеристики кінцевого продукту, можливості вибору матеріалу є змінними факторами у виробничому ланцюзі із наявністю складної складової взаємодії. Отже, саме можливості математичного та імітаційного моделювання у системі автоматизованого проектування (САПР) відіграють визначальну роль у дослідженні альтернативних підходів та процесів. Однак слід враховувати, що визначення виробничих можливостей різних процесів є "рухомою метою", оскільки різні технології постійно вдосконалюються та розвиваються.

Узагальнення розглянутих публікацій з удосконалення процесів об'ємного штампування зі зведенням їх на граф цілей і напрямів (рис. 1.5) вказує на обґрунтованість і необхідність застосування нових способів деформування із розробкою технологій, відповідного оснащення та методів моделювання. Саме підвищення наукоємності та обґрунтованості вибору того чи іншого способу, конфігурації інструменту, технологічних параметрів процесу на етапі проектування дозволить не тільки розрахувати параметри такі як сила, ступінь деформування, НДС, а й провести їх оптимізацію. Фактично основною задачею є задача ефективного оперативного керування процесом деформування з прогнозуванням не тільки силового режиму, а й формоутворення та дефектоутворення, дотримання розмірів та якості отриманої деталі. Це є особливо актуальною задачею з точки зору розширення можливостей способів комбінованого видавлювання як перспективних процесів. З огляду на вище наведене актуальною задачею є розвиток та підвищення точності ефективних методів моделювання та проектування процесів ТОШ видавлюванням.

1.1.2 Резервні можливості процесів видавлювання з одним ступенем свободи течії металу

Розглянемо докладно кінематичні різновиди, особливості реалізації, наявні і резервні можливості та перспективи розвитку способів холодного видавлювання.

Класифікація процесів холодного видавлювання ґрунтується на незалежних ознаках, що відповідають параметрам операцій та деталей (вид або форма перетинів заготовки або деталі, що отримують) і переходів деформування. Залежно від обраної схеми деформування класифікацію способів видавлювання (рис. 1.6) проводять (за В.А. Евстратовим та І.С. Алієвим) на основі їх розбиття на два основні класи [19, 22, 61, 119-122]:

- 1) базові або прості основні способи [121, 122];
- 2) комбіновані, тобто такі, що одержуються шляхом об'єднання базових способів.

Науковою школою ДДМА запропоновано в залежності від співвідношення напрямків руху інструменту і течії металу заготовки процеси холодного видавлювання поділяти на два види (рис. 1.6), а саме поздовжнє (пряме або зворотнє) та поперечне (радіальне або бічне). На основі поєднання однойменних (поздовжніх чи поперечних) способів видавлювання отримують способи суміщеного однотипного комбінованого видавлювання, а поєднання різнойменних схем визначають способи комбінованого поздовжньо-поперечного видавлювання 3.1-3.3. Зазначимо окремо, що поєднання базових схем при цьому може бути суміщеним за часом деформування або послідовним за часом або за шляхом деформування [17, 19].

При розробці процесів холодного видавлювання, що відносяться до зміцнюючих, та дозволяють отримувати деталі і заготовки підвищеної точності, необхідною є вирішення задач із надійного прогнозування формоутворення

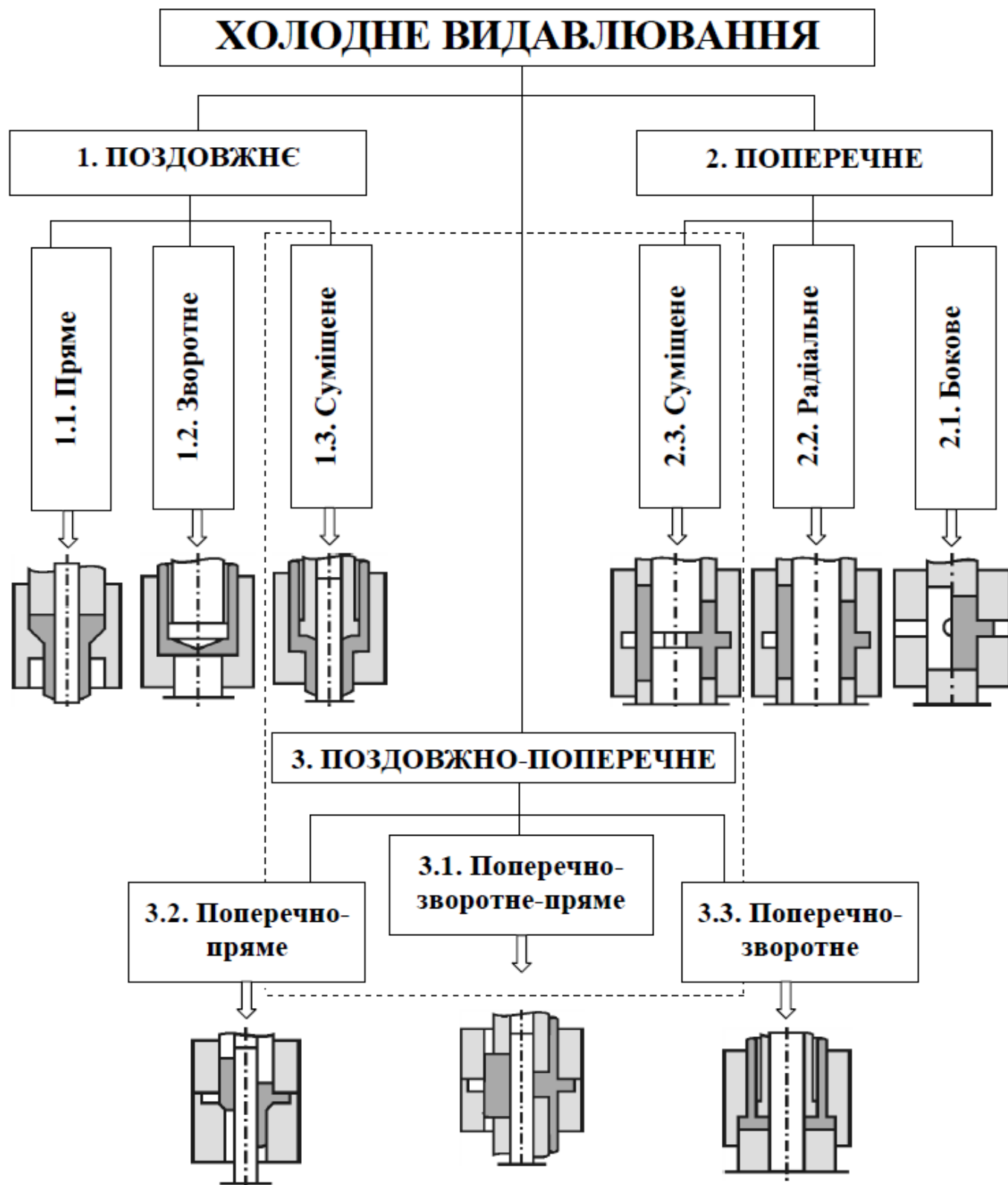


Рисунок 1.6 – Класифікація способів холодного видавлювання [120]

деталей, силового режиму та гранично допустимих деформацій. Розрахунки процесів з одним ступенем свободи течії деформованого металу, зводяться в основному до визначення технологічного зусилля, граничної деформованості, можливості дефектоутворення, оскільки для визначення кінцевих розмірів досить умови сталості об'єму.

Процеси поздовжнього видавлювання широко відомі та характеризуються тим, що в процесі деформації видавлена частина деталі переміщується уздовж осі вихідної заготовки, при цьому площа її поперечного перерізу зменшується. При прямому видавлюванні напрямок течії металу заготовки щодо бічних стінок матриці збігається з напрямком руху пуансона, при зворотному - витікання металу відбувається в протилежному до руху пуансона напрямку. При цьому принципові схеми прямого і зворотного видавлювання з одним ступенем свободи течії запропоновані для вихідної суцільної або порожнистої заготовки.

В останні роки до процесів комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання проявили інтерес багато дослідників. Значного зниження енергосилових параметрів при виготовленні порожнистих виробів із суцільної заготовки можна досягти використанням способів видавлювання з роздаванням (рис. 1.7). Ці способи пластичного деформування супроводжується збільшенням поперечних розмірів за всією довжиною заготовки або на окремій її ділянці (ділянках) і виникненням різнойменної схеми напруженого стану.

Зменшення розтяжних напружень в процесі прямого видавлювання конічних стаканів (втулок) (схема А-1) можна досягти використанням певного оптимального кута нахилу твірних матриці і нижнього пуансона [123]. В процесі деформування напрямок течії металу за ходом може змінюватися з прямого на пряме з роздаванням (схема А-2), або з прямого з роздаванням на пряме видавлювання (схема А-3). Раціональність процесу видавлювання за схемою А-3 підтверджують дослідження, що проведені в роботах [29, 124-126]. Експериментально встановлено, що зусилля деформування із використанням процесу прямого видавлювання з

роздаванням знижується на 27-60% порівняно з прямим видавлюванням та на 16-38% в порівнянні зі зворотним видавлюванням. До переваг даного способу можна віднести і наявність більш рівномірного розподілу деформації та підвищення пластичності на етапі заповнення конічної частини отвору. Для способів так званого «безматричного видавлювання» (схеми В-1 та В-2, рис. 1.7) вдається досягти найбільшого зниження (до 1,5 ... 1,8 рази в порівнянні із зворотним видавлюванням) зусилля деформування за рахунок вільної течії металу після зони розвороту до прямого видавлювання [127, 128]. Цим способом виготовляють глибокі порожнисті деталі. Процес видавлювання із суцільної заготовки з розвинутою складовою течією металу до зони розвороту до прямого видавлювання застосовують при виготовленні трубних заготовок, гільз та стаканів (схема В-3, рис. 1.7). Поряд із зниженням зусилля у порівнянні із традиційними процесами пресування забезпечується також дотримання форми із зменшенням різностінності труб [129-133]. Якщо розглядати послідовне комбінування радіального та прямого видавлювання із течією металу від периферії до центру із зменшенням зовнішнього діаметру отриманих деталей, то говорять про радіально-пряме видавлювання із обтисненням за схемами С 1-3 [62, 127, 134, 135]. Для схеми С-2 характерним є використання конічного оправлення із здатністю до зворотно-поступального руху, що необхідно для отримання деталей із змінною товщиною стінки [62]. При профілюванні оправлення (схема С-3, рис. 1.7) можна виготовляти деталі із оребреною внутрішньою поверхнею. За умови використання оправлення з незалежним приводом для поздовжнього руху і обертання навколо осі можна отримати деталі з профільованою внутрішньою поверхнею [62, 134] або з багатьма спіральними канавками на внутрішній стінці [135]. Дослідження процесів радіально-прямого видавлювання на профільованій, ступінчастій або конусній оправці за схемою С-2 (рис. 1.7) проведені в ДДМА.

Як показано в роботі [136], радіально-пряме видавлювання є ефективним методом для виробництва виробів типу труб великого діаметру з невеликих циліндричних заготовок.

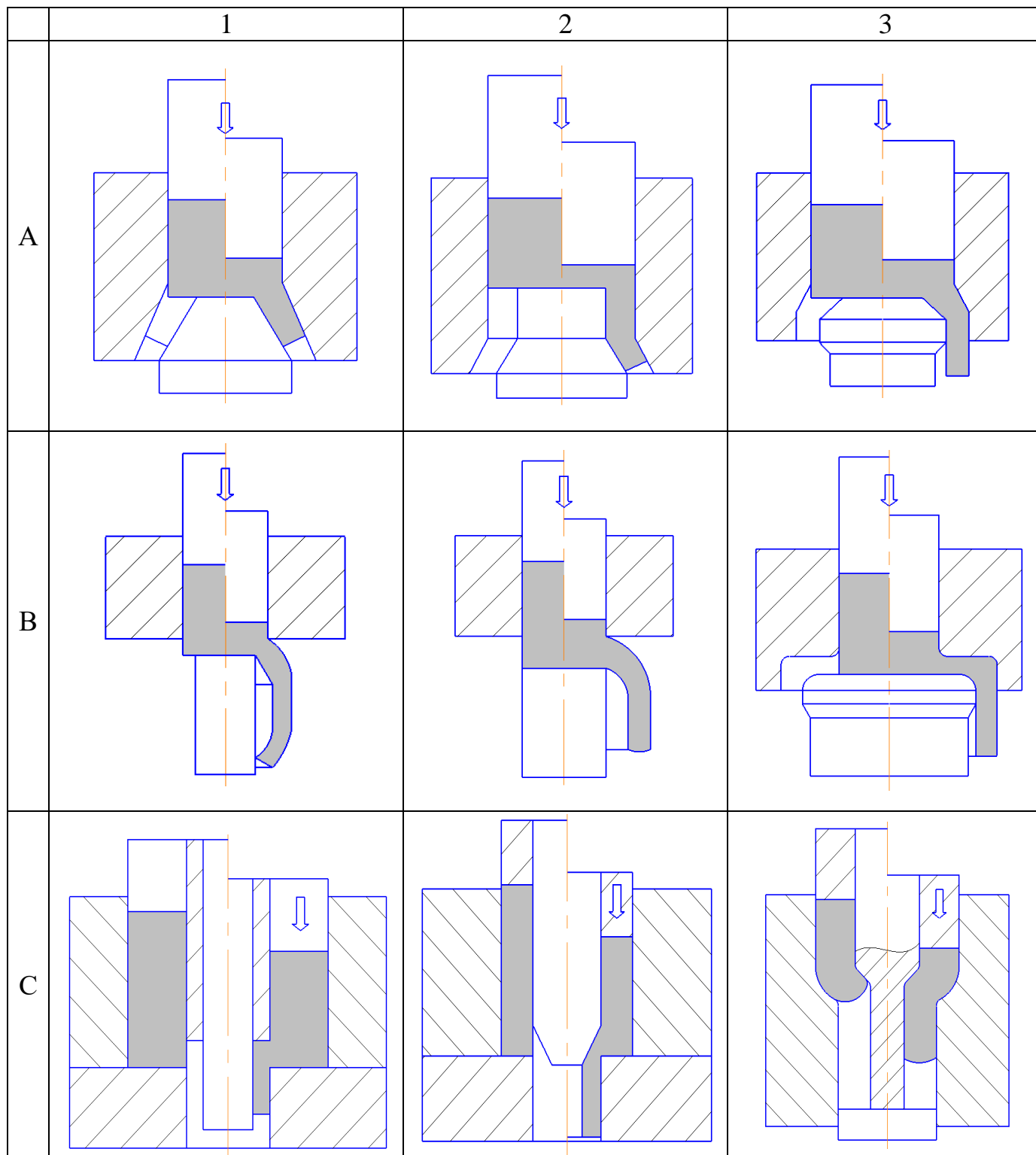


Рисунок 1.7 – Схеми видавлювання з роздаванням та обтисненням

Течія матеріалу уздовж радіального і прямого каналів викликає великі деформації і, отже, поліпшені механічні та металургійні властивості кінцевого виробу. При використанні додаткового гідростатичного тиску в осередку деформації і введенні знакозмінного характеру деформації спостерігається значне збільшення міцності поряд з дуже низькою втратою пластичності і високою однорідністю показників твердості деталі. Але питання, пов'язані з розрахунком зрослих енергетичних витрат і навантажень на інструмент, залишилися нез'ясованими.

Інтерес викликають дослідження процесу холодної роздачі трубчастих заготовок конічним пуансоном для виготовлення з'єднувальних перехідників [137]. Для зниження впливу тертя на формоутворення виробів при відкритій (рис.1.8, а) або закритій (рис. 1.8, б) роздачі заготовок великого діаметру конічну поверхню пуансону можна замінити профільною, яка складається з послідовно розташованих під кутом поверхонь у вигляді тору (рис. 1.8, в). На прикладі роздачі трубчастих заготовок з нержавіючої сталі встановлено, що використання пуансону з профільною поверхнею, в порівнянні з конічним пуансоном, приводить до зниження зусилля роздачі і підвищення коефіцієнту роздачі (рис. 1.9). В подальших роботах досліджено вплив радіусу заокруглення конусної матриці спеціального профілю (МСП) на формоутворення та розміри виробів з горловиною при закритому обтисненні трубчастих заготовок [138]. Встановлено, що використання МСП сприяє зниженню зусилля обтиснення від 9% до 16.6 % (із збільшенням величини радіусу заокруглення) в порівнянні з обтисненням в традиційній конусній матриці із збільшенням величини радіусу заокруглення (рис. 1.10).

Таким чином, вплив конфігурації інструменту на силовий режим та формоутворення заготовки можна вважати вагомим фактором керування. Однак обмеженнями використання даних методів можна вважати потоншення стінок по довжині zdeформованих частин заготовок, втрата стійкості та вичерпання ресурсу пластичності за певних співвідношеннях процесу [137].

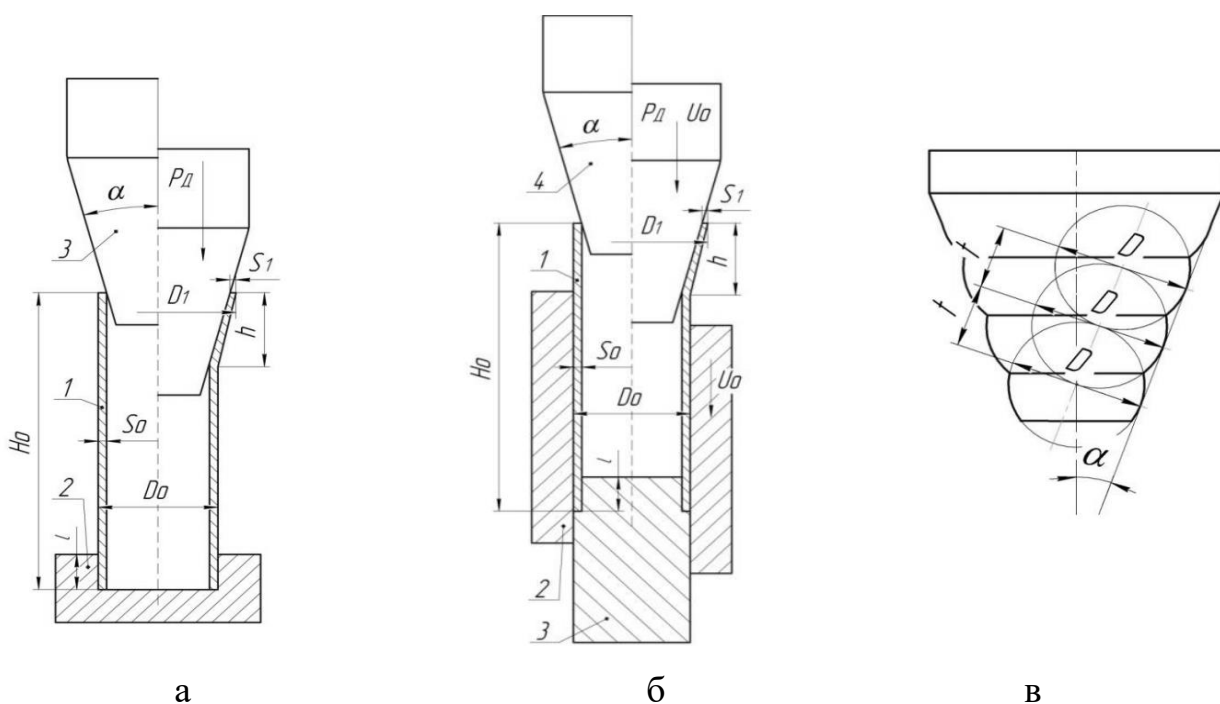


Рисунок 1.8 - Схеми роздачі трубчастої заготовки: а – відкрита; б – закрита; в – форма пуансона з профільною поверхнею [137]

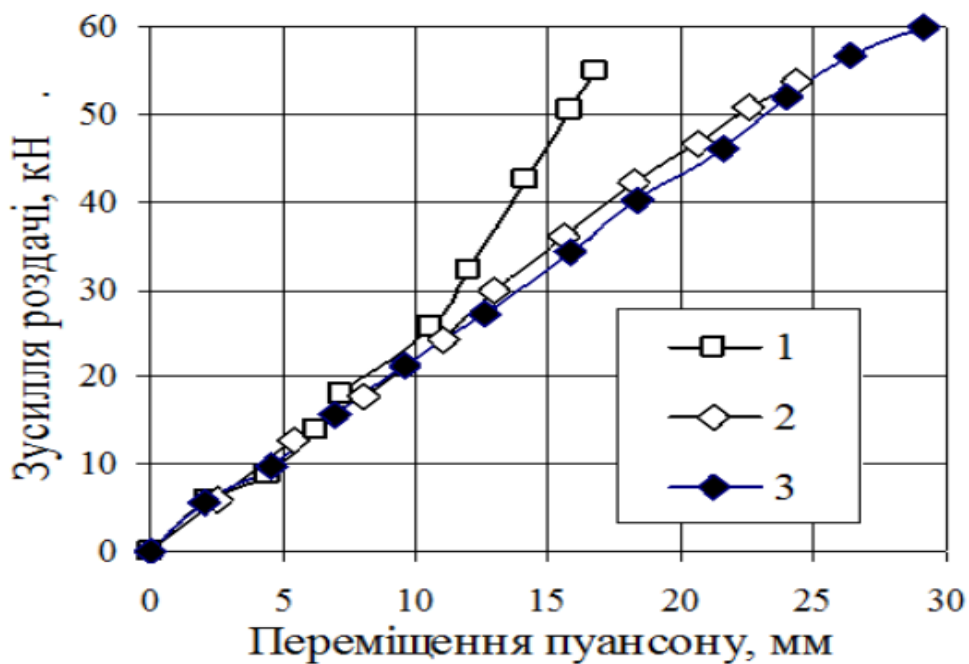


Рисунок 1.9 – Залежність зусилля роздачі від переміщення пуансону: схема 1- відкрита роздача конусним пуансоном; схема 2- відкрита роздача з зпрофільованим пуансоном; схема 3- закрита роздача зпрофільованим пуансоном [137]

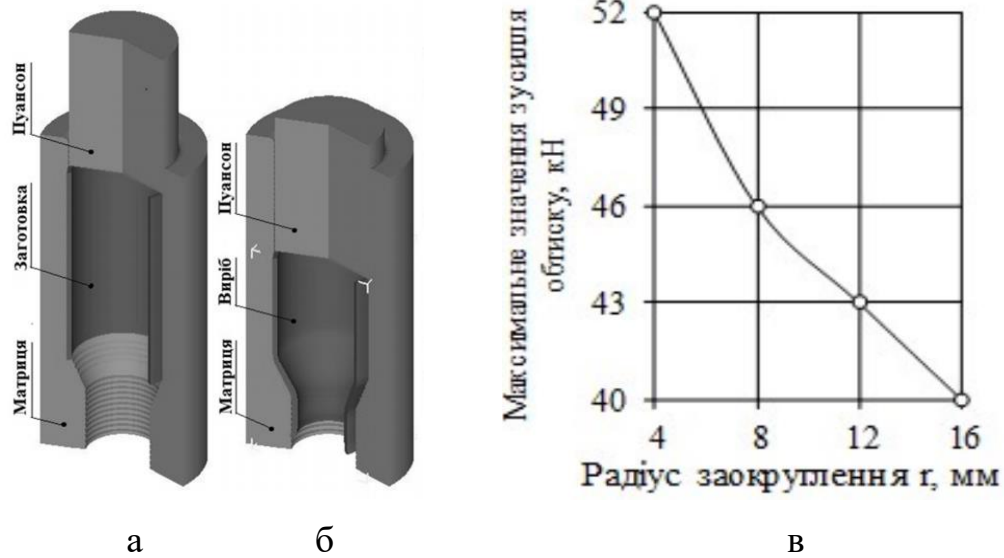


Рисунок 1.10 – Початкова стадія (переріз) (а), заключна стадія (переріз) (б) та залежність максимального значення зусилля обтиснення (в) трубчастої заготовки від радіуса заокруглення матриці для обтиснення в МСП в МСП [138]

На протипагу переваг процесів послідовного радіально-прямого видавлювання слід зазначити і обмеження з огляду на наявність окружних розтягуючих напружень, що знижують пластичність матеріалу заготовки із можливістю появи тріщин на кромці фланця [139]. Тому розгляд закономірностей та особливостей протікання процесу із течією металу у зоні розвороту металу з радіального до поздовжнього (прямого або зворотного) напрямку чи навпаки, впливу конструктивних особливостей деформуючого інструменту сприятиме оцінці можливості отримання порожнистих деталей без дефектоутворення радіально-прямим видавлюванням та виробленню нових технічних рішень.

1.1.3 Перспективи розвитку процесів комбінованого видавлювання з декількома ступенями свободи течії металу

Грунтуючись на аналізі літературних даних останніх років, було окреслене коло основних проблем при дослідженні базових схем холодного видавлювання і

процесів послідовного видавлювання з одним ступенем свободи течії. Однак розширення можливостей процесів комбінованого видавлювання пов'язане насамперед на даний час із перспективністю застосування процесів з декількома ступенями свободи течії металу, що забезпечують отримання деталей високої складності за один перехід із зниженням енергосилових параметрів процесу.

Процесам комбінованого суміщеного зворотно-прямого видавлювання присвячені дослідження та розробки багатьох вітчизняних та закордонних вчених [12, 19, 84, 140-148] (рис. 1.11).

У автомобіле- і тракторобудування поширені деталі типу обгінних муфт, що представляють собою складнопрофільований стакан із зовнішнім порожнистим стрижнем. На сьогоднішній день на підприємствах, що випускають зазначені деталі, використовується технологія, що включає механічну обробку з циліндричних заготовок з наступним зварюванням. Автори статті [141] розглядають можливість виготовлення даного типу деталей холодним комбінованим видавлюванням із наведенням методів визначення технологічних параметрів процесу [140, 142, 143]. Дослідники вказують на суттєві відмінності в отриманих теоретично [140, 142, 143] та моделюванням в DEFORM 3D [141] розрахунках силового режиму деформування та потреби обов'язкової перевірки експериментально раніше отриманих результатів (рис. 1.12).

При цьому характер особливостей формозмінення та відповідності необхідним розмірам напівфабрикату не розглядається. Це в свою чергу є одним з вагомих факторів, що визначають перспективність використання способу зворотно-прямого видавлювання замість традиційних для виробництва даних деталей.

Автори вказують на перспективи використання в поєднанні з експериментально-аналітичними методами науково обґрунтованих методик проектування процесів комбінованого видавлювання напівфабрикату з різною геометрією з застосуванням спеціалізованих малогабаритних пресів [144].

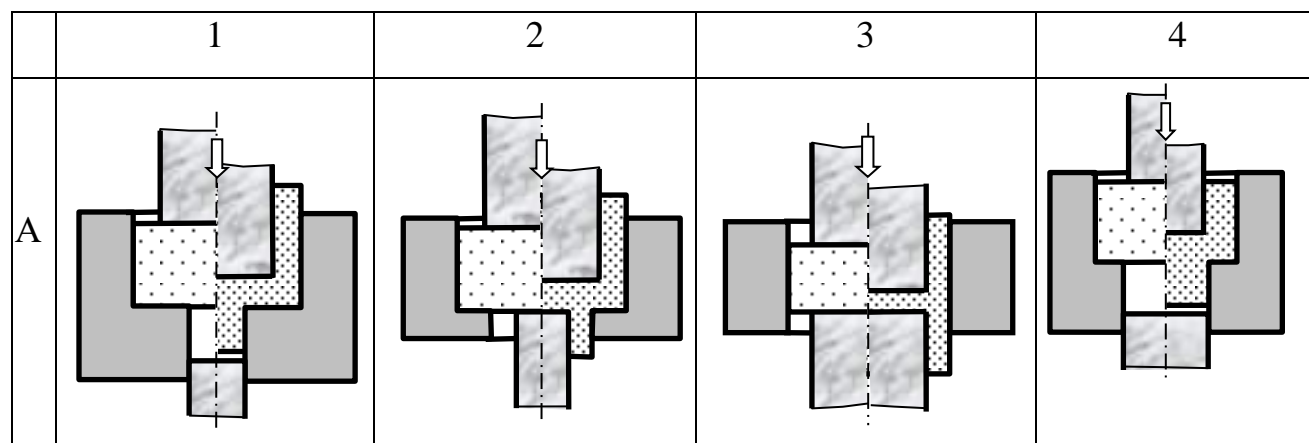


Рисунок 1.11 – Схеми комбінованого зворотно-прямого видавлювання з двома степенями свободи течії металу

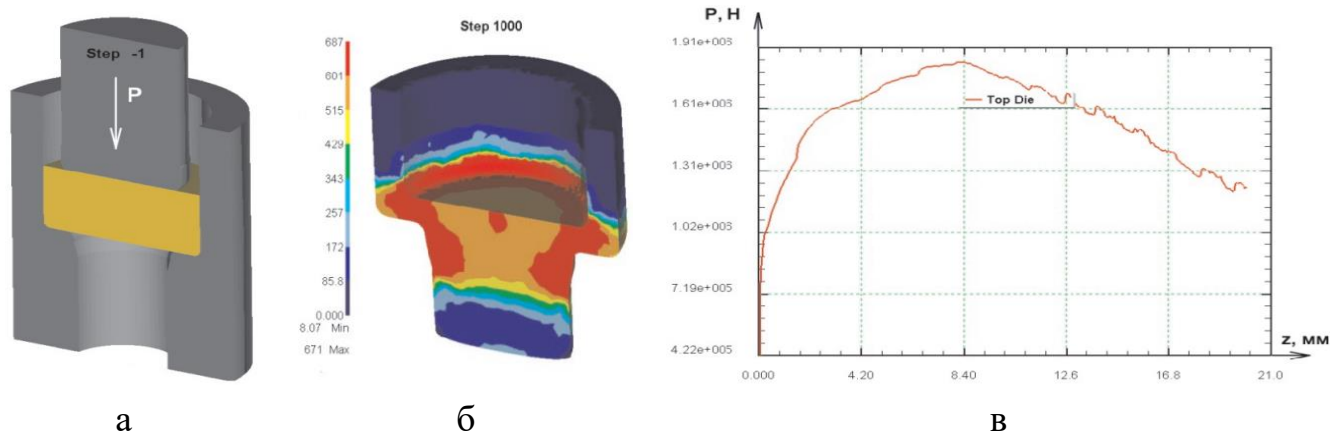


Рисунок 1.12 – Розрахунок в DEFORM 3D процесу зворотно-прямого видавлювання з суцільної заготовки (а) інтенсивності напружень (б) та сили видавлювання на пуансоні (в) [141]

За певних умов (геометричних співвідношень та форми інструменту) матеріал заготовки видавлюється в отвір дна контейнера за ходом руху пуансона, при цьому течії матеріалу відносно контейнера вгору в зворотному напрямку не відбувається (рис. 1.13). Процес отримав назву комбінованого видавлювання зсувом (КВЗ) [145].

Результати експериментальних досліджень та впровадження на виробництві процесу із використанням КВЗ на одному з переходів підтвердило перспективність

даного способу з огляду на можливість зниження питомих зусиль на пуансоні на 40-50 % по відношенню із зворотним видавлюванням, зниження можливості появи різнотовщинності та збільшення стійкості інструменту. Визначення та дотримання співвідношень процесу КВЗ, для якого характерним є відсутність течії металу в зворотному відносно руху пуансону напрямку викликає особливий інтерес та потребує додаткових досліджень.

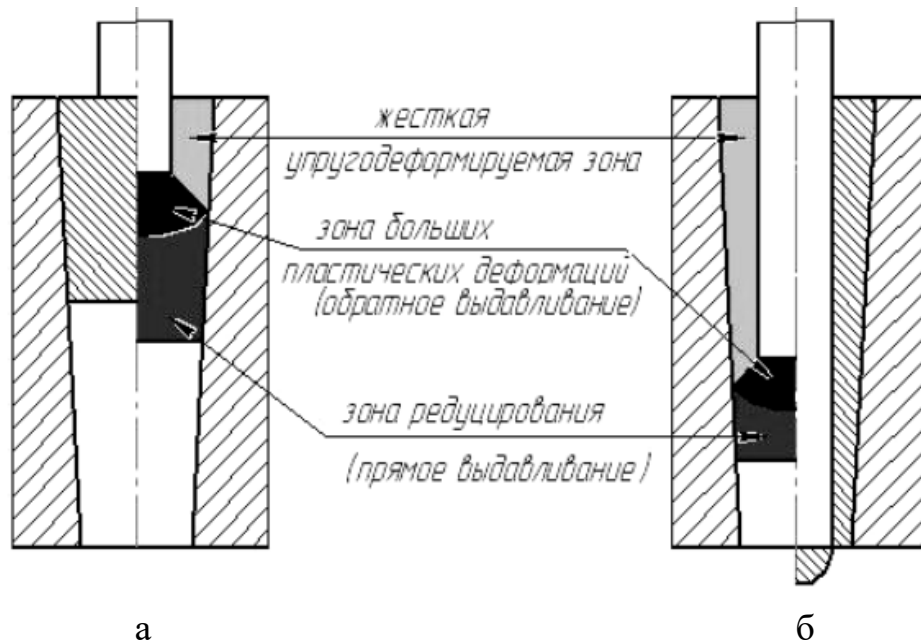


Рисунок 1.13 – Схема процесу КВЗ через щабель (через ступень) (а) та в конічному контейнері (б) [145]

Дослідження D.J. Lee [146] присвячені виробленню рекомендацій щодо уникнення дефектоутворення у процесі комбінованого зворотно-прямого видавлювання поршневого пальця автомобільних деталей. Дефект виявляється біля мертвої зони і є фактично дефектом течії металу, є характерним для процесів з невеликою товщиною та негативно впливає на міцність та втомну (усталостну) довговічність поршневого пальця. Запропоновано спосіб, який може усунути дефектоутворення, що полягає у використанні способів регулювання кінематики

процесу на основі рухомих інструментів. Результати скінченно-елементного моделювання порівнюються з результатами експериментів та добре узгоджуються.

Вивченню впливу технологічних факторів, таких як температура деформації і мастило, на пластичні властивості магнієвого сплаву (AZ61A) в процесі комбінованого видавлювання стакану з осьовим відростком присвячена робота [147]. Робота доповнює та розширює практику і застосування обробки магнієвого сплаву з використанням техніки пластичного формування. Дослідження Н.І. Lee присвячено комбінованому зворотньо-прямому видавлюванню для одного з етапів виготовлення шестикутних і трохіодально-подібних бовтів [148]. Теоретично отримані дані дозволяють визначити картину деформації за ходом пуансона, зусилля видавлювання та формозмінення напівфабрикату.

Прикладами комбінованого поперечного видавлювання з двома степенями свободи течії металу може слугуватиме класифікація за поєднанням однієї чи різних схем формування внутрішніх та зовнішніх відростків (або фланців) та наявності або відсутності симетричності (рис. 1.14) [120, 149]. До переваг використання процесів поперечного (в частинному випадку радіального) видавлювання для отримання виробів з фланцями у порівнянні з операцією висадження можна віднести можливість формоутворення за один перехід фланців або потовщень поряд із суттєвим зниженням зусилля деформування [61, 150, 151]. Питання визначення величини сили деформування та формозмінення напівфабрикату при одночасному радіальному видавлюванні (схема В-1, рис. 1.14) зовнішніх та внутрішніх фланців з трубчастої заготовки розглянуто в роботах [61, 150, 151]. В роботі Александрова А.А. [150] проведено теоретичні розрахунки величини приведенного тиску деформування на пуансоні та поетапного формоутворення приростів зовнішнього та внутрішнього фланців (рис. 1.15). Однак результати порівняння отриманих даних щодо формоутворення деталі за ходом процесу деформування з експериментально отриманими не приведено, що значно знижує вагомість отриманих результатів.

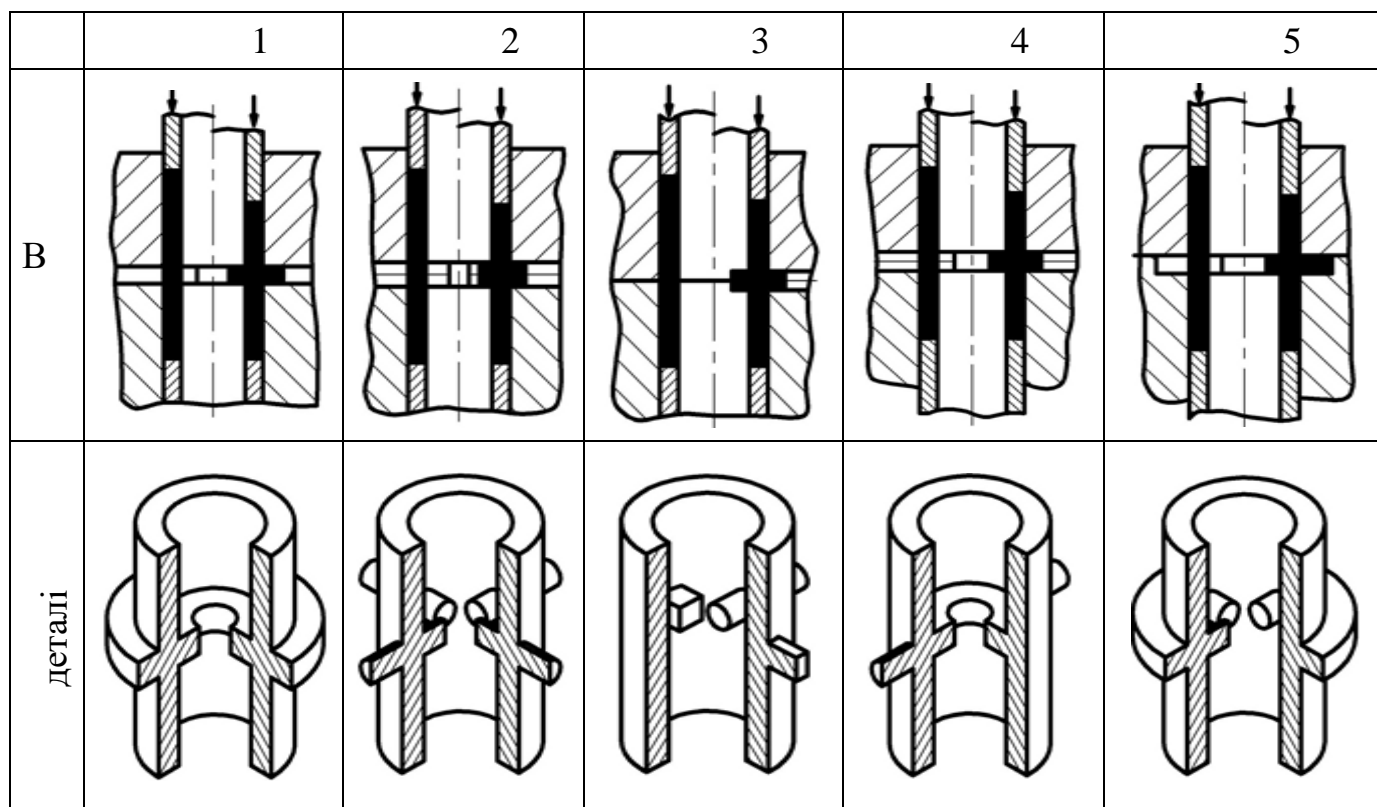


Рисунок 1.14 – Схеми комбінованого поперечного видавлювання з двома степенями свободи течії металу

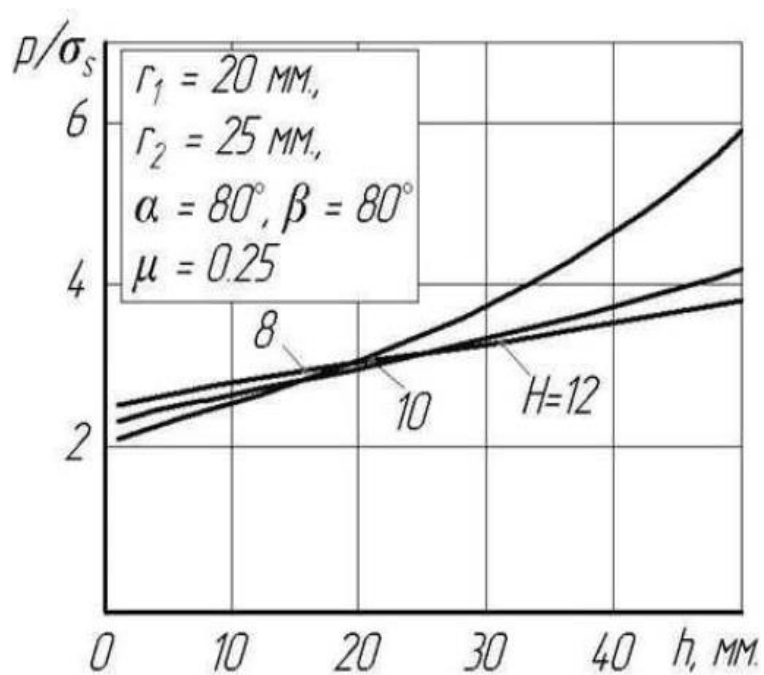


Рисунок 1.15 – Залежність приведенного тиску деформування від ходу пуансону при отримання внутрішніх та зовнішніх фланців з трубних заготовок [150]

Процеси за схемами В3 з несиметричністю отриманих внутрішніх та зовнішніх відростків або одночасного поєднання радіального та бокового видавлювання (схеми В-4 та В-5) є перспективними з точки зору майбутнього застосування, однак вимагають розробки відповідного оснащення та дослідження можливості керування течією металу для забезпечення дотримання розмірів готового виробу.

Поєднання поперечного та поздовжнього видавлювання в процесах з декількома степенями свободи течії може бути запропоновано для виготовлення складнопрофільованих деталей із наявністю фланців та стрижнів в осьовій зоні [61,139, 152-161]. Спосіб радіально-зворотного видавлювання є перспективним для виготовлення порожнистих деталей типу стрижня з фланцем (схема С-1) та «стакан з фланцем біля дна» (схема С-2) (рис. 1.16). Комбіноване радіально-пряме видавлювання використовують для виготовлення деталей з фланцем із суцільних заготовок (схеми С-3 та С-4) або трубчастих заготовок (рис. 1.16).

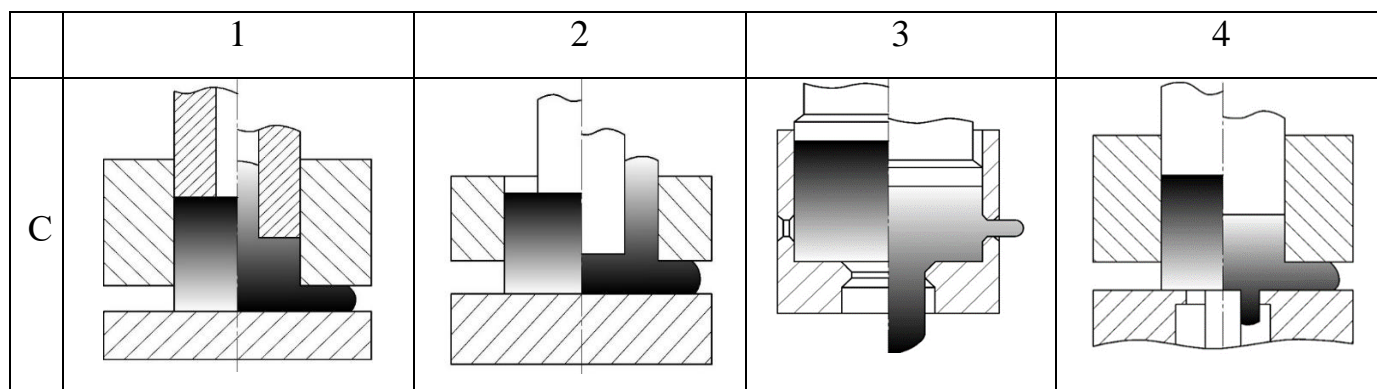


Рисунок 1.16 – Схеми комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання з двома степенями свободи течії металу

До однієї з перших робіт, присвячених можливостям радіально-зворотного видавлювання є робота Кузнєцова Г. В. з співавторами [152]. В цій роботі описаний штамп-автомат з револьверною подачею заготовок на послідовних позиціях калібрування і комбінованого видавлювання. Основна

частина досліджень [152-158] процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання порожнистих деталей з фланцем (схема С-2) присвячена аналізу силового режиму, навантаження на інструмент та впливу основних геометричних та технологічних параметрів. В роботі [159] проаналізовано в програмному комплексі Deform 2D особливості течії металу з урахуванням впливу кута торця пуансона в процесах зворотного і комбінованого радіально-зворотного видавлювання заготовок зі сталі, що пройшла загартовування. Дослідженню напружено-деформованого стану, металографічному дослідженню зразків та особливостей формоутворення та дефектоутворення у вигляді утягнення в донній частині напівфабрикату в даних процесах присвячені ряд робіт [155, 160,161]. В деяких роботах досліджено вплив конструктивних особливостей інструменту на протікання процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання, проведена оцінка впливу геометричних параметрів на технологічні режими при виготовленні деталей із сферичними та конічними порожнинами [156, 158]. Моделюванню процесів радіально-повздовжнього видавлювання стрижневих деталей з фланцем (схеми С-1 та С-3) присвячені роботи [162-164]. Основну увагу автори приділяли встановленню оптимального силового режиму деформування, деформаційному режиму, при цьому належної уваги поетапному формоутворенню напівфабрикату не приділялось, що значно знижує вагомість отриманих результатів. Перспективність застосування процесів комбіновано радіально-повздовжнього видавлювання з декількома степенями свободи течії металу сприяло підвищенню інтересу дослідників до моделювання процесів трьохстороннього видавлювання (рис. 1.17).

В роботах [165, 166] А. Farhoumand займався експериментальним дослідженням та скінченно-елементним аналізом в програмному комплексі ABAQUS процесу тристороннього прямо-зворотно-радіального видавлювання порожнистих деталей (рис.1.18). Проаналізовано викривлення ділильної сітки та

розподіл деформацій, вплив геометричних параметрів (радіус заокруглення матриці, товщина зазору) та умов тертя на силовий режим деформування (рис. 1.19). Подальші дослідження процесу трьохстороннього прямо-зворотно-радіального видавлювання порожнистих деталей з точки зору дослідження особливостей формоутворення та основних факторів керування проведено в роботах [167, 168].

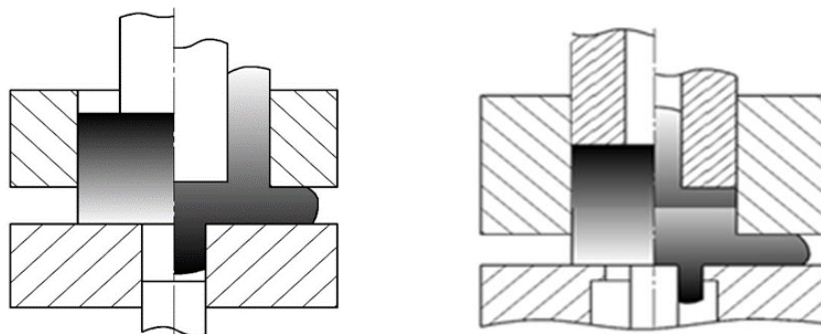


Рисунок 1.17 – Схеми комбінованого трьохстороннього радіально-поздовжнього видавлювання

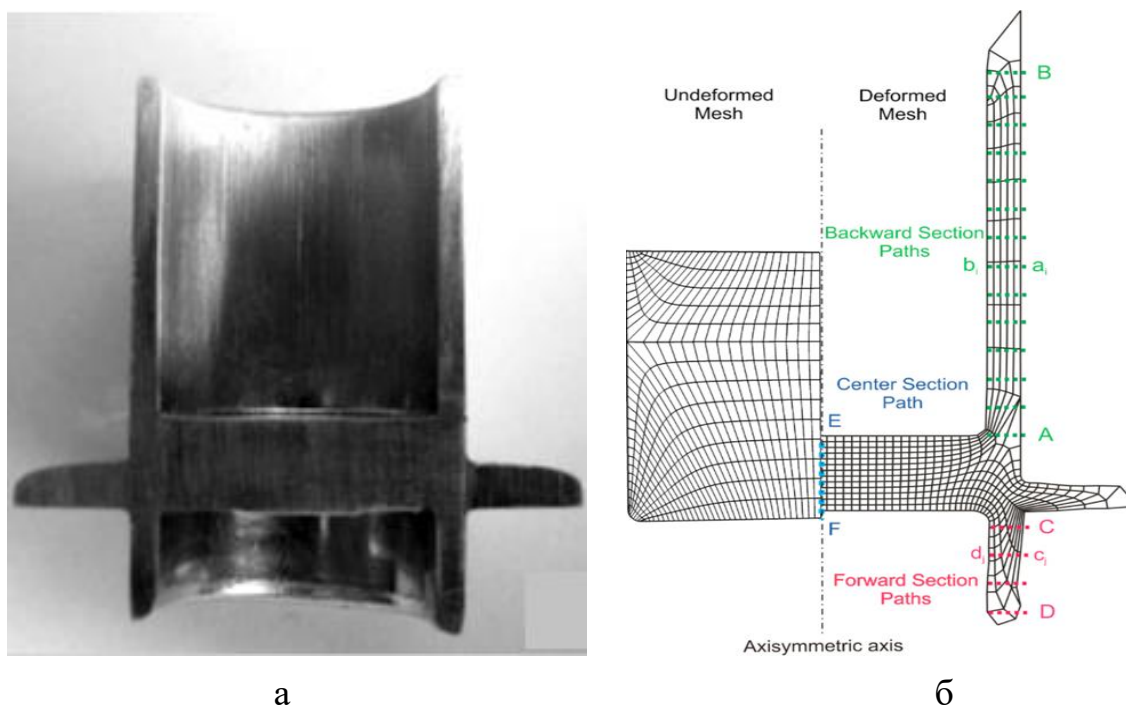


Рисунок 1.18 – Деталь, отримана при комбінованому трьохсторонньому видавлюванні з алюмінієвого сплаву (а) та викривлення діляної сітки (б) [165, 166]

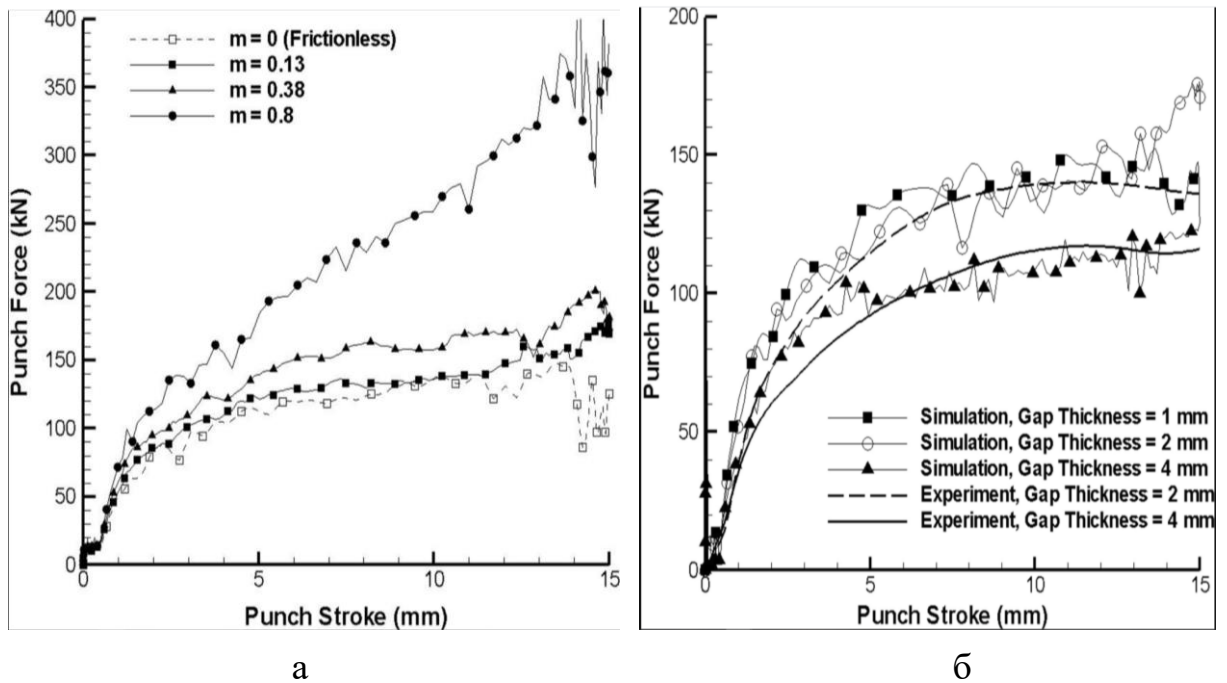


Рисунок 1.19 – Аналіз сили видавлювання в залежності від умов тертя (а) та товщини зазору (теоретично та експериментально отримані дані) (б) [165, 166]

Приділялась увага впливу деяких важливих геометричних параметрів конструкції штампа, умов тертя на формозмінення напівфабрикату та утворення деяких типів дефектів [168]. Імітаційне моделювання виконувалось методом скінченних елементів, обґрунтованість результатів моделювання перевірялася за допомогою експериментальних даних щодо визначення силового режиму та формоутворення. Однак аналіз та вагомість впливу геометричних співвідношень та умов тертя, що є основними факторами керування течією металу, досліджена в межах варіювання параметрів та носить досить обмежений характер. Рациональність використання конструктивних особливостей інструменту, а саме варіювання розмірів фасок та заокруглень на змінення приростів напівфабрикату не досліджувалася.

Таким чином, більш глибокі дослідження можливостями керування течією металу (формоутворенням напівфабрикату) в процесах комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання сприятимуть виробленню відповідних технологічних

рекомендацій. Це в свою чергу сприятиме розширенню можливостей комбінованого видавлювання з декількома степенями свободи течії металу та більш активному використанню даних процесів на виробництві.

1.2 Моделювання процесів холодного комбінованого видавлювання

1.2.1 Енергетичні методи дослідження процесів холодного видавлювання

Наявність на етапі технологічної підготовки виробництва достовірної оцінки технологічних параметрів досліджуваного процесу, змінення властивостей деформованого металу забезпечує можливість обрати доцільні способи управління процесом і в цьому контексті підвищує рівень прийнятих рішень [67, 113, 169, 170].

Аналітичне вивчення процесів видавлювання базується на математичній теорії пластичності. Значний внесок у розвиток теорії пластичності, розробку методів вирішення задач належить Л. Прандтлю, А. Надаї, В. Прагеру, Р. Хіллу, А.А. Ільюшину, А.Ю. Ішлінському, Л.І. Сєдову, В.В. Соколовському, В. Л. Колмогорову, Л.М. Качанову, В.В. Новожилову, Ю.Н. Работнову, Д.Д. Івлєву, А. Балтову та іншим [1-32, 34-43, 45-49, 171]. На основі теорії пластичності розвинуто потужні сучасні методи дослідження і моделювання процесів пластичного формоутворення, які дозволяють вирішувати широке коло практичних задач [12, 15, 27, 37-39, 42]. Разом з тим, питання підвищення точності прогнозування стійкості та руйнування, особливостей кінематики течії, виявлення можливих факторів керування формоутворенням напівфабрикату залишаються актуальними і вимагають визначення нових критеріїв і варіантів розвитку теорії.

Залежно від методу розв'язання задачі використовуються замкнуті системи рівнянь, які умовно можна поділити на три типи [172]: рівняння статички, що включають умови рівноваги (статичний метод); рівняння кінематики, що включають умову сталості об'єму (кінематичний метод); рівняння зв'язку між

статичними і кінематичними характеристиками, що відображають властивості середовища (точний метод). Раціональність використання різноманіття методів розрахунку [27, 37, 42] для процесів ОМТ обґрунтовується, насамперед, точністю результатів в порівнянні із експериментальними даними та витратами на їх отримання. При цьому з огляду на наступне практичне застосування під точністю методу і отриманих рішень необхідно перш за все розуміти відповідність до відображення реальних умов деформування і функціональних зв'язків [33].

Прийнято поділяти задачі аналізу процесів пластичної деформації щодо вирішення різних технологічних завдань оптимізації параметрів процесу на чотири класи. До першого класу належать задачі аналізу силового режиму (визначення зусилля і роботи деформації), рішення яких дозволяє обрати технологічне обладнання і розрахувати на міцність деталі штампу. Аналіз і рішення завдань з визначення розподілу навантажень на робочих поверхнях інструменту при розрахунку важко навантажених штампів, визначення комплексу параметрів, що дозволяють отримати необхідні запаси міцності, відносять до другого класу задач теоретичного аналізу. Аналіз формоутворення і визначення раціональних розмірів вихідної заготовки і її проміжних форм при багатоперехідному штампуванні визначають третій клас задач. Четвертий клас завдань - завдання граничного формозмінення, що забезпечує розробку технологічного процес таким чином, щоб не вичерпати ресурс пластичності і отримати деталі без дефектоутворення.

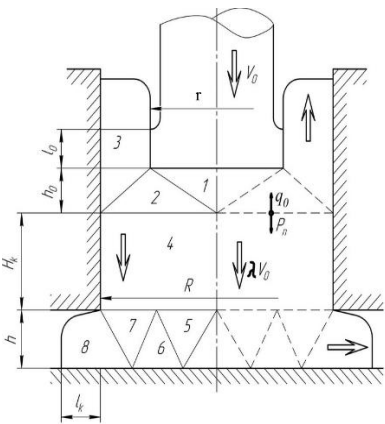
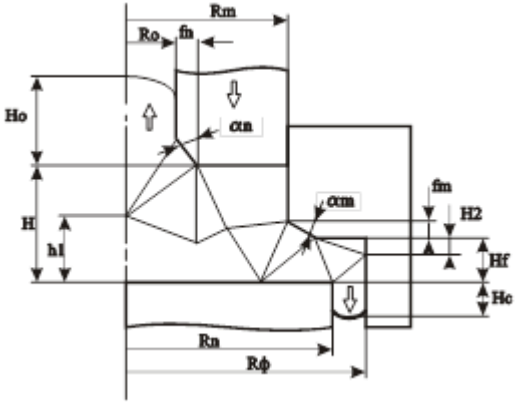
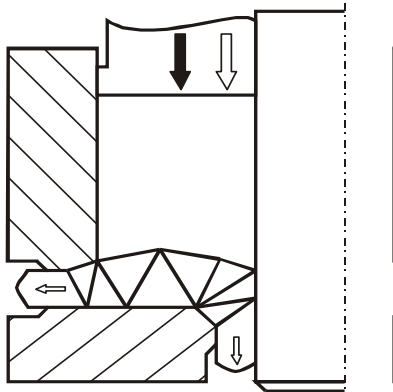
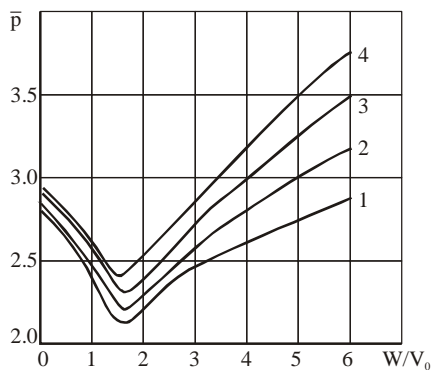
В інженерній практиці для розрахунків процесів пластичного деформування металу знаходять широке застосування засновані на енергетичних теоремах методи верхньої та нижньої оцінки, балансу потужностей і ліній ковзання та метод скінченних елементів (МСЕ). Основні модифікації так званого енергетичного методу засновані на моделюванні течії металу в осередку деформації за допомогою безперервно деформуються блоків (модулів) різної форми або в другому випадку за допомогою жорстких, як правило, трикутних блоків. При цьому теоретичні основи варіаційних методів також засновані на використанні закону збереження енергії,

тобто по суті можуть вважатися різновидом енергетичного методу. У науковій та навчальній літературі різні модифікації енергетичного методу з урахуванням своїх особливостей використання називають методом потужностей або балансу робіт, верхньої оцінки (МВО), варіаційним методом.

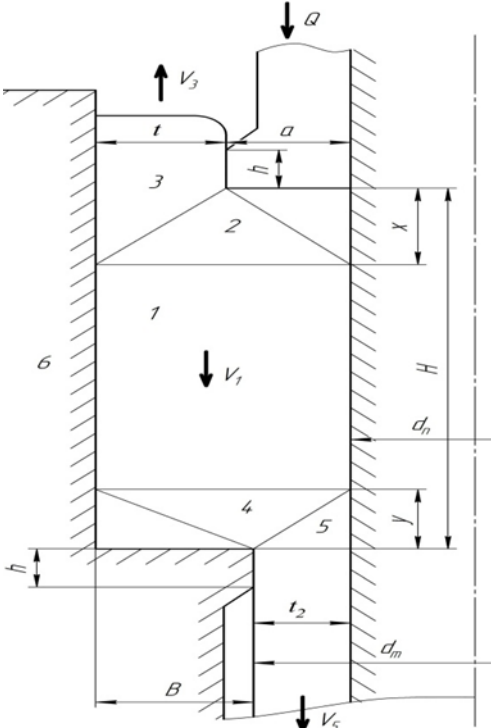
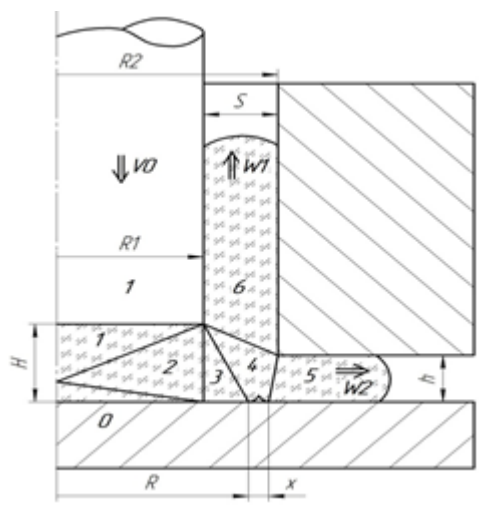
МВО, розроблений У. Джонсоном і Х. Кудо, відносять до графо-аналітичного енергетичного методу (за рахунок графічної побудови схеми процесу та годографу швидкостей) [17, 18]. Метод успішно застосовується для визначення осередку деформації, оптимального силового режиму деформування, знаходження оптимальної конфігурації формоутворюючого інструменту і розмірів вихідної заготовки, прогнозування появи дефектів та ін. При цьому можливі поля швидкостей зазвичай описуються і відповідно характеризуються невеликою кількістю блоків та варійованих параметрів. Збільшення кількості трикутних блоків підвищує точність розрахунку при описі складної кінематики течії металу, зближуючи його з рішенням, отриманим методом ліній ковзання [17]. Однак недоліком збільшення елементів розбиття розрахункової схеми є ускладнення математичного апарату і необхідність використання чисельних методів [173].

На даний час МВО розв'язано ряд технологічних завдань з визначення силових параметрів, викривлення координатної сітки, визначення формоутворення заготовки при видавлюванні за базовими схемами [9, 39, 41, 42, 62, 174-178]. При цьому інтерес викликають не тільки роботи, що використовують блоки більш складної конфігурації (з криволінійними межами), а й дослідження процесів комбінованого видавлювання з декількома степенями свободи течії металу (табл. 1.1) з можливістю прогнозування силового режиму, формоутворення та дефектоутворення у вигляді утягнення [149, 155, 179-182]. В роботі [178] моделювання силового режиму процесу бокового видавлювання проведено МВО, дана оцінка впливу геометричних параметрів і виду поля швидкостей на приведений тиск деформування (рис. 1.20).

Таблиця 1.1 – Рішення МВО для схем комбінованого видавлювання

| | |
|---|--|
| <p>1. І. С. Алієв, 1995 [149]</p>  | <p>Приведений тиск деформування:</p> $\bar{p}_k = \bar{p}_2(1 - \lambda) + \bar{p}_1 \frac{R}{r} \lambda - G \frac{R}{r} \lambda, \text{ де}$ $\bar{p}_1 = 1 + 0,25R \frac{1 + 2\mu}{h} + \mu \frac{l_k}{h} + \mu \frac{H_k}{R},$ $\bar{p}_2 = \frac{R}{r} \sqrt{\frac{2r}{s}} + \mu \frac{h_0 + l_0}{s} + \mu \frac{l_0}{r},$ $G = \mu \frac{h_0 + l_0}{R}, \quad \lambda = \frac{\bar{p}_2}{\bar{p}_2 + G + \bar{p}_1}.$ |
| <p>2. Є.М. Солодун, 2003 [179]</p>  | <p>Приведений тиск деформування:</p> $\bar{p} = \frac{\sum l_{ij} V_{ij} + 2\mu_s \sum l_{ik} V_{ik}}{2(R_m - R_o) V_o}.$ <p>Визначення положення межі розділу течії металу на зворотне та радіальне видавлювання:</p> $R_x = 1 - (0.4 - 0.1H) \frac{H_f}{R_m} + 0.055 \left(\frac{H_f}{R_m} \right)^2.$ |
| <p>3. Л.І. Алієва, 2008 [75]</p>  | <p>Приведений тиск деформування:</p> $\bar{p} = f(h/R_0, R/R_0, R_1/R_0, \mu).$  |

Продовження таблиці 1.1

| | |
|--|--|
| <p>4. А. К. Евдокімов, К.А. Антонкіна, 2012 [181]</p>  | <p>Потужність на пряме и зворотне видавлювання матеріалу:</p> $N_{i\partial} = V_1 \left[\frac{T}{yt_2} (y^2 + 2Bt_2) + \frac{\mu T}{t_2} (y + 2h) + 2\mu(H - x - y) \right] - \mu(H + h - x),$ $N_{обп} = \frac{T(x^2 + 2at_1)}{xt_1} + \mu(H - x - y) + \frac{\mu(hT - xa - ha)}{t_1} - V_1 \left[\frac{T}{xt_1} (x^2 + 2at_1) + \frac{\mu T}{t_1} (x + 2h) + 2\mu(H - x - y) \right].$ <p>де $y = \sqrt{\frac{2BTt_2}{T + \mu(B - t_2)}}, x = \sqrt{\frac{2aTt_1}{T + \mu(a - t_1)}}.$</p> |
| <p>5. Грудкіна Н.С., 2014 [155]</p>  | <p>Прогнозування утягнення:</p> $\left(\frac{H^2}{(R - R_1)^2} - 1 \right) \cdot (H + R - R_1) \cdot (3H + 2R - 2R_1) +$ $+ H \cdot \left(3h + \frac{(H - h)^2}{s} - \frac{H^2}{R - R_1} \right) +$ $+ 2\mu_S \cdot (H + R - R_1)^2 = 0.$ <p>за умови $\lambda \rightarrow \frac{R_1}{s}.$</p> |

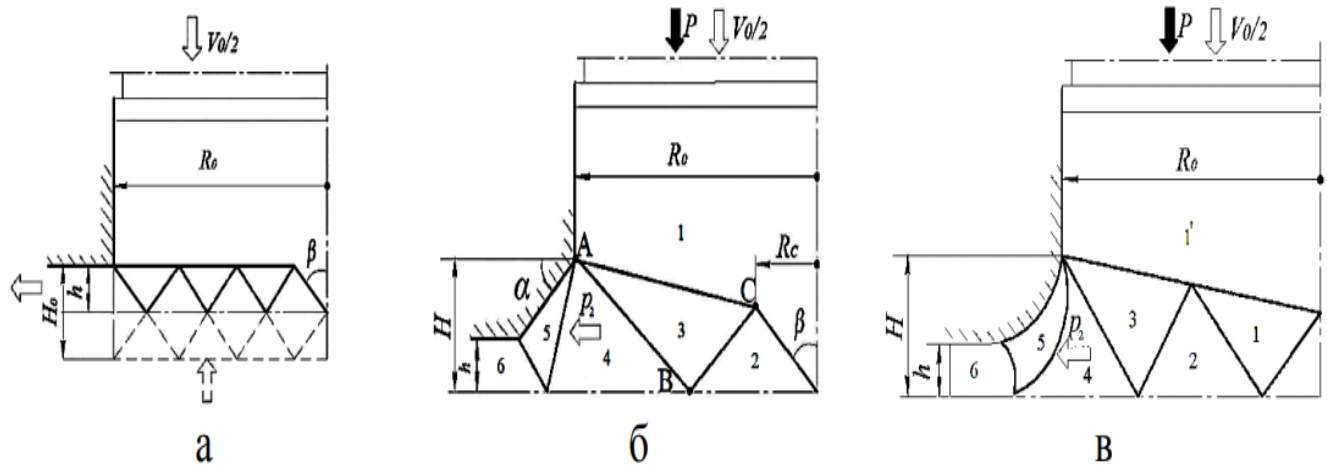


Рисунок 1. 20 – Варіанти розрахункових схем МВО бокового видавлювання [178]

Уточнені залежності для розрахунку тиску деформування в матрицях складної конфігурації (з конічною і закругленою перехідною кромкою) із використанням криволінійного трикутного модуля. МВО дозволив оцінити нерівномірність розподілу деформацій за перетином видавленого відростка, розрахувати величину тепловиділення уздовж ліній течії металу.

Моделюванню процесів комбінованого видавлювання з двома степенями свободи течії металу у порівнянні із досить широко дослідженими процесами за базовими схемами присвячена невелика частина робіт [149, 179-182]. Однак в цих роботах продемонстровано можливості МВО для оцінки оптимального силового режиму, визначення положення межі розподілу течії металу на зворотне та радіальне видавлювання [179], формоутворення та прогнозування появи дефекту у вигляді утягнення в донній частині деталі на заключній стадії процесу [155]. Приклади ефективних рішень МВО для схем комбінованого видавлювання представлено нижче (табл. 1.1).

Розвинення методу для можливості моделювання тривимірних схем деформації базується на використанні жорстких тетраедрів (нехтуючи величиною потужності на деформацію всередині блоків) і відповідно тривимірних годографів

швидкостей [9, 184, 185]. Скінченно-елементні модифікації МВО використовуються в роботах В.М. Сегала, Б.Н. Березовського, В.М. Пєєва, В.І. Ураждіна, Ч. Янга, І. Кіма, М. Ліма та ін. [184-190], що безумовно сприяє розширенню можливостей даного методу. Наразі модифікацію МВО, яка поєднує МСЕ з теоремою про верхню оцінку із застосуванням довільно орієнтованих трикутних елементів називають методом UBET [27, 188-191]. При цьому верхню оцінку силового режиму і формоутворення заготовки визначають оптимізацією за комплексом геометричних параметрів, розглядаючи декілька можливих варіантів наборів полів швидкостей. Моделювання силового режиму холодного комбінованого видавлювання і формоутворення осесиметричної заготовки за одним із трьох запропонованих варіантів полів швидкостей добре узгоджується із експериментальними даними на заготовках з алюмінієвого сплаву [190].

Зазначимо, що можливість побудови великої кількості розрахункових схем процесу дозволяє повною мірою використовувати екстремальні принципи енергетичних методів, раціональною (ефективною) вважають той варіант набору полів швидкостей, який відповідає найменшому значенню величини приведенного тиску деформування.

При цьому, чим ближче до дійсного побудована розрахункова схема процесу, тим нижче отримані дані щодо силового режиму деформування та формоутворення напівфабрикату. Оптимізація величини приведенного тиску деформування як основної характеристики оцінки силового режиму може проводитися як за кінематичними параметрами, так і за геометричними параметрами. Це дозволяє вирішити питання оптимізації конфігурації інструменту та прийомів керування формоутворенням заготовки в процесах комбінованого видавлювання з декількома степенями свободи течії металу.

Ще однією ефективною модифікацією енергетичного методу, що використовують для моделювання процесів комбінованого видавлювання з однією чи декількома степенями свободи течії металу (осесиметрична задача) є метод

балансу потужностей або метод балансу робіт [62, 127, 142, 149, 155, 156, 158, 160-164, 167, 172, 173, 175, 179, 182, 192-195]. Особливий інтерес викликають роботи Л. Д. Оленіна [142, 193], в яких проведено аналіз силового і деформаційного режимів процесів комбінованого видавлювання порожнистих деталей енергетичного методом. Встановлено, що головними керуючими факторами формоутворення деталі слід вважати додаткові навантаження, при цьому умови тертя можна вважати не істотно впливовими факторами.

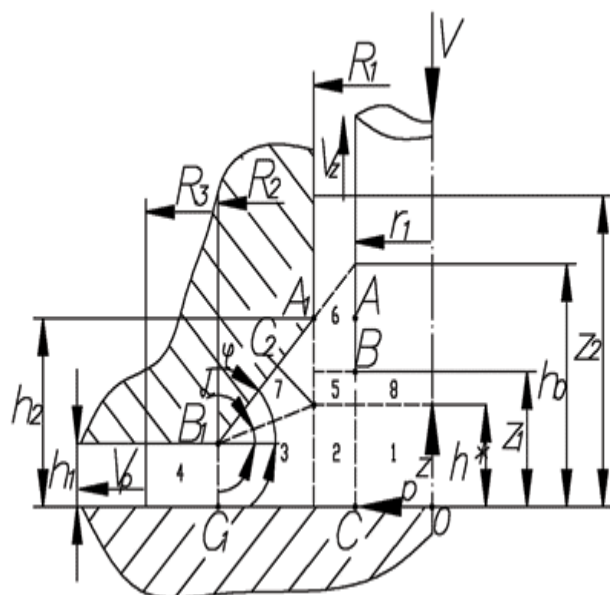
В роботі [141] співставлення результатів моделювання процесу комбінованого радіально-прямого видавлювання (рис. 1.12) на основі енергетичного методу [140, 142, 143] вказують на суттєві відмінності у визначенні осередку пластичної деформації та сили видавлювання із результатами в DEFORM 3D [141]. Формоутворення деталі докладно не вивчалось, порівняння з експериментальними даними додатково проведено не було. До досліджень останніх років процесів з двома ступенями свободи течії можна віднести роботу В. І. Ігнатенко [194], в якій проведено аналіз процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання в конічній матриці, при цьому виділені 3 характерні стадії процесу в залежності від положення пуансона і особливостей течії металу в осередку деформації. Розроблена розрахункова схема процесу відповідає другій стадії, коли конічна порожнина матриці заповнена і триває до тих пір, поки пуансон не опуститься до рівня товщини фланця (рис.1.21, а). При цьому положення межі h^* розділу течії і значення повної потужності сил деформування знаходяться чисельно. Розроблений на основі розрахункової схеми програмний модуль дозволяє моделювати процес комбінованого радіально-зворотного видавлювання для другої стадії процесу, проведено порівняльний аналіз результатів, отриманих енергетичним методом та у Qform 2/3D (рис. 1.21, б).

В роботі Солодуна Е.М. [179] проведено порівняльний аналіз отриманих величин приведенного тиску деформування та положення межі розподілу течії металу на зворотне та радіальне видавлювання енергетичним методом балансу потужностей та МВО для процесу комбінованого радіально-зворотного

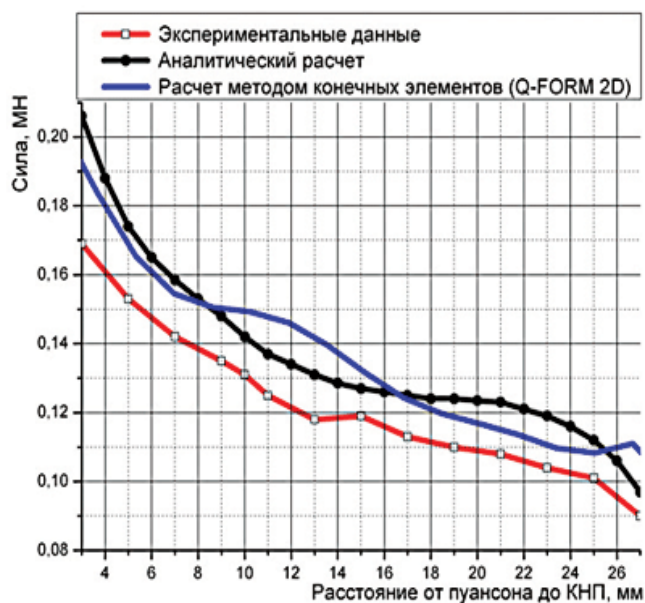
видавлювання стрижневих деталей (табл. 1.1). При цьому значення R_x , отримане методом балансу потужності зміщується на 2-7% в сторону збільшення (від осі симетрії) в порівнянні із даними за МВО, це в свою чергу впливає на відхилення у формоутворенні (рис. 1.22). Дані щодо приростів фланцевої зони та приведенного тиску деформування у порівнянні з експериментальними даними вказують на раціональність використання методу балансу потужностей. Подальші дослідження процесів комбінованого радіально-зворотного видавлювання деталей з осьовим відростком та фланцем, порожнистих деталей типу стакан з фланцем та процесів трьохстороннього видавлювання проведено в роботах [160-163, 167, 180, 182].

Виявлено особливості протікання процесу деформування на різних стадіях, досліджено напружено-деформаційний стан та вплив технологічних факторів на силовий режим та формозмінення напівфабрикату, проведено порівняльний аналіз з експериментами.

Приклади розрахункових схем процесу комбінованого зворотно-прямого видавлювання [194] та двостороннього видавлювання при отриманні внутрішніх та зовнішніх фланців з трубних заготовок [150] демонструють можливості використання як елементарних прямокутних кінематичних модулів (рис. 1.23, а), так і більш складної форми (трикутних та трапецеїдальних) (рис. 1.23, б, рис. 1.24,б). Однак, слід зазначити, що математичні моделі, побудовані на основі спрощених розрахункових схем паралельної течії із використанням кінематичних модулів прямокутного перерізу, дозволяють отримувати оперативні рішення технологічних задач, але можуть демонструвати значне розходження з експериментальними даними. Зазначимо, що для різних етапів процесу деформування може бути використана окрема розрахункова схема (рис. 1.24) згідно із зміненням положення активного інструменту або особливостями розподілу течії металу всередині заготовки [196]. При цьому необхідно забезпечити оперативний перехід від початкової до заключної розрахункової схеми досліджуваного процесу.



а



б

Рисунок 1.21 – Розрахункова схема (а) та залежність сили деформування від ходу (б) процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання для АД1 [194]

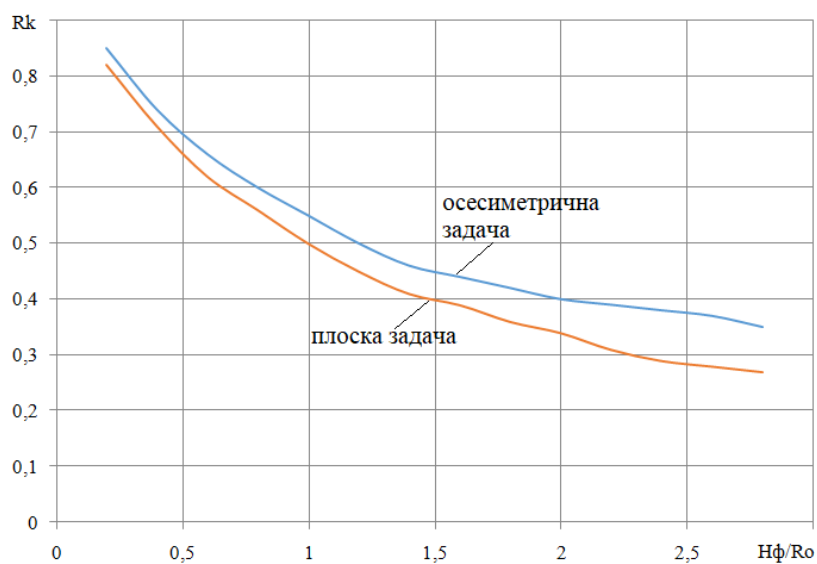


Рисунок 1.22 – Аналіз положення межі розподілу течії металу на зворотне та радіальне видавлювання від параметрів процесу, отриманих МВО та балансу потужностей [179]

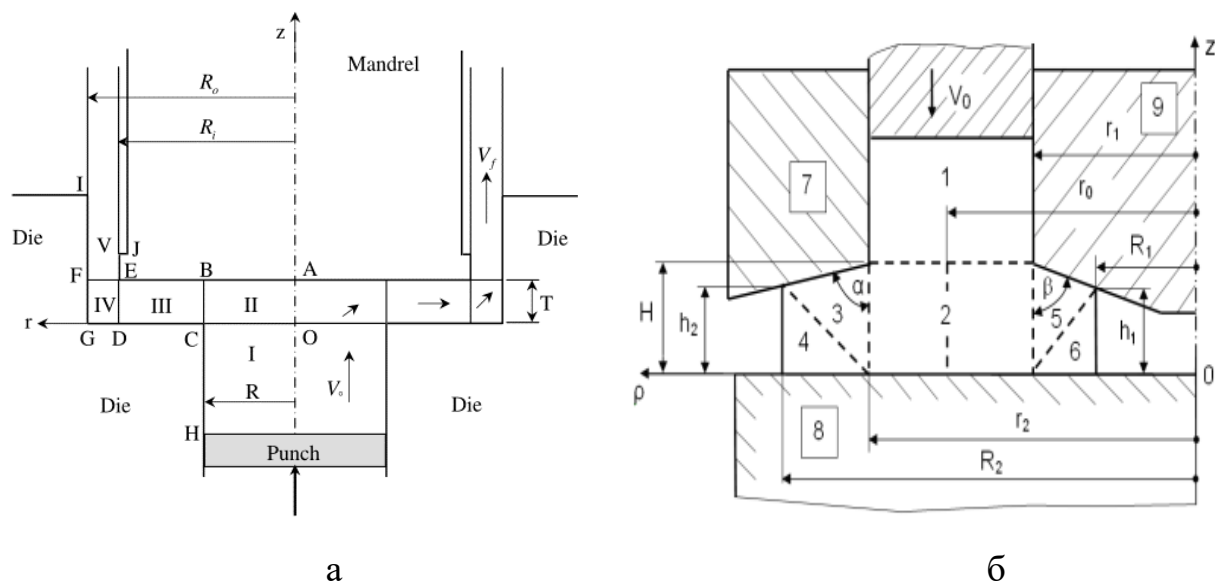


Рисунок 1.23 – Розрахункові схеми енергетичного аналізу процесу комбінованого зворотно-прямого видавлювання (а) [195] та двостороннього видавлювання при отримання внутрішніх та зовнішніх фланців з трубних заготовок (б) [150]

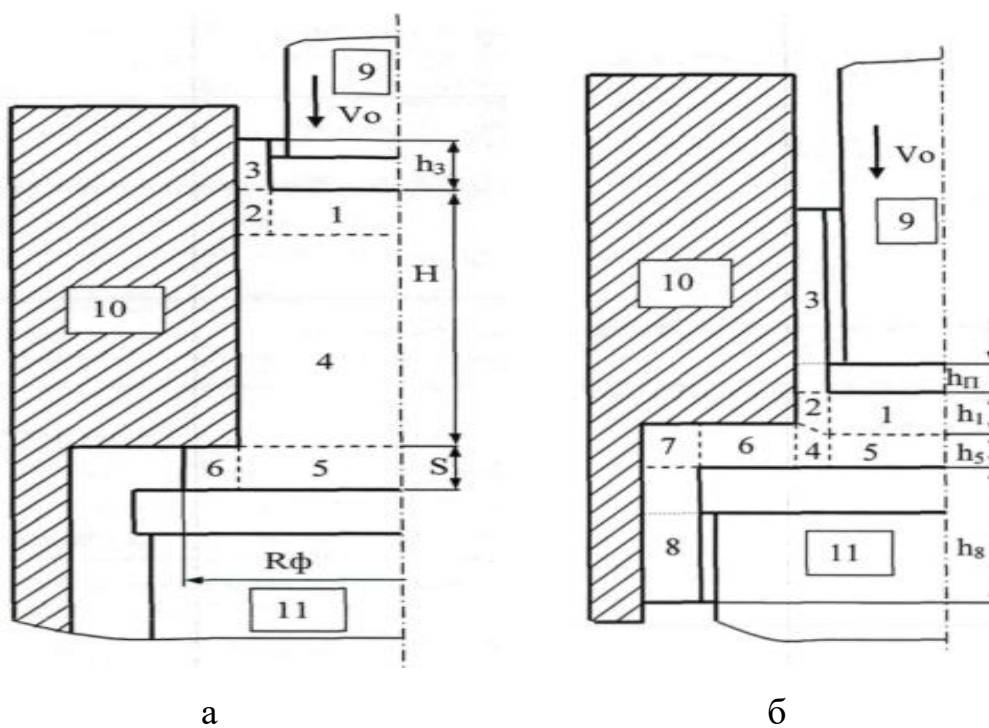


Рисунок 1.24 – Розрахункові схеми першого (а) та другого (б) етапів процесу комбінованого видавлювання деталі «стакан з порожнистою цапфою» [196]

Зростання інтересу до процесів комбінованого видавлювання з декількома степенями свободи течії металу чи із використанням інструменту складної конфігурації (з наявністю фасок, заокруглень) вимагає саме розробки нових кінематичних модулів із похилими криволінійними межами, які більш точно описуватимуть картину течії металу всередині заготовки чи межу контакту заготовки із інструментом.

Зростання інтересу до процесів комбінованого видавлювання з декількома степенями свободи течії металу чи із використанням інструменту складної конфігурації (з наявністю фасок, заокруглень) вимагає саме розробки нових кінематичних модулів із похилими криволінійними межами, які більш точно описуватимуть картину течії металу всередині заготовки чи межу контакту заготовки із інструментом. Це несе за собою ускладнення математичного апарату обчислень та ставить питання пошуку відповідних прийомів спрощення розрахунків та вплив їх використання на оптимальні параметри процесу деформування. Актуальним в цьому напрямку є розвиток методу кінематичних модулів, розробка і застосування кінематичних осесиметричних модулів складної форми з похилими межами шляхом виявлення їх властивостей (інверсія, універсальність) і особливостей вбудовуваності в нові розрахункові схеми навантаження і течії металу [94].

1.2.2 Моделювання процесів комбінованого видавлювання методом скінченних елементів

Пошук методів розрахунку з більш широкими можливостями і універсальністю, які об'єднують механіку суцільних середовищ і сучасні методи чисельного аналізу, сприяв створення методу скінченних елементів (МСЕ). Інтенсивне використання МСЕ почалося з сімдесятих років минулого століття з виходом робіт [197] та подальший розвиток отримав у роботах, в яких метод

використовувався для аналізу пружних деформацій штампів, пластичної деформації і для розрахунку деформацій і температурних полів в задачах ОМТ [198, 199]. На даний час МСЕ можна вважати сучасною альтернативою по відношенню до теоретичного аналізу та експериментального дослідження процесів об'ємного деформування [200-207]. Ефективність МСЕ підтверджена успішними прикладами застосування різноманітних технічних і технологічних додатках, в тому числі при аналізі процесів об'ємного деформування. Коректно побудовану модель в МСЕ можна вважати максимально наближеною до дійсного фізичного процесу, що дозволяє визначити реальну картину розвитку напружено-деформованого стану у часі, силовий режим деформування, поетапного формоутворення та врахувати наявність різних фізичних ефектів, в тому числі наявність дефектоутворення (рис. 1.25 і 1.26) [92, 167]. Ефективним є використання МСЕ для дослідження впливу технологічних факторів, в тому числі зміни умов тертя на формоутворення напівфабрикату (рис. 1.27) [155]. Також можна досліджувати та аналізувати вплив наявності складної конфігурації інструменту у вигляді фасок та заокруглень, що є впливовими факторами керування формоутворенням напівфабрикату (рис. 1.28).

Для моделювання та дослідження процесів холодного видавлювання добре зарекомендували загальноінженерні скінчено-елементні пакети Qform, DEFORM, ANSYS, LS-DYNA [200-207]. Однак використання МСЕ для моделювання процесів пластичної деформації має ряд проблем, пов'язаних насамперед із складністю постановки завдання, адекватного фізичній природі досліджуваного процесу, в подальшому стійкістю і точністю отриманих рішень [53, 299]. Це пояснюється тим, що МСЕ ґрунтується на прийнятті цілого ряду спрощених гіпотез, що обов'язково вимагає ретельної підготовки комплексу вихідних даних із наступною перевіркою отриманих рішень [207]. В програмному комплексі Qform використовують сітку скінчених елементів у вигляді комплексу лінійних трикутників (осесиметричні та плоскі задачі) або тетраєдрів. Однак не ідеальність розбиття заготовки на елементи

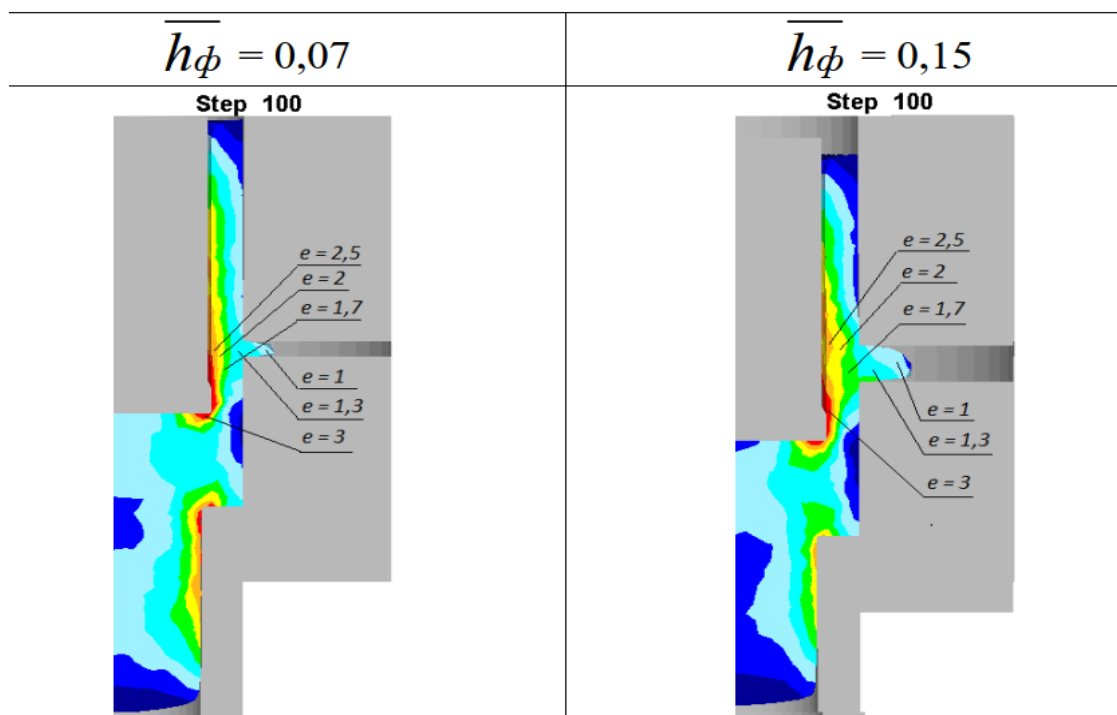


Рисунок 1.25 – Моделювання процесу DEFORM 3D комбінованого тристороннього видавлювання [167]

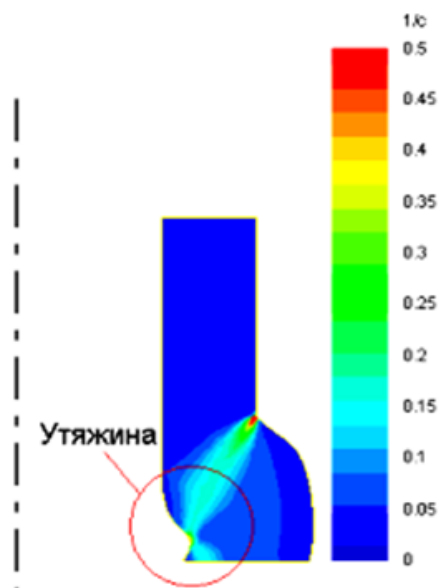


Рисунок 1.26 – Поля розподілу швидкості деформації та прогнозування дефектів типу утягнень за допомогою Q-Form 2D при радіальному видавлюванні [92]

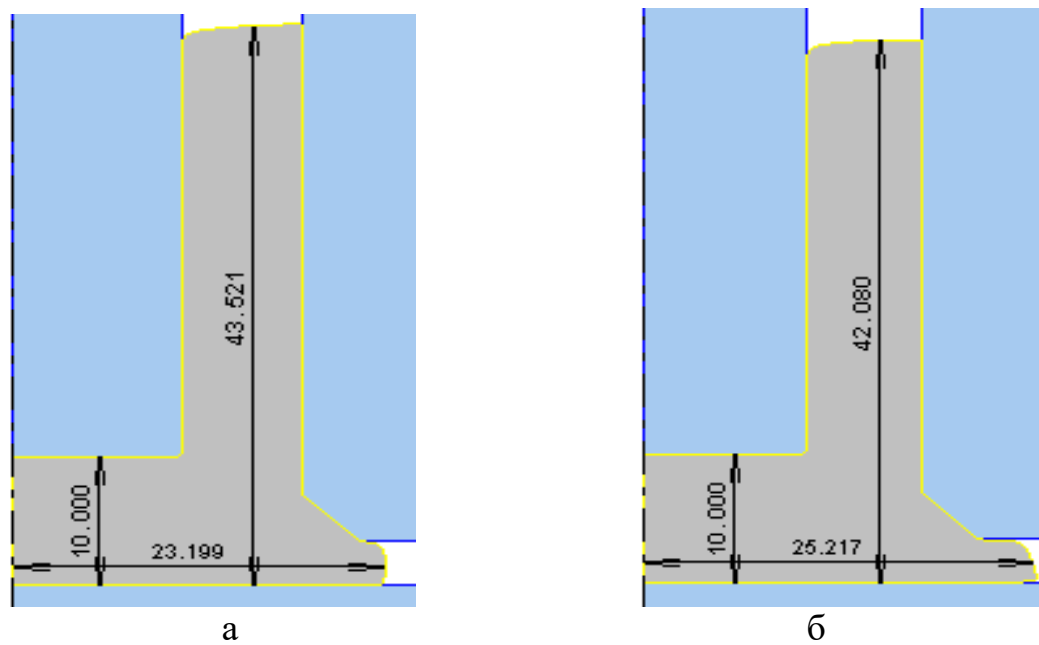


Рисунок 1.27 - Порівняльний аналіз впливу умов тертя на формоутворення напівфабрикату при $\mu \rightarrow = 0.5, \mu \uparrow = 0.08$ (а) та $\mu \rightarrow = 0.08, \mu \uparrow = 0.5$ (б) [155]

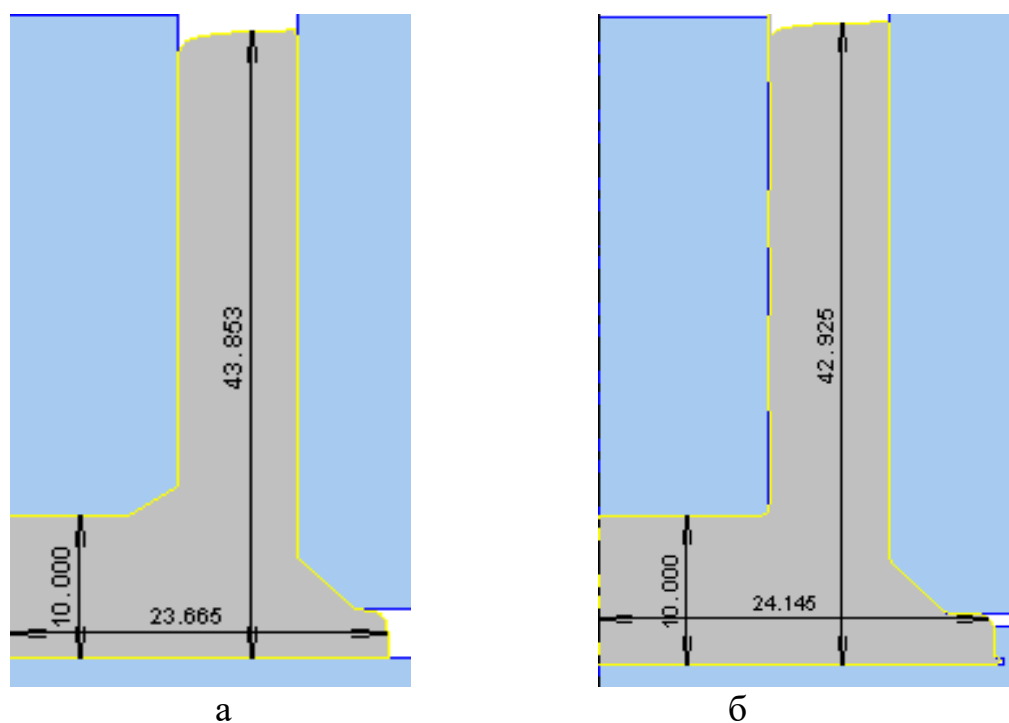


Рисунок 1.28 - Порівняльний аналіз впливу введення змін конфігурації інструменту на формоутворення напівфабрикату ($\mu \rightarrow = \mu \uparrow = 0.2$) [155]

та їх деформація у процесі деформування може призводити до суттєвої осциляції розв'язання, появи в окремих вузлах величин, що виходять за рамки допустимих значень. Однак в напрямку вирішення проблем, пов'язаних із забезпеченням точності отриманих рішень та розширення області застосування ведеться безперервна робота розробників.

Зазначимо, що до переваг застосування МСЕ при дослідженні процесів видавлювання можна віднести можливість використання (побудови) великої кількості варіантів. Крім того, комп'ютерна імітація технології дозволяє значно знизити матеріальні витрати на виготовлення дорогого технологічного оснащення і доведення технології та на етапі аналізу відмовитися від використання неефективного технологічного процесу [210].

1.2.3 Експериментально-аналітичні та експериментальні методи

Удосконалення методики проведення експерименту, вимірювань і статистичної обробки даних створили передумови для виникнення якісно нового підходу до вирішення задач пластичного деформування, заснованого на об'єднанні експериментального дослідження і теоретичного аналізу. Розробка теоретичних основи візіопластичного методу належить Ю. М. Алексєєву [20] і Е. Томсену [23]. Перші спроби провести аналіз напруженого стану за розподілом твердості наведені в роботі [5], великий внесок в подальший розвиток методу розподілу твердості внесли Г.Д. Дель [53] і В. А. Огородніков [31], для аналізу стаціонарних процесів осесиметричної течії при немонотонному формозмінненні широке застосування знайшов метод ділільних сіток І.П. Ренне [43], дослідження методом муарових смуг та поляризаційно-оптичним методом продемонстровані в роботах [208, 209].

Достовірність розробленої аналітичної (теоретичної) моделі повинна бути підтверджена порівнянням із експериментально отриманими величинами досліджуваних параметрів. Повне дослідження повинно поєднувати аналітичні і

експериментальні методи в пропорціях, що визначають існуючі проблеми, цілі, матеріально-економічні та інші обмеження.

Метод факторного експерименту забезпечує можливість на основі даних, отриманих для заданих інтервалів зміни факторів, формалізованими прийомами створювати експериментальні математичні моделі, які описують параметри процесу [211, 212].

На даний час використання контактного тертя в технологічних цілях можна вважати одним з пріоритетних напрямків інтенсифікації процесів пластичного деформування, тому визначення реальних умов контактного пластичного тертя в процесах холодного видавлювання є актуальною задачею експериментальної механіки ОМТ [44, 212–218]. При теоретичному аналізі з огляду на складнощі визначення та розрахунків витрат на подолання сил тертя застосовують для процесів з величиною приведенного тиску деформування до 2 одиниць закон Амонтона, а для процесів з більш високим значенням приведенного тиску закон тертя за Зібелем [22, 213, 216]. Однак використання даних найпростіших законів при дослідженні методами скінченно-елементного аналізу та енергетичними методами процесів комбінованого видавлювання з декількома ступенями свободи течії металу значно знижує точність отриманих рішень [1, 306]. Це в свою чергу знижує оцінку дотримання необхідних розмірів заготовки та можливості розглядання умов тертя як вагомих керуючих факторів формуванням напівфабрикату. А. Н. Левановим [214] запропоновано методика і установку для випробувань контактної тертя в процесах обробки тиском, що дозволяє в умовах заводської лабораторії отримати надійні дані для розрахунків. Останнім часом при комп'ютерному та аналітичному моделюванні процесів ОМТ використовують саме експоненціальні залежності за Левановим А.Н [214].

В ДДМА для дослідження контактних умов деформування безпосередньо в процесах холодного видавлювання використовується пластотрибометри, які у найпростішому випадку містять пуансон, матрицю з радіальною порожниною для

видавлювання, оправку та месдозу, з'єднану з реєструвальним приладом [154, 219, 220]. Для розширення діапазону параметрів досліджуваного процесу деформування запропоновано конструкції пристроїв, в яких метал в зоні вимірювання отримує додаткову деформацію і, відповідно, необхідне оновлення поверхні і зміцнення (рис. 1.29) [92, 221]. При робочому ході пресу пуансон 1 деформує заготовку 14, яка встановлена у отвір півматриці 5 на оправку 7 і метал видавлюється в порожнину 9, в якій формується фланець. Сила пластичного тертя, що виникає між заготовкою 14 і поверхнею оправки 7 повністю передається на месдозу 13, яка за допомогою реєструвального пристрою точно фіксує силу і характер її зміни [221]. Це дозволило шляхом підбору коефіцієнтів апроксимації для експоненціальної залежності підібрати найкраще наближення розрахункових значень відносного напруження контактного тертя до отриманих експериментальних даних [94]. Експериментальні встановлені значення коефіцієнтів тертя для різних матеріалів та найпоширеніших у процесах холодного видів мастил із нанесенням (чи без) плівкових покриттів на робочі поверхні інструменту. Для теоретичного аналізу рекомендовано використовувати у якості середнього коефіцієнта тертя за Зібелем в межах від 0,04 до 0,08.

Таким чином, розвиток методики оцінювання сил контактного тертя та розробка пристроїв для вимірювання сил тертя безпосередньо в процесах холодного видавлювання сприяє отриманню більш достовірної оцінки силового режиму та формоутворення заготовки теоретичними методами, в тому числі методом балансу потужностей.

1.3 Дефектоутворення та оцінка деформованості заготовок в процесах холодного видавлювання

Натомість перевагам процесів холодного видавлювання слід зазначити про наявність обмежень і недоліків у вигляді дефектоутворення, які істотно знижують

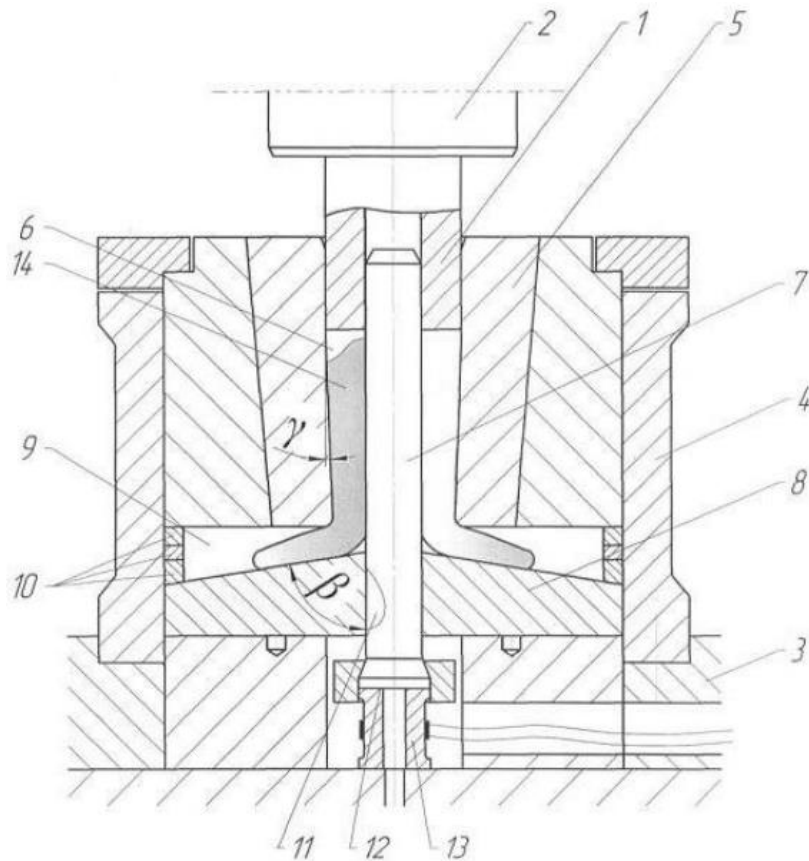


Рисунок 1.29 – Схема пристрою для вимірювання сил тертя при комбінованому деформуванні [92, 221]

якість отриманих виробів. До основних параметрів, що визначають якість штапованих деталей відносять відхилення форми і поверхонь деталей, недотримання розмірів, якість поверхні, нерівномірність деформованого стану, тріщини (відриви) і руйнування. До найбільш поширених дефектів, що є характерними для переважної більшості способів видавлювання, можна віднести відхилення форми і тріщини. Однак є різновиди дефектів, що властиві окремим схемам деформування за певних геометричних або технологічних співвідношень процесу. Визначення параметрів і співвідношень, критичних з точки зору можливого дефектоутворення, технологічних факторів, що дозволяють відстрокувати або нівелювати появу дефекту, дозволить значно розширити сферу

застосування технологій холодного видавлювання, перш за все для комбінованого видавлювання з декількома степенями свободи течії металу.

В роботі [222] на підставі робіт [22, 29-33, 42, 97, 149, 155, 160, 182, 223] систематизовано види дефектів, характерних для холодного видавлювання за різними технологічними способами, та представлено у вигляді узагальненої класифікації (рис. 1.30). Для способів поздовжнього видавлювання характерними є (рис. 1.31, ряди А і В) відхилення форми у вигляді утягнення, викривлення стрижня та неспіввісності порожнини, тріщини на зовнішній поверхні, викликані нерівномірністю течії металу [29-32]. Способам радіального та комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання притаманні (рис. 1.30, ряди С і D) викривлення форми фланців, утягнення та неприлягання зовнішнього контуру деталі до поверхні матриці, несиметричність відростків за круговим контуром. Також для схем, що містять радіальну складову видавлювання можлива поява тріщин, розривів та відривів фланців, поява складок (рис. 1.30, ряди С-Е). Деталі, отримані за способами холодного видавлювання з однією або двома степенями свободи течії металу із різних матеріалів, з різним видом дефектоутворення, представлені на рис. 1.31.

Як зазначалося вище, загальновизнаним дефектом для процесів холодного видавлювання за простими базовими (рис. 1.32, схеми групи А) та комбінованими схемами (рис. 1.32, схеми групи В), є відхилення форми у вигляді утягнення. Залежно від схеми видавлювання дефекти подібного виду можуть виникати як на різних стадіях процесу, так і в різних зонах напівфабрикату.

Для процесу зворотного видавлювання порожнистих деталей типу стакан поява утягнення у вигляді відходу металу в донній частині біля стінки матриці відбувається на заключних стадіях процесу при товщині дна менше, ніж товщина стінки порожнистої частини (рис. 1.32, схема А - 1). Також для заключної стадії процесу можливим є відшарування металу від торця пуансона при прямому

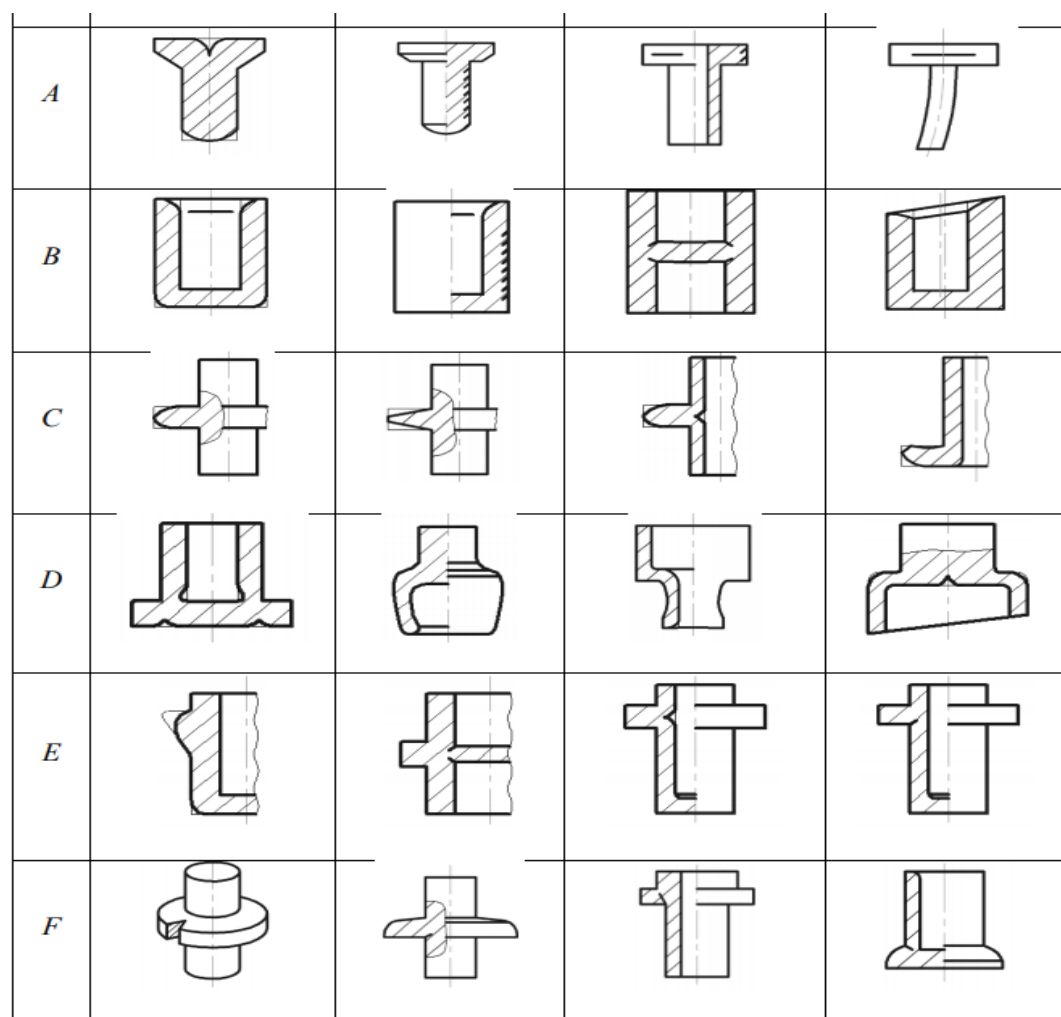


Рисунок 1.30 – Дефекти, характерні для холодного видавлювання за різними технологічними способами [222]

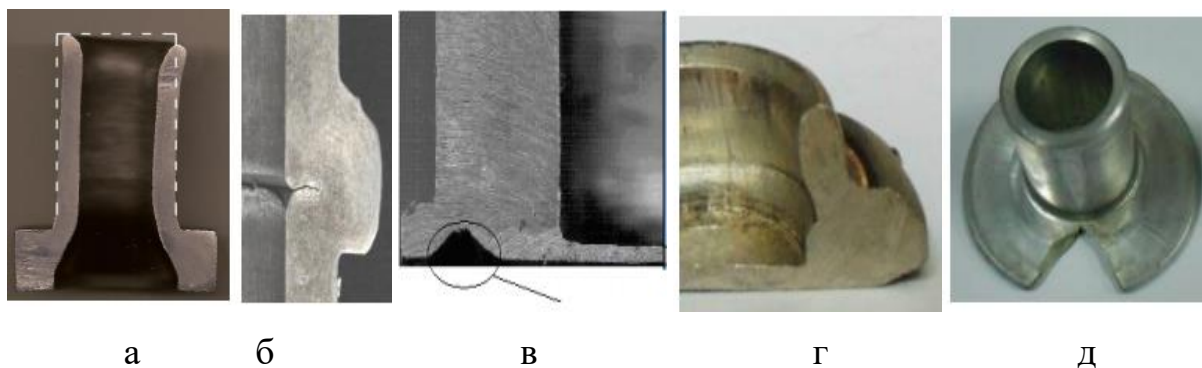


Рисунок 1.31 – Дефекти у вигляді викривлення стінок (а), складок (б) та утягнення (в), (г), неприлягання (г) та розрив (д) фланця

видавлюванні втулки за умови, що товщині фланця менше, ніж товщина формуємої стінки (рис. 1.32, схема А - 2). Для процесу радіального видавлювання відносно товстих фланців в осьовій частині трубчастої заготовки (рис. 1.32, схема А - 3) на початковій стадії можливо відшарування металу в зоні розвороту із утворенням утягнення. При комбінованому видавлюванні з декількома ступенями свободи течії металу за різних геометричних співвідношень і технологічних параметрів можлива поява утягнення в різних зонах деформуємої заготовки (рис. 1.32, схеми В).

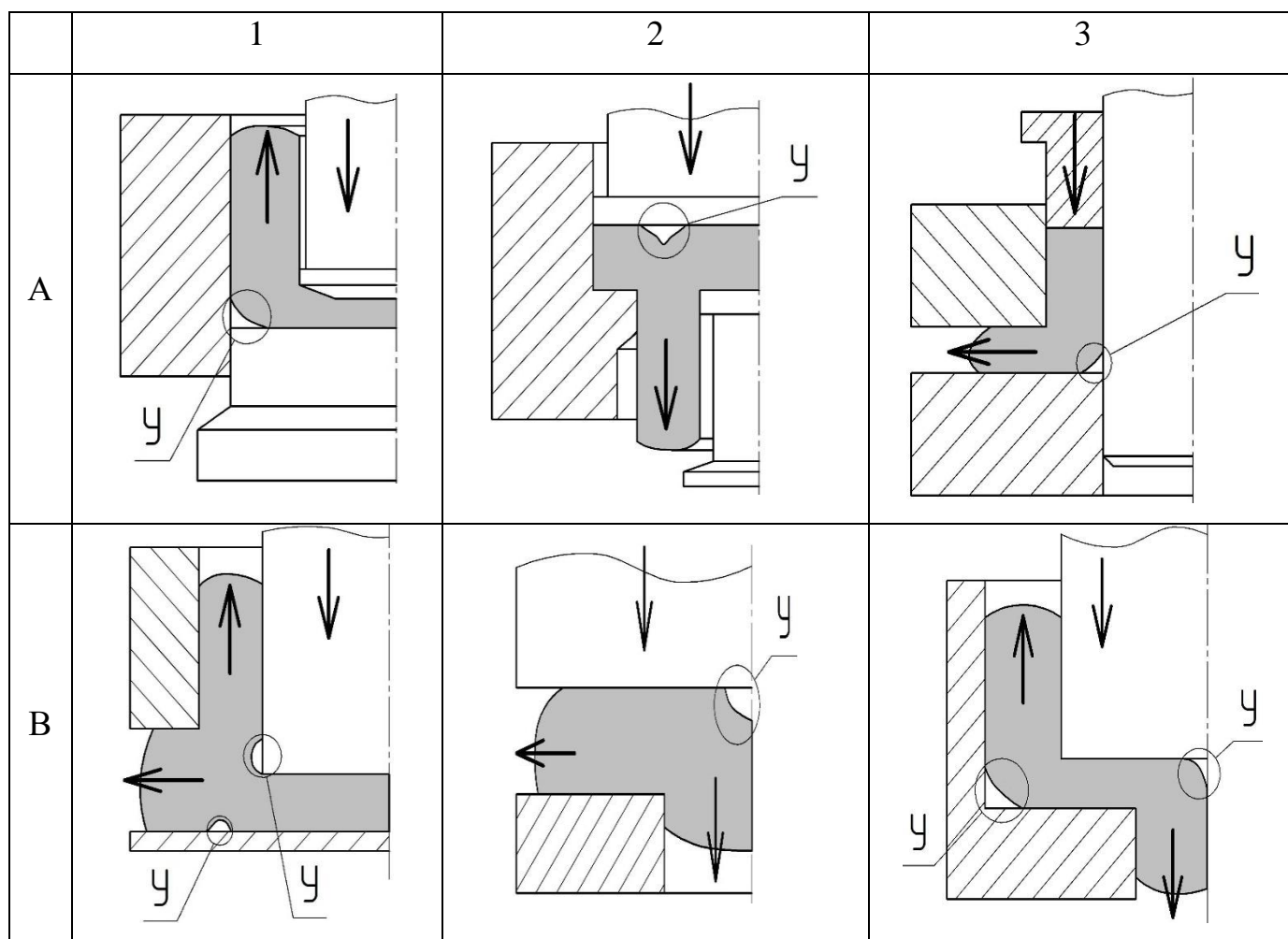


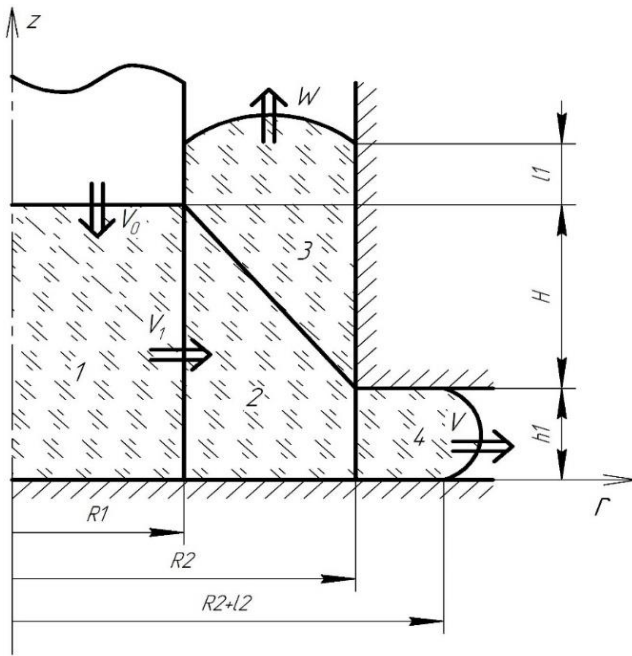
Рисунок 1.32 – Дефектоутворення у вигляді утягнення в процесах холодного видавлювання за різними технологічними способами [155]

Для комбінованого радіально-зворотного видавлювання порожнистих деталей з фланцем на заключній стадії процесу при переважній течії металу у зворотному напрямку утягнення формується в донній частині (рис. 1.32, схеми В-1). Для цього самого процесу за умови переважної течії металу в радіальному напрямку (стінка стакану не змінюється або зменшується) утягнення формується на внутрішній стінці стакану, що контактує з пуансоном. Дефектоутворення подібного типу в осьовій частині заготовки у вигляді відшарування металу від торця пуансона (рис. 1.33, схеми В-2 та В-3) та в зоні розвороту течії металу в зворотному напрямку (рис. 1.32, схеми В-3) характерні для процесів комбінованого видавлювання з двома степенями свободи течії металу.

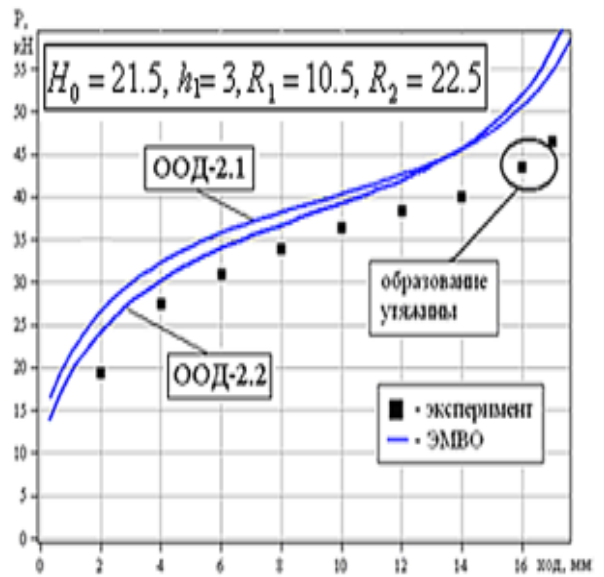
До ефективних теоретичних методів прогнозування появи утягнення можна віднести енергетичний метод. При цьому для осесиметричних задач результати щодо прогнозування силового режиму та моменту (ходу), що є критичними з точки зору появи дефектоутворення, отримані методом балансу робіт в порівнянні із МВО (плоска задача) є більш наближеними до експериментальних даних (рис. 1.24) [94, 149, 155, 160, 182, 223]. Приклад ефективності методу балансу потужностей для оцінки появи утягнення в донній частині заготовки при комбінованому радіально-зворотному видавлюванні порожнистих деталей з фланцем продемонстровано в роботах (рис. 1.34) [94, 155, 160, 182, 223]. Можна зазначити, що при дослідженні дефектоутворення в процесах комбінованого видавлювання з використанням енергетичного методу виникають труднощі, пов'язані з визначенням величин не так геометричного характеру (місце розташування та розміри дефекту), скільки із визначенням оптимального значення кінематичних параметрів процесу. У випадку оцінку дефектоутворення МВО [155] отримати дані щодо положення утягнення та моменту утворення (відповідного ходу активного інструменту) вдалося лише при комплексі припущень, в тому числі ідеальних умов тертя, що не завжди відповідає результатам експериментів. Як наслідок, використання отриманих рішень можна застосовувати тільки у якості грубої попередньої оцінки

появи дефектів. Використання енергетичного методу балансу потужностей для прогнозування дефектоутворення в процесах з декількома степенями свободи течії металу в поодиноких дослідженнях. Новий підхід для якісної оцінки прогнозування появи утягнення при комбінованому видавлюванні використовує у якості критерію характер зміни оптимального значення кінематичних параметрів за ходом процесу. Математична модель процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання деталей типу стакан з фланцем дозволяє визначити силові характеристики процесу, дослідити поетапне формоутворення деталі (рис. 1.33, а). Встановлено, що утягнення в донній частині напівфабрикату утворюється на заключній стадії видавлювання, за якої течія металу в радіальному напрямку практично відсутня, а основна частина металу заготовки тече вертикально вгору.

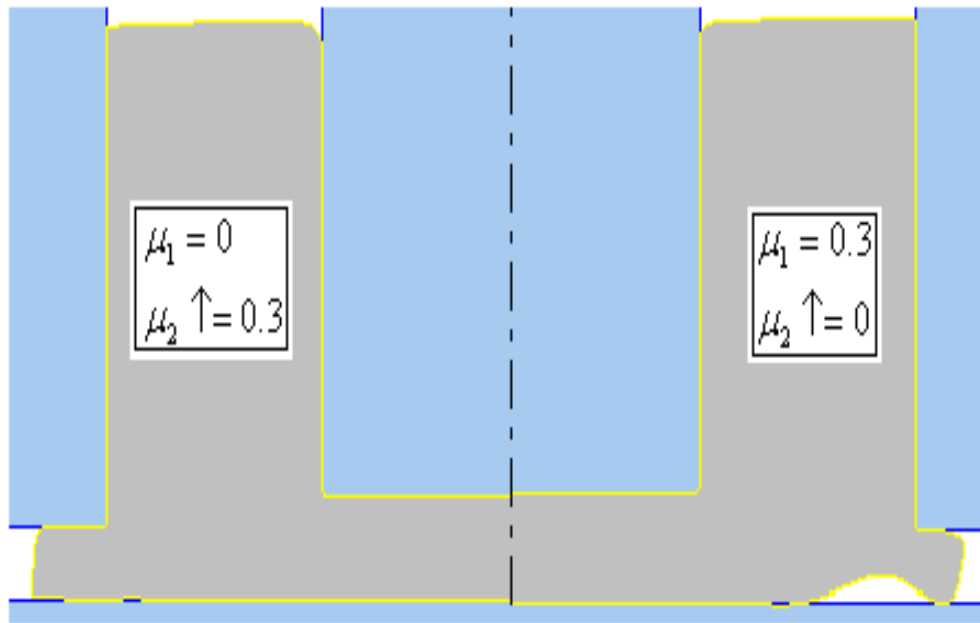
Порівняльний аналіз зусилля видавлювання, отриманих теоретично методом балансу потужностей та експериментально, вказує на ідентичність зміни даної величини за ходом процесу, поява утягнення відповідає стрімкому зростанню (зміні опуклості) кривих, що характеризує перехід від комбінованого видавлювання до зворотного (рис. 1.33, б). За результатами визначення критичної товщини дна стакану, що відповідає моменту утворення утягнення, за методом балансу потужностей побудовано діаграму області, якій відповідають співвідношення процесу, що буде протікати без дефектоутворення. Умови тертя мають суттєвий вплив на можливість відстрокування моменту появи утягнення, що підтверджене моделюванням в $Qform\ 2/3D$ та теоретично отриманими даними (рис.1.33, в). Однак обмеженнями даних досліджень слід вважати величину ходу, що відповідає положенню пуансона до межі - товщини фланцю. Таким чином, перспективність розвитку саме теоретичних моделей енергетичного методу балансу потужностей, буде сприяти отриманню даних щодо можливості дефектоутворення у вигляді утягнення, що відповідають дійсності. Ще одним ефективним прикладом прогнозування енергетичним методом балансу робот дефектоутворення у вигляді утягнення в процесі поздовжньо-прямого видавлювання є робота Александрова О.О. [196] (рис. 1.34).



а



б



в

Рисунок 1.33 – Схема процесу (а), зусилля видавлювання (в) та вплив умов третря при дефектоутворенні у вигляді утягнення (в) [155, 182, 223]

Для даного процесу послідовного видавлювання із плином часу можливим є утворення утягнення в центральній частині заготовки. Момент зародження даного дефекту відповідає початку формування стінки стакану. Запропоновано розрахункову схему процесу із появою утягнення, що межує із кінематичним модулем 2 та альтернативну без наявності дефектоутворення (рис. 1.34, а). Побудова розрахункової схеми відповідає експериментально отриманим даним щодо форми утягнення в центральній зоні (рис. 1.34, б). З двох розглянутих варіантів процесу обирається той, який забезпечує меншу величину повної потужності сил деформування.

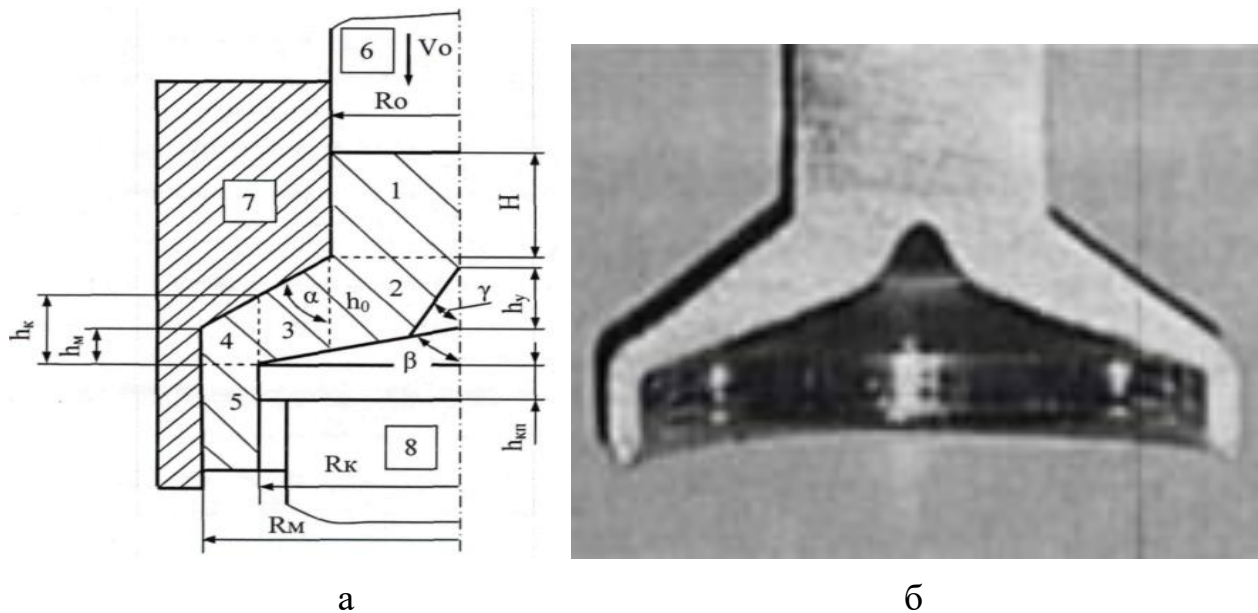


Рисунок 1.34 – Схема процесу поздовжньо-прямого видавлювання (а) та деталі (б) із утягненням в центральній зоні [196]

Поряд із розробкою аналітичних методів прогнозування утягнень необхідним є розвиток методів оцінки можливості руйнування деталей при холодному видавлюванні, що значно знижує стабільність протікання процесу, накладає обмеження на використання даного способу і таким чином суттєво обмежує можливості технології холодного об'ємного деформування.

Процеси холодного деформування, як відомо, протікають в екстремальних силових і деформаційних режимах, що потребує наявності попередньої адекватної оцінки технологічної деформовності, а це в свою чергу, вимагає розвитку прикладної теорії пластичності [24, 25, 31, 49, 50, 55, 59, 63, 224-230]. Не зважаючи на наявність робіт із різними запропонованими критеріями, що дозволяють оцінити використаний ресурс пластичності, їх практичне використання досі викликає певні труднощі. Перші спроби формування критеріїв деформовності за Мором, Шлейхер - Надаї та ін. [31, 63] ґрунтувалися фактично на критеріях опору матеріалів, які базуються на уявленні про граничні поверхні напружень, при досягненні яких в матеріалах настає руйнування. У разі невеликих пластичних деформацій, для крихких матеріалів, такі теорії дають задовільні результати. Однак придатні результати їх застосування характерні для крихких матеріалів і є непридатними у разі опису процесів при великих пластичних деформаціях. Подальший розвиток теорії пластичності пов'язаний із розробкою деформаційних критеріїв (гранична деформація виступає мірою пластичності) для оцінки граничного стану при високих деформаціях, і відображені в роботах Г.А. Смирнова-Аляєва, В. Л. Колмогорова, В. А. Огороднікова, Г. Д. Деся та ін. [5, 25, 30, 31, 53, 59]. Основні результати з побудови критеріїв, положень та допущень, на яких ґрунтуються, обмеження та переваги їх використання наведені в табл 1.2.

В роботі [31] В.А. Огородніков вперше висунув гіпотезу про вплив третього інваріанту тензора напружень $I_3(T_{\sigma})$ на пластичність із наступними теоретичними дослідження цього впливу в процесах пресування на структуру та механічні властивості пористих матеріалів [229]. Необхідно відзначити, що в даний час відносно мало досліджень, присвячених оцінці впливу третього інваріанта тензора напружень на механіку процесу пластичної деформації і механічні характеристики деформованого металу. В роботах [63, 225] наведена методика побудови поверхонь граничних деформацій шляхом простих випробувань на розтягнення, стиснення, чистий зсув і випробувань на осадження циліндричних зразків в оболонках різної товщини. Використання параметра Лоде-Надаї і показника жорсткості напруженого стану одночасно надає більш точну оцінку використаному ресурсу пластичності.

Таблиця 1.2 – Деформаційні критерії руйнування

| Критерій | Допущення, переваги |
|--|---|
| <p>Г. А. Смирнов-Аляєв [5, 36]:</p> $e_i = \int_0^{t_0} \varepsilon_i d\tau \leq e_p(\eta) \text{ або у вигляді } \psi = \frac{e_u}{e_p(\eta)} \leq 1,$ <p>де $e_p(\eta)$ – гранична деформація в момент візуально констатованих перших тріщин; ψ – використаний ресурс пластичності, (для деформування без руйнування менше одиниці).</p> | <p>При оцінці величини e_p нехтують впливом історії деформування; граничну деформацію, при якій відбувається руйнування, визначають лише показником η_1.</p> |
| <p>В. Л. Колмогоров [24, 25]:</p> $\psi = \int_0^{t_p} E(t-\tau)B(\tau) \frac{\dot{e}_u(\tau)}{e_p[(\eta(\tau))]} d\tau \leq 1,$ <p>де \dot{e}_u – інтенсивність швидкості деформацій; $B(\tau)$ – величина, яка враховує швидкість розвитку тріщин і їх заліковування при холодному деформуванні; $E(t-\tau)$ – коефіцієнт, що враховує заліковування дефектів при високих температурах.</p> | <p>Складнощі практичного використання через недостатню чіткість визначення значень коефіцієнтів $E(\tau)$ і $B(\tau)$ для різних процесів пластичного деформування (зазвичай приймають рівними одиниці).</p> |
| <p>В. А. Огороднікова спільно з Г. Делем [30, 31, 226]:</p> $\psi = \int_0^{e_i} \left(1 + 0.2 \arctg \frac{d\eta}{de_i} \right) \cdot \frac{e_i^{0.2 \arctg \frac{d\eta}{de_i}}}{[e_p(\eta(e_i))]^{1+0.2 \arctg \frac{d\eta}{de_i}}} \leq 1.$ | <p>Враховує нелінійне накопичення пошкоджень і різні шляхи деформування металу.</p> |
| <p>Р. І. Сивак, І.О.Сивак [58]:</p> $\psi = \int_0^{e_u^*} n \frac{e_u^{n-1} de_u}{e_p(\eta, \mu_\sigma)^n} < 1,$ <p>де $n = 1 + a \frac{d\eta}{de_u} - b \frac{d\mu_\sigma}{de_u}$, a, b – постійні, які залежать від матеріалу, $e_p(\eta, \mu_\sigma)$ – поверхня граничних деформацій.</p> | <p>Достовірність розрахунків граничних деформацій вище, ніж за іншими критеріями особливо при об'ємному напруженому стані, основним недоліком є трудомісткість побудови поверхні граничних деформацій $e_p(\eta, \mu_\sigma)$.</p> |

Приклад побудови критерію руйнування для процесів ОМТ, які супроводжуються кінцевими деформаціями, продемонстрований в роботі [230] зарубіжних дослідників, є фактично частинним випадком критерію В.А. Огороднікова, що враховує вплив третього інваріанта тензора напружень за умови сталості показника напруженого стану. В роботах останніх років [227, 228] набуло розвиток тензорне уявлення про накопичення пошкоджень, що демонструє високу відповідність моделі до реальної, особливо у випадках немонотонного, складного деформування анізотропних матеріалів зі складною реологією. Г.Д. Делем розроблена модель граничних деформацій при гарячому деформуванні, встановлені явні критерії залежності для циклічного гарячого деформування, а в роботах В. А. Матвійчука і О. В. Грушка [50, 55] викладено підходи щодо вдосконалення технологій холодного деформування на основі оцінки деформовності. Розглянуті вище критерії деформовності успішно використовуються в сучасних алгоритмах програм реалізації сучасних технологічних процесів ОМТ.

1.4 Розробка і освоєння технологій і оснащення об'ємного деформування

На даний час трудомісткість робіт з проектування технологічних процесів і оснащення об'ємного деформування пов'язана з необхідністю оцінки на стадії розробки з точки зору оптимальності великої кількості можливих варіантів [11, 94, 114, 115, 202, 210, 231]. Створення і поповнення інформаційних банків сучасних способів пластичного деформування, технологій і конструкцій штампів в рамках використання САПР дозволяє спростити роботу технолога [200-203, 233, 234]. Як раніше зазначалося, завдяки постійному розвитку технологій визначення виробничих можливостей різних процесів є «рухомою метою», що вимагає відображення відповідності вимог та можливостей. За останнє десятиліття комп'ютерне проектування, технології числового програмного керування та інновації в області матеріалів справили величезний вплив на

розвиток технологій, які дозволяють оперативно реагувати на затребувану якість або мінливість процесу в контексті певного обсягу виробництва. Освоєння САПР орієнтовано на певний клас завдань, які будуються за модульним принципом з універсальними інформаційними зв'язками між ними, а вирішення задач виконується у строго певному класі устаткування з єдиними інформаційним масивом і банками даних [234]. До досягнень САПР відносять і можливість акумуляції величезного досвіду проектування технічних засобів різного призначення, накопиченого кваліфікованими інженерами-конструкторами, який реалізований у програмному продукті. Автоматизоване проектування дає змогу значно підвищити точність розрахунків, обрати якнайкращі варіанти для реалізації на основі строгого математичного аналізу всіх або більшості варіантів проекту з оцінкою технічних, технологічних і економічних характеристик виробництва і експлуатації проектованого об'єкта. САПР сприяє скороченню термінів проектування і передачі конструкторській документації у виробництво, в якій в повному об'ємі використовуються не тільки уніфіковані вироби й стандартні компоненти, але й всі застарілі елементи діючих пристроїв, властивості яких не погіршали за час їх експлуатації. Всі стадії проектування нових систем САД для об'ємного штампування зазвичай є інтерактивними, що дозволяє технологу оперативно замінити запропоноване автоматично рішення [200, 210, 234]. В загальному випадку САПР складається із взаємопов'язаних засобів забезпечення [234]:

- технічне, що включає різні апаратні засоби;
- математичне (об'єднує математичні методи, моделі й алгоритми для виконання проектування);
- програмне, яке представлене комп'ютерними програмами САПР;
- інформаційне (складається з баз даних, систем керування базами даних);
- лінгвістичне;
- методичне (включає різні методики проектування);
- організаційне (регламентують роботу проектного підприємства).

Приклади успішного використання САД/САЕ-систем наведені в роботах, присвячених проектування інструменту холодного штампування, визначення

оптимальної геометрії штампу та заготовки, вплив технологічних параметрів на енергосилові режими, напружено-деформований стан та ін. [111, 200-203, 210, 231-233].

Розвиток технології видавлювання базується на створення нових наукоємних способів деформування деталей складних конфігурацій, що сприяє підвищенню конкурентоспроможності методу. Як було зазначено раніше, до таких способів, що з'явилися останнім часом можна віднести способи штампування холодним поперечним і комбінованим поперечно-поздовжнім видавлюванням в штампах з рухливими і роз'ємними матрицями. Штампи для комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання містять робочі частини аналогічні звичайним штампам для поздовжнього видавлювання: пуансон, матрицю, вузли напрямки, знімання і виштовхування, блок штампу, що містить взаємопов'язані напрямними вузлами опорні плити з прикріпленими опорами і утримувачами змінного інструменту. Головною відмінністю є те, що матриці виконані роз'ємними, штампи забезпечені вузлами замикання для виконання функції затиску півматриць. Загальне уявлення про основні ознаки, характеристики та відмінності надає класифікація штампів з роз'ємними матрицями (рис. 1.35) [92, 235, 236]. В ДДМА запропоновані конструкції штампів з роз'ємними матрицями для виготовлення порожнистих і стрижневих деталей з потовщеннями або фланцем на зовнішній поверхні [92, 236]. Розвитку аналізу умов та меж раціональності використання потребують і сучасні способи видавлювання деталей з керуванням кінематикою течії металу. З урахуванням можливості утворення дефекту у вигляді утягнення актуальними є розробка нових способів, режимів чи виявлення конструкційних особливостей інструменту, технологічних умов, що дозволяють уникнути дефектоутворення в процесах холодного видавлювання за простими схемами чи в процесах комбінованого видавлювання. З огляду на ефективність використання енергетичного методу для прогнозування силового режиму, формоутворення напівфабрикату, впливу технологічних та конструктивних параметрів на протікання процесу деформування та сучасні можливості програмних засобів запропоновані приклади реалізації моделювання процесів ТОШ [196].

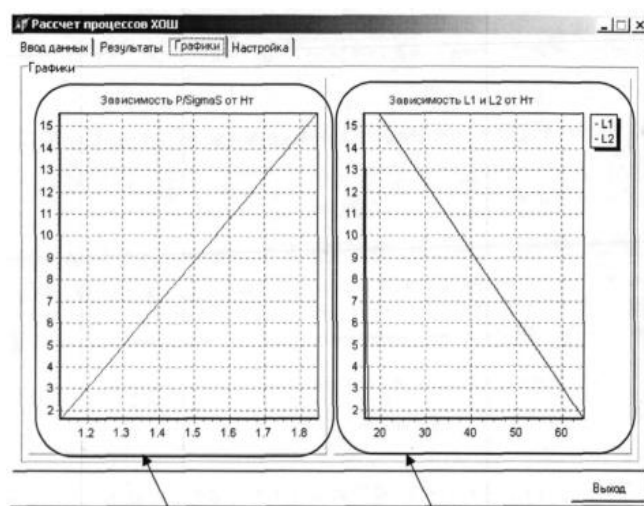
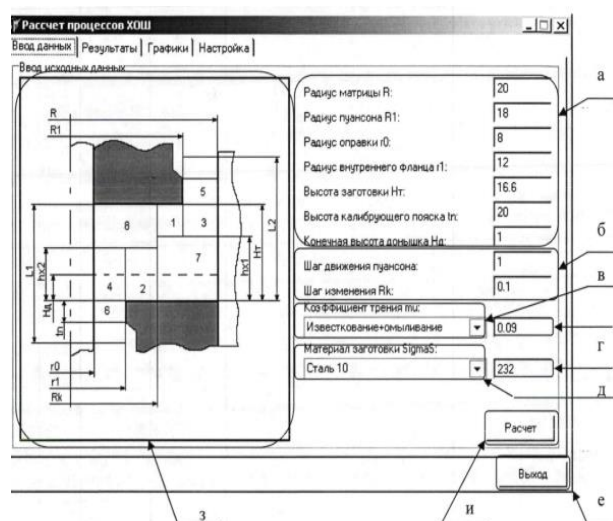


Рисунок 1.35 – Класифікація штампів з роз'ємними матрицями [92]

Система моделювання процесів холодного видавлювання призначена для надання кваліфікованої оцінки прийнятих рішень при розробці технологічних процесів виготовлення. Головне вікно системи містить меню із зображеннями способів штампування, зображенням типових схем штампування, інша частина надає можливості поповнення системи шляхом вставки і підключення додаткових модулів (рис. 1.36) [196].



а



б

Рисунок 1.36 – Вікна системи із банком процесів видавлювання (а) та результатів моделювання силового режиму та формоутворення (б)

Таким чином, теоретично отримані розрахункові моделі аналізу процесів комбінованого холодного видавлювання можуть бути оперативно вбудовані в розроблену систему моделювання, що дозволять в рамках проектування широкого кола процесів отримати дані щодо силового режиму, формоутворення та дефектоутворення.

Висновки

1. Процеси точного об'ємного штампування видавлюванням є сучасним рішенням в отриманні напівфабрикатів з формою, розмірами і якістю, які наближаються або відповідають готовим виробам, що значно зменшує або повністю виключає необхідність доопрацювання різанням.

2. Перспективними є напрямки інтенсифікації процесів холодного радіально-поздовжнього видавлювання, особливо за наявності двох або більше ступенів свободи течії металу, що дозволяють суттєво розширити номенклатуру виробів за рахунок отримання деталей високої складності за один перехід із зниженням енергосилових параметрів процесу.

3. Основними стримуючими факторами більш інтенсивного промислового впровадження процесів точного об'ємного штампування видавлюванням є необхідність у попередній оцінці можливостей даних процесів. Це стосується перш за все визначення оптимальних технологічних параметрів сталого протікання процесів формозмінення, прогнозування формоутворення деталі, визначення навантажень на деформувальний і формоутворювальний інструменти, оптимальної форми і стійкості інструменту, особливостей напружено-деформованого стану та можливості прогнозування появи дефектів різного роду. Вирішення окреслених проблем вимагає розвитку ефективних теоретичних методів моделювання процесів комбінованого холодного видавлювання, особливо з точки зору можливостей врахування особливостей конфігурації інструменту та виявлення факторів ефективного керування формоутворенням деталей.

4. Існуючі теоретичні рішення щодо моделювання процесів комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання мають обмежений характер та вимагають уточнень, що відповідає потребам виробництва у комплексі цілком визначених рекомендацій щодо визначення енергосилового режиму, оптимальної конфігурації інструменту та оцінки можливості дефектоутворення, в тому числі невідповідності необхідним розмірам готової деталі для процесів з декількома ступенями свободи течії металу, що протікають в саморегульованому режимі.

5. Недостатня вивченість процесу дефектоутворення у вигляді утягнення або відхилень форми та факторів активного керування формоутворенням напівфабрикату знижує ефективність процесів комбінованого видавлювання. Необхідним є розширення можливостей енергетичних методів, як ефективних теоретичних методів аналізу процесів точного об'ємного штампування видавлюванням, розробка повноцінних математичних моделей та пошук прийомів спрощення попередньої оцінки дефектоутворення та за можливості вироблення відповідних рекомендацій щодо його усунення.

6. Розробка та удосконалення штампового оснащення залишаються ще одним напрямком удосконалення процесів точного об'ємного штампування видавлюванням. Необхідним є розробка нових технологічних способів, технічних рішень і технологічних процесів, що забезпечують розширення можливостей та підвищення якості деталей із зниженням матеріальних і енергетичних витрат та удосконалення методів проектування процесів точного об'ємного штампування видавлюванням із розширенням їх оперативності.

Зважаючи на викладене, науково-технічна проблема вдосконалення і розвитку методів проектування технологічних процесів точного об'ємного штампування на базі розвитку наукових основ енергетичного методу балансу потужностей, є актуальною і сучасною. На основі проведеного аналізу сформульовано **мету** та **задачі** роботи, що викладені у вступі дисертації.

РОЗДІЛ 2

ВИБІР НАПРЯМКІВ І МЕТОДИК ПРОВЕДЕННЯ ДОСЛІДЖЕНЬ

Необхідною умовою створення і успішного впровадження конкурентоспроможних технологій із використанням ефективних конструкторських і технологічних рішень є визначення оптимальних параметрів і режимів деформування деталі. При цьому визначення енергосилових параметрів технологічних процесів, оптимальної конфігурації інструменту, факторів впливу на процес формоутворення та уникнення дефектоутворення, зважаючи на різноманіття типів деталей і способів холодного видавлювання залишаються актуальними. Активне впровадження на виробництві нових способів виготовлення складнопрофільованих деталей [75, 92, 107, 108, 120, 127-129, 121-135, 155, 196] з наукової точки зору неможливо без розробки уніфікованих методів дослідження та побудови математичних моделей, які дозволять провести ефективний порівняльний аналіз різних технологічних і конструктивних схем із врахуванням можливостей наявного устаткування [92, 143, 150, 158, 183, 196, 237]. Для зниження трудомісткості та прискорення процесу прийняття рішень доцільно застосовувати ефективні теоретичні методи аналізу із розробкою математичних моделей та експериментальне моделювання, що дозволить на етапі проектування визначити обмеження та оцінити вплив конструктивних та технологічних параметрів на основні показники якості готових виробів.

2.1 Визначення перспективних напрямків розвитку методики досліджень технологічних режимів точного об'ємного штампування видавлюванням

В рамках застосування енергетичного методу балансу потужностей (ЕМБП) для найпростіших варіантів кінематичних модулів прямокутної форми класифікація враховує розташування (осьовий або кільцевий) та наявність чи відсутність зміни

напрямку течії від поздовжньої до радіальної із поділом на підтипи згідно із можливістю інверсії [92, 183, 185, 196]. Можна провести поділ кінематичних модулів прямокутної форми (рис. 2.1), із виокремлення загальних властивостей кінематичного модуля та особливостей задавання відповідного кінематичного можливого поля швидкостей (КМПШ) згідно із його розташування відносно вісі симетрії OZ . Осьовий жорсткий кінематичний модуль має найпростіший варіант КМПШ (рис. 2.1, а), кільцевий кінематичний модуль (рис. 2.1, б) застосовується для моделювання області радіальної течії металу у фланцеву зону із відсутністю течії металу у поздовжньому напрямку (нульовою вертикальною складовою КМПШ), кінематичні модулі осьовий (рис. 2.1, в) та кільцевий (рис. 2.1, г) відображають зміну напрямку течії з поздовжнього до радіального та мають ненульові вертикальну та радіальну складові КМПШ. Дані кінематичні модулі мають один ступінь течії металу із однією поверхнею входу та виходу відповідно.

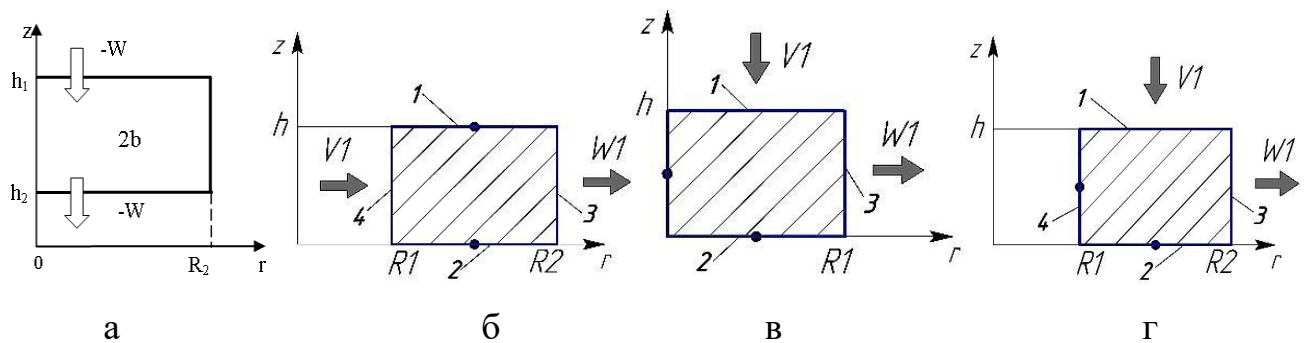


Рисунок 2.1 – Основні типи кінематичних модулів прямокутної форми

Узагальненням кільцевого кінематичного модуля прямокутної форми є такий, що враховує наявність декількох поверхонь та відповідно декількох швидкостей входу та виходу (табл. 2.1). Покладаючи одну з швидкостей нульовою, можна отримати частинні випадки даного кінематичного модуля у вигляді тих, що представлено вище (рис. 2.1). Дані кінематичні модулі є достатньо простими для наступних розрахунків, однак з огляду на їх форму не завжди вдало можуть відображати картину течії та поверхню її розділу всередині заготовки чи конфігурацію інструменту, що значно обмежує область їх застосування, а отримані на їх основі результати показують подекуди значні перевищення.

Таблиця 2.1 – Узагальнений кінематичний модуль прямокутної форми та відповідне КМПШ

| | |
|--|--|
| | <p>КМПШ:</p> $v_z = \frac{\bar{W}}{h} \cdot (z - z_1) + W_2.$ $v_r = + \frac{\bar{W}}{2 h r} \cdot (r^2 - R_1^2) + \frac{V_1 \cdot R_1}{r};$ |
|--|--|

Потреби більш вдалого представлення та розбиття на окремі модулі всієї розрахункової схеми сприяли розвиненню енергетичного методу балансу потужностей (ЕМБП) з точки зору побудови та розробки кінематичних модулів більш складної конфігурації. Прикладами наявних кінематичних модулів є такі, що мають в перерізі форму трапеції або трикутника із похилими межами різної форми (табл. 2.2). Можна систематизувати типи та види основних кінематичних модулів трапецеїдальної форми з похилими межами, які було використано у розрахункових схемах моделювання процесів холодного видавлювання. Для груп I осьових та II кільцевих трапецеїдальних кінематичних модулів можна вважати тип B розвиненням (узагальненням) модуля A за рахунок додавання додаткової швидкості на поверхні входу у кінематичний модуль. Зазначимо, що дані кінематичні модулі груп I та II мають важливі відмінності в побудові КМПШ за рахунок розглядання похилих меж у вигляді функцій змінної r або z . Для кінематичних модулів групи III тип III-B є частинним випадком виродження типу III-A за умови, що $h_2=0$. Форми кінематичних модулів, а саме вгнутість та опуклість похилих меж трикутних модулів із відцентровою та доцентровою течією зумовлене виконанням умови суцільності та не дає можливості використання інших кривих в рамках застосування даних КМПШ (наприклад, у вигляді лінійних функцій). Таким чином, необхідним є виокремлення варіативності щодо форм кривих, що описують похилі межі, властивостей та обмежень, що накладаються з точки зору подальших розрахунків та межування із суміжними модулями в рамках всієї схеми.

Таблиця 2.2– Кінематичні модулі складної форми

| Група | А | В |
|-------|---|---|
| I | | |
| II | | |
| III | | |
| IV | | |

Якщо проводити аналогію із основними типами кінематичних модулів прямокутної форми (рис. 2.1), можна вважати тип I-A аналогічним до жорсткого осьового модуля (рис. 2.1, а), тип II-A – розвиненням кільцевого кінематичного прямокутного модуля (рис. 2.1, б), типи III та тип IV у варіаціях А та В можна вважати аналогічним до кільцевого модуля із зміною напрямку течії (рис. 2.1, г). Така відповідність обумовлена заміною прямолінійної межі на криволінійну або прямолінійну похилу, а прямокутну в перерізі форму на трапецеїдальну або трикутну. Виявлення прогалін щодо пошуку аналогів осьового прямокутного кінематичного модуля із зміною напрямку течії із поздовжнього на радіальний (рис. 2.1, в) вказує на необхідність у розробці таких осьових кінематичних модулів, що дозволить розширити межі використання ЕМБП.

Збільшення ступенів свободи течії узагальнює кільцевий трапецеїдальний кінематичний модуль у наступний вигляд (табл. 2.3), що також можна вважати аналогом узагальненого кільцевого прямокутного кінематичного модуля (табл. 2.1). З точки зору розширення оперативності ЕМБП ефективним є застосування методу кінематичних модулів (МКМ), який дозволяє розглядати побудовану розрахункову схему досліджуваного процесу у якості комплексу окремих уніфікованих елементів, розрахунки яких відомі. При цьому необхідним є зосередження уваги на особливості застосування МКМ для моделювання процесів комбінованого видавлювання згідно із класифікацією за основними осередками деформації (ОД) (табл. 2.4). Запропонований поділ є корисним з точки зору подальшого використання відомих та напрямків пошуку нових кінематичних модулів із виробленням рекомендацій при побудові розрахункової схеми процесу. Найбільшою простотою відрізняються процеси комбінованого видавлювання першої групи із одним ступенем свободи течії металу, де фактично проходить послідовне додавання суміжних кінематичних модулів із урахуванням повної складової потужності сил зрізу на межі контакту [107, 139]. Для процесів другої групи основним завданням стає пошук положення границі межування двох суміжних ОД із одним ступенем свободи течії металу [92, 150].

Таблиця 2.3 – Узагальнення кільцевого кінематичного трапецеїдального модуля та КМПШ

| | |
|--|--|
| | $v_z = -\frac{\bar{W}(z - z_H)}{H - z_H} - W_2 + [2V_1 R_1 h +$ $+ \bar{W}(r^2 - R_1^2)] \frac{z - z_H}{2rH^2} \operatorname{tg} \theta;$ $v_r = \frac{\bar{W}(r^2 - R_1^2)}{2hH} + V_1 \frac{R_1 h}{rH};$ |
|--|--|

Таблиця 2.4 – Різновиди пластичних ОД та відповідних розрахункових схем при комбінованому видавлюванні

| Умовна схема | Схема видавлювання |
|------------------------|----------------------|
| <p>1. Послідовний</p> | <p>3. Приєднаний</p> |
| <p>2. Об'єднаний</p> | <p>4. Транзитний</p> |
| <p>5. Комбінований</p> | |

Для третьої групи із наявністю різноспрямованих потоків металу, що зароджуються в одному об'єднаному ОД, характерним є необхідність використання кінематичних модулів із двома ступенями свободи течії із подальшою оптимізацією за кінематичним параметром у вигляді швидкості течії металу у поздовжньому напрямку [92, 96, 120, 156, 162, 194]. При аналізі процесів четвертої групи враховують течію металу через проміжну жорстку зону між автономними ОД та виконання додаткової умови у вигляді рівноваги потужностей, що діють з обох боків від поверхні, що розділяє два самостійних ОД [37, 238]. Для процесів комбінованого видавлювання із комбінованим ОД, що є фактично поєднанням ОД перших чотирьох груп процедура розрахунків є більш складною. Таким чином, виокремлення основних особливостей формування ОД, властивостей та обмежень щодо форми кінематичних модулів та їх убудованості в розрахункові схеми процесів комбінованого видавлювання дозволить підвищити оперативність ЕМБП з моделювання процесів ТОШ видавлюванням.

2.2 Методика проведення теоретичних досліджень енергетичним методом балансу потужностей та верхньої оцінки

2.2.1 Загальні положення енергетичного методу балансу потужностей та методу верхньої оцінки

Ефективним теоретичним методом вирішення задач об'ємного штампування, як зазначалося раніше, можна вважати енергетичний метод у вигляді методу балансу потужностей (балансу робіт), заснований на застосуванні екстремальних принципів теорії пластичності. До основних переваг ЕМБП можна віднести наочність та оперативність, можливості побудови відповідних функцій і змінних параметрів, що описують конфігурацію заготовки і інструменту, враховують особливості кінематики течії металу, форму та розміри осередків інтенсивної деформації, спираючись на експериментальні дані

[27, 37, 45, 46]. В цьому контексті обґрунтованим є реалізація комплексного підходу до дослідження технологічних режимів процесів холодного видавлювання із обов'язковим проведенням низки експериментів як для отримання вихідних даних і розробки відповідних математичних моделей процесів деформування, так і перевірки адекватності отриманих теоретично результатів щодо прогнозування силових режимів, формо- та дефектоутворення.

Основні допущення в рамках застосування ЕМБП [27, 37]:

- однорідність, ізотропність та жорсткопластичність металу, що деформується із $\sigma_s = const$ – істинним напруженням (перехід в пластичний стан визначається величиною інтенсивності напружень σ_i і не залежить від середнього нормального напруження);
- швидкості пластичного деформування пропорційні напруженням, що їх викликають;
- в матеріалі допустимі розриви швидкостей в необмежено тонких шарах, що визначають на поверхнях розриву за умови збереження неперервності нормальних складових швидкостей;
- сили контактного тертя не залежать від нормальних напружень і визначаються згідно закону Зібеля: $\tau_k = \mu_s \sigma_s$ (μ_s – коефіцієнт тертя, $0 \leq \mu_s \leq 0,5$);
- температурними напруженнями і деформаціями, силами тертя та іншими масовими силами нехтують.

Для розрахунку осесиметричних процесів формозміни об'єм заготовки, що деформується, розбивається на осесиметричні кінематичні елементи (модулі), переміщення матеріалу всередині яких може бути описано за допомогою функцій, що визначають КМПШ всередині розглянутого модуля. Дані модулі розглядаються в циліндричній системі координат r, θ, z з урахуванням осьової симетрії і рівності нулю окружної компоненти швидкості $v_\theta = 0$. Кінематично можливі швидкості задаються на підставі попередньо проведених експериментальних досліджень і аналізу особливостей течії металу [27, 37, 45, 173, 184, 237]. При цьому, для осесиметричних кінематичних елементів з

прямокутним поперечним перерізом найбільш проста схема побудови КМПШ заснована на припущенні про паралельне переміщення (течію) металу. Якщо складові швидкості уздовж кожного координатного напрямку не залежать від координат за іншими напрямками, тобто $v_z = v_z(z)$, $v_r = v_r(r)$, то компоненти швидкості в загальному вигляді можна визначити за формулами [37]:

$$v_z = C_1 z + C_2; \quad v_r = -0,5 C_1 r + \frac{C_3}{r}; \quad v_\theta = 0, \quad (2.1)$$

де C_1, C_2 та C_3 – довільні сталі.

Обране КМПШ для опису особливостей течії матеріалу всередині кінематичного модуля має відповідати вимогам [37]: кінематично граничному в швидкостях; нестискання та суцільності (нерозривності нормальної компоненти швидкості на поверхні зрізу по обидва боки від неї). Частинним випадком останньої умови є умова рівності величини потоку матеріалу заготовки через поверхню входу в розглянутий кінематичний модуль та через поверхню виходу з нього. Умову нестискання використовують у наступній рівності:

$$\dot{\epsilon}_{zi} + \dot{\epsilon}_{ri} + \dot{\epsilon}_{\theta i} = 0, \quad (2.2)$$

де $\dot{\epsilon}_{zi} = \frac{\partial V_{zi}}{\partial z}$; $\dot{\epsilon}_{ri} = \frac{\partial V_{ri}}{\partial r}$; $\dot{\epsilon}_{\theta i} = \frac{V_{ri}}{r}$ – швидкості відносних лінійних та зсувних $\dot{\gamma}_{rzi} = \frac{\partial V_{zi}}{\partial r} + \frac{\partial V_{ri}}{\partial z}$ деформацій.

Умову суцільності на границях суміжних кінематичних модулів або на границях контакту із інструментом визначають з рівняння [237]:

$$[\Delta V_r] dz - [\Delta V_z] dr = 0, \quad (2.3)$$

де $[\Delta V_r]$ та $[\Delta V_z]$ - величини розриву швидкостей на поверхнях межування.

Наступним етапом після вибору відповідного набору КМПШ для даного процесу є складання основного рівняння енергетичного балансу в потужностях, що зв'язує потужність зовнішніх активних сил $N_a = p \cdot F \cdot v_0$ з потужністю внутрішніх сил:

$$pFv_0 = \sum N_{di} + \sum N_{ci-j} + \sum N_{tj-n}, \quad (2.4)$$

де N_{di} - потужність сил пластичної деформації модуля i ; N_{ci-j} - потужність сил зрізу між сусідніми модулями i та j ; N_{tj-n} - потужність сил тертя, що розвивається на поверхні контакту модуля j з інструментом n .

Потужність, витрачена на пластичну деформацію:

$$N_d = \iiint_V \sigma_s \dot{\varepsilon}_i dV, \quad (2.5)$$

$$\dot{\varepsilon}_i = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\dot{\varepsilon}_z - \dot{\varepsilon}_r)^2 + (\dot{\varepsilon}_z - \dot{\varepsilon}_\theta)^2 + (\dot{\varepsilon}_r - \dot{\varepsilon}_\theta)^2 + \frac{3}{2} \dot{\gamma}_{rz}^2} \quad - \text{інтенсивність швидкостей}$$

деформації в елементарному об'ємі dV , σ_s - напруження текучості, МПа.

Потужність сил зрізу N_{ci-j} на поверхні зрізу F_c між сусідніми модулями i та j :

$$N_{ci-j} = \iint_{F_c} \tau_c [\Delta v_c] dF_c, \quad (2.6)$$

де $[\Delta v_c]$ - величина розриву функції швидкості на елементі; dF_c - поверхні розриву F_c ; $\tau_c = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}}$ - дотичне напруження на межі зрізу.

Потужність сил тертя, що розвивається на поверхні контакту модуля j з інструментом n :

$$N_{tj-n} = \iint_{G_i} \tau_k [\Delta v_t] dG_t, \quad (2.7)$$

де $[\Delta v_t]$ - величина швидкості тертя поверхні заготовки G_i щодо робочої поверхні інструменту; $\tau_k = 2\mu_s \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}}$ - контактна дотичне напруження тертя; μ_s - коефіцієнт тертя, ($0 \leq \mu_s \leq 0,5$).

Після підстановки в рівняння (2.4) виразів (2.5) – (2.7) розділимо обидві частини отриманої рівності на множник FV_0 та отримаємо формулу приведенного тиску $\bar{p} = p/\sigma_s$:

$$\bar{p} = \frac{\sum_i N_{di} + \sum_k N_{ci-j} + \sum_j N_{tj-n}}{FV_0\sigma_s}. \quad (2.8)$$

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

$$p = \bar{p} \cdot \sigma_s, \quad (2.9)$$

$$P = p \cdot F,$$

де F – площа перерізу активного деформуючого інструменту.

Основні положення методу верхньої оцінки (плоска задача)

Як було зазначено раніше, одною із варіацій енергетичного методу є метод верхньої оцінки. Для застосування методу верхньої оцінки [8, 9, 14, 19, 37-39, 149, 179, 180] задача зводиться до плоскої із використанням допущень, що визначені для енергетичного методу. Осередок деформації розбивається на ряд жорстких (недеформованих), частіше трикутних блоків; приймається, що напруження тертя τ_k сталі (закон Зібеля), що не залежить від тиску і пропорційне напруженню текучості:

$$\tau_k = 2\mu_s k, \quad (2.10)$$

де μ_s – коефіцієнт тертя, k – постійна пластичності $k = \sigma_s/\sqrt{3}$.

На підставі енергетичного підходу стосовно плоскої задачі формула для визначення приведенного тиску набуває вигляду:

$$\bar{p} = P/2k = \frac{1}{2bv_0} \left(\sum_{n=1}^N v_{ij} l_{ij} + 2\mu \sum_{m=1}^M v_{ik} l_{ik} \right), \quad (2.11)$$

де v_0 – швидкість переміщення інструменту, v_{ij} – швидкість відносного зсуву суміжних трикутних елементів, v_{ik} – швидкість ковзання елементів по контактній поверхні інструменту, b – ширина деформуючого інструменту, l_{ij} і l_{ik} – протяжність границь поверхні відносного зсуву елементів і контактних поверхонь, N – кількість поверхонь зсуву, M – кількість контактних поверхонь.

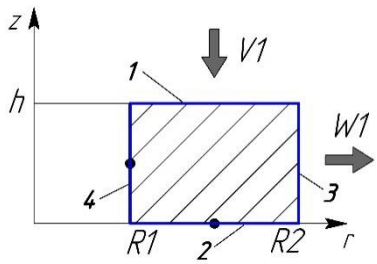
Метод верхньої оцінки завдяки його гнучкості та оперативності дозволяє повною мірою використовувати процедуру мінімізації потужності деформування шляхом варіювання одного або декількох параметрів процесу [92, 120, 149, 155, 179-181]. Також до незаперечних переваг даної модифікації слід віднести можливість прогнозування дефектоутворення у вигляді утягнення та прострілів. Отримані критичні співвідношення, що відповідають появі подібного роду дефектів, отримані згідно визначення їх геометричного розташування, мають зазвичай завищені оцінки у порівнянні із експериментально отриманими даним, однак їх простота дозволяє користуватися ними для початкового аналізу [155, 182, 239].

2.2.2 Метод кінематичних модулів

В основі методу кінематичних модулів (МКМ) як ефективної варіації ЕМБП лежить математична модель, яка складається з локальних елементів - уніфікованих кінематичних модулів необхідної форми [92, 120, 173, 240]. Маючи в наявності банк уніфікованих кінематичних модулів із повним комплектом розрахунків приведенного тиску деформування, можна оперативно реагувати на всі зміни в розрахунковій схемі, викликані зміною форми деталі або конфігурації інструменту. У деяких випадках, доцільно проводити об'єднання декількох кінематичних модулів і розглядати отримані окремі комплекси у якості самостійних блоків, це є особливо актуальним для моделювання процесів видавлювання з наявністю об'єднаного, транзитного або комбінованого ОД.

Використовуючи дані щодо окремих складових кінематичних модулів, можна визначити приведений тиск деформування всієї розрахункової схеми процесу як деяку функцію декількох параметрів, за якими в подальшому можлива оптимізація [240]. Таким чином, отримання приведенного тиску деформування в аналітичному вигляді надає можливість вирішити питання пошуку комплексу оптимальних технологічних параметрів, в тому числі оптимальної конфігурації інструменту, що дозволить знизити силу деформування, забезпечити дотримання розмірів напівфабрикату та уникнути дефектоутворення. Для кінематичних модулів прямокутної форми відомі приведені тиск деформування з урахуванням потужності сил деформування, зрізу та тертя, що значно спрощує подальші розрахунки приведенного тиску деформування всієї розрахункової схеми досліджуваного процесу. Фрагмент відомих розрахунків продемонстровано нижче (табл. 2.5), інші розрахунки наведено в додатку В (табл. В.1).

Таблиця 2.5 – Схема кінематичних модулів прямокутної форми та КМПШ [240]

| Схема модулю та КМПШ | Приведений тиск |
|--|---|
|  <p>КМПШ: $\begin{cases} v_z = -\frac{V_1}{h} z, \\ v_r = \frac{V_1}{2h} r - \frac{V_1 R_1^2}{2hr}. \end{cases}$</p> | $\Delta \bar{p} = \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{R_1^2}{(R_2^2 - R_1^2)} \left[\frac{\sqrt{3R_2^4 + R_1^4}}{R_1^2} - \ln \left \frac{\sqrt{3 \cdot R_2^4 + R_1^4} + R_1^2}{3 \cdot R_2^2} \right - 2 \right]$ <p>Тиски тертя або зрізу:</p> $\Delta \bar{p}_{a1} = \Delta \bar{p}_{a2} = \frac{2\mu_s (R_0 - R_1)}{3\sqrt{3} \cdot h (R_2^2 - R_1^2)} (2R_2^2 - R_2 R_1 - R_1^2)$ $\Delta \bar{p}_{a3} = \frac{2\mu_s}{\sqrt{3}} \frac{h R_2}{R_2^2 - R_1^2}$ $\Delta \bar{p}_{a4} = \frac{2\mu_s}{\sqrt{3}} \frac{h R_1}{R_2^2 - R_1^2}$ $\bar{p}_a = \Delta \bar{p} + \Delta \bar{p}_{a1} + \Delta \bar{p}_{a2} + \Delta \bar{p}_{a3} + \Delta \bar{p}_{a4}$ |

Ускладнення форми кінематичних модулів призводить зазвичай до ускладнення математичного апарату обчислень складових енергетичного

рівняння, а це унеможлиблює отримання приведенного тиску деформування в аналітичному вигляді. Таким чином, залишається відкритим питання спрощення інтенсивності швидкостей деформації та розробки прийомів наближеної верхньої оцінки перш за все потужності сил деформування.

2.2.3 Прийоми спрощення розрахунків приведенного тиску деформування кінематичних модулів складної конфігурації

Використання більш складних кінематичних модулів у математичних розрахункових моделях ЕМБП з одного боку дозволяє точніше описати реальну форму контактних поверхонь інструменту та поверхні розділу течії матеріалу всередині заготовки при розрахунку силових параметрів процесу та прогнозуванні формоутворення в процесі деформування, з іншого зазвичай не дозволяє отримати функцію приведенного тиску деформування в аналітичному вигляді. Для вирішення цього питання в рамках використання ЕМБП запропоновані методи спрощення оцінки потужності сил деформування.

Для знаходження потужності сил деформування всередині кінематичного модуля використовують способи лінеаризації інтенсивності швидкості деформації, що значно спрощує інтегрування і надає можливість отримати результат у аналітичному вигляді. Якщо при обраному КМПШ можливо визначити єдину в межах модуля найбільшу за модулем компоненту швидкостей відносних деформацій, то доцільним є застосування лінеаризованих залежностей [45, 46, 237, 183]. Найуживанішим прийомом є використання лінеаризації виразу, до складу якого входять дві довільні функції T_1 і T_2 , із відносною помилкою, що не перевищує 6% у наступних виглядах:

$$\sqrt{T_1^2 + T_2^2} \approx |T_1| + 0,4 \cdot |T_2| \quad \text{за умови } |T_1| > |T_2| \quad (2.12)$$

або

$$\sqrt{T_1^2 + T_2^2} \approx |T_1| + 0,5 \cdot \frac{T_2^2}{|T_1|} \text{ при } |T_1| > |T_2|. \quad (2.13)$$

Відомі наступні лінеаризовані вирази інтенсивності швидкостей деформації в циліндричних координатах з відносною помилкою, що не перевищує 10%:

$$\sqrt{3}\dot{\varepsilon}_i = \begin{cases} |\xi| + 0,4 \cdot |\dot{\gamma}_{rz}| & \text{при } |\xi| > |\dot{\gamma}_{rz}|; \\ 0,4 \cdot |\xi| + |\dot{\gamma}_{rz}| & \text{при } |\xi| < |\dot{\gamma}_{rz}|, \end{cases} \quad (2.14)$$

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

Однак виявлено складнощі у застосуванні даних прийомів спрощення оцінки потужності сил деформування всередині кінематичних модулів трапецеїдальної форми з похилими прямолінійними або криволінійними межами. Це стосується по-перше складнощів у визначенні єдиної в межах всього кінематичного модуля заміни для обраного лінеаризованого виразу складових згідно з умовами (2.14). Також не проведено досліджень, які перевіряють вплив такої заміни на отримані в подальшому оптимальні значення приведенного тиску деформування та комплекс геометричних співвідношень, що йому відповідають. Тому питання раціональності використання лінеаризації як раціонального прийому спрощення оцінки потужності сил деформування залишається відкритим.

Іншим ефективним прийомом для отримання верхньої оцінки потужності сил деформування є використання нерівності Коші – Буняковського:

$$I = \iiint_V \dot{\varepsilon}_i dV = \iiint_V \sqrt{F_1^2 + \dots + F_n^2} dV, \quad (2.15)$$

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

Інтеграли вигляду (2.15), зазвичай, не виражаються в елементарних функціях, тому використовують заміну з двосторонньою оцінкою точності [45, 46, 241]:

$$\sqrt{\left(\iiint_V |F_1| dV\right)^2 + \dots + \left(\iiint_V |F_n| dV\right)^2} \leq I \leq \sqrt{V \left[\iiint_V (F_1^2 + \dots + F_n^2) dV \right]}. \quad (2.16)$$

Для зменшення похибки обчислень можна використовувати кубатурну формулу наступного вигляду [241]:

$$\iiint_V \sqrt{F_1^2 + \dots + F_n^2} dV \leq \sqrt{2V(\sqrt{I_1 I_3} + I_2)}, \quad (2.17)$$

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

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

Вважаючи, що об'єм V циліндричного модуля $0 \leq \theta \leq 2\pi$, $R_1 \leq r \leq R_2$ обмежений поверхнями $z_1 = 0$, $z_2 = z(r)$ в циліндричній системі координат r, θ, z , отримуємо $f = \frac{z}{z(r)}$. Отже, вираз (2.17) приймає вигляд:

$$\begin{cases} I_1 = 2\pi \int_{R_1}^{R_2} r dr \int_0^{z(r)} \left(1 - \frac{z}{z(r)}\right)^2 (F_1^2 + \dots + F_n^2) dz, \\ I_2 = 2\pi \int_{R_1}^{R_2} r dr \int_0^{z(r)} \frac{z}{z(r)} \left(1 - \frac{z}{z(r)}\right) (F_1^2 + \dots + F_n^2) dz, \\ I_3 = 2\pi \int_{R_1}^{R_2} r dr \int_0^{z(r)} \left(\frac{z}{z(r)}\right)^2 (F_1^2 + \dots + F_n^2) dz. \end{cases} \quad (2.18)$$

При вирішенні практичних задач значення визначених інтегралів (2.18) доцільно представити в наступному вигляді:

$$\begin{cases} A = 2\pi \int_{R_1}^{R_2} r dr \int_0^{z(r)} (F_1^2 + \dots + F_n^2) dz, \\ B = 2\pi \int_{R_1}^{R_2} r dr \int_0^{z(r)} \frac{z}{z(r)} (F_1^2 + \dots + F_n^2) dz, \\ C = 2\pi \int_{R_1}^{R_2} r dr \int_0^{z(r)} \left(\frac{z}{z(r)}\right)^2 (F_1^2 + \dots + F_n^2) dz. \end{cases} \quad (2.19)$$

Із урахуванням (2.19) вирази, що входять в праву частину кубатурної формули (2.17), приймають такий вигляд:

$$I_1 I_3 = (A - 2B + C)C, \quad I_2 = B - C. \quad (2.20)$$

Після інтегрування виразів (2.19) з'являється можливість отримання потужності пластичної деформації в аналітичному вигляді, що дозволяє проводити подальшу оптимізацію технологічних параметрів процесів. Відносна похибка розрахункових формул (2.17) та (2.15) не перевищує 1,5% та 3–12% відповідно. Крім цього, для чисельного розрахунку інтегралів можна застосовувати теорему про середнє значення потрійного інтегралу, формули трапеції і Сімпсона і т.п. Для кінематичних модулів складної форми особливо із наявністю криволінійних меж може виникати необхідність у додаткових прийомах спрощення і перетворення виразів потужності сил зрізу і тертя, що також може суттєво обмежувати подальшу оптимізацію повної величини приведенного тиску деформування за технологічними параметрами.

Інший дієвий прийом спрощення потужності сил деформування полягає в підборі «вдалих» функцій (або сімейства функцій), які описують форми похилої межі та дозволяють отримати вираз інтенсивності потужності сил деформування у вигляді, прийнятному до подальшого інтегрування. Такий прийом продемонстрований у роботах [155, 242] для кінематичного модуля I-B з криволінійною межею, що знаходиться із диференціального рівняння вигляду:

$$F''(z)F(z) - 3[F'(z)]^2 = 2M F'(z)F(z). \quad (2.21)$$

В результаті розв'язання (2.21) та використання граничних умов, отримаємо вигляд похилої межі:

$$F(z, M) = \frac{A}{\sqrt{B - Ce^{2M(z-h_1)}}}, \quad (2.22)$$

де A , B та C – визначені геометрично розмірами трапецеїдального кінематичного модуля, M - параметр, що визначає форму похилої межі.

Після перетворень виразу інтенсивності швидкості деформування вдається знайти потужність сил деформування у аналітичному вигляді. Однак слід відслідковувати відповідність форми кривої, що визначає похилу межу, властивостям поверхні розподілу течії металу, в тому числі з огляду напрямку монотонності та вгнутості (опуклості). Даний метод є ефективним для похилої межі, заданої як функція $F=F(z)$ та вимагає більшої уваги дослідників з точки зору виявлення його раціональності та обмежень щодо застосування.

Можливість отримання приведенного тиску деформування всієї розрахункової схеми досліджуваного процесу в аналітичному вигляді дозволяє використовувати екстремальні властивості КМПШ, визначаючи значення параметрів з умови мінімуму функції приведенного тиску. Якщо приведений тиск деформування є функцією двох змінних вигляду $\bar{p} = \bar{p}(x, a)$, тоді пошук критичних (стаціонарних) точок зводиться до розв'язання системи рівнянь:

$$\begin{cases} \frac{d\bar{p}}{dx} = 0, \\ \frac{d\bar{p}}{da} = 0. \end{cases} \quad (2.23)$$

В результаті розв'язку системи рівнянь (2.23) отримаємо стаціонарні точки вигляду (x_i, a_i) . Для більш простого варіанту задавання функції приведенного тиску деформування як функції однієї змінної, до розгляду включають і точки, в яких похідна не існує. Надалі, відібравши ті з них, які відповідають обмеженням, що накладаються на параметри даного процесу, для висновку про наявність в

них мінімуму функції продовжують дослідження, виходячи з достатньої умови існування екстремуму функції двох змінних. Також можна досліджувати на мінімум функцію як функцію трьох і більше змінних. Однак з огляду на ускладнення обчислень при збільшенні параметрів оптимізації, в процесах ОМТ найчастіше розглядають приведений тиск деформування як функцію однієї або двох змінних. Таким чином, отримання аналітичного виразу приведенного тиску деформування кінематичних модулів складної форми забезпечить оперативність всієї розрахункової схеми із визначення оптимальних технологічних параметрів.

До питання аналізу процесів комбінованого видавлювання з урахуванням зміцнення матеріалу

Одним з можливих шляхів врахування характерного для процесів холодного видавлювання ефекту зміцнення є використання методу, запропонованого Р. Хіллом. Істинне значення напруження текучості визначають на основі отриманих інтенсивності деформації і кривих зміцнення або емпіричних залежностей, побудованих для використовуваних матеріалів. Якщо допустити, що тертя по поверхні контакту відсутнє (або незначне), тобто практично не впливає на розподіл деформацій в осередку деформації, то середнє значення інтенсивності деформацій можна знайти, використовуючи наступну формулу [7]:

$$(e_i)_{cp.} = \bar{p}. \quad (2.24)$$

Використання формули (2.24) для визначення середнього значення інтенсивності деформацій можна вважати прийнятним для простих схем видавлювання, таких як радіальне і зворотне видавлювання. Однак дане припущення в процесах комбінованого видавлювання призводить до значних (близько 25% і вище) розбіжностей значень сили видавлювання, отриманої за методикою Р. Хілла, з наявними експериментальними даними. Для радіального видавлювання задовільні середні оцінки ступеня деформації дозволяють враховувати значення ходу пуансона, максимальних (переважаючих) компонент деформацій в центральній зоні осадження і у фланцевій зоні роздавання або обтиснення кільця. Для процесів комбінованого

видавлювання з декількома ступенями свободи течії металу, більш доцільним є введення коефіцієнтів урахування середнього значення інтенсивності деформацій простих складових схем. Істинне значення напруження текучості σ_s матеріалу заготовки з урахуванням деформаційного зміцнення отримують на основі діаграм зміцнення для обраних матеріалів в залежності від середнього ступеня деформації. Поряд з використанням найпростішої степеневі залежності виду $\sigma_s = C e_i^n$ апроксимацію кривої зміцнення можна виконувати за такими формулами:

$$\sigma_s = \sigma_{s0} + C e_i^n, \quad (2.25)$$

де σ_{s0} , C , n – постійні (коефіцієнти) матеріалу, що визначені кривою зміцнення.

2.3 Імітаційне моделювання за допомогою методу скінченних елементів

Альтернативою експериментальному і теоретичному аналізу у формі ЕМБП процесів об'ємного штампування видавлюванням є використання імітаційного моделювання за допомогою методу скінченних елементів (МСЕ) [197, 199, 200, 202-206]. Найуживанішими програмами для вирішення широкого кола задач процесів ОМТ є Qform 2/3D та DEFORM. До основних переваг МСЕ можна віднести можливість досліджувати тіла (конструкції), складені з декількох матеріалів (властивості матеріалів суміжних елементів можуть відрізнятися) та будь-якої форми (криволінійна область апроксимується прямолінійними елементами або точно описується криволінійними елементами), урахування різних граничних умов та можливість вироблення загальних методик та реалізації програм для вирішення різних типів завдань певного виду (наприклад, програма осесиметричної задачі про поширення тепла може бути використана для розв'язання задачі про розподіл напружень в осесиметричній конструкції і т.п.) [200, 203]. Даний метод дозволяє визначати енергосиловий режим деформування, НДС, формозміну заготовки, вирішує температурні

завдання в процесі обробки тиском, дозволяє прогнозувати руйнування заготовки, оцінювати навантаження на інструмент, а імплантовані в прикладне програмне забезпечення термодинамічні моделі дозволяють прогнозувати структурний і фазовий склад. Однак недоліком використання даного методу є довготривалість підготовки до вирішення деяких завдань ОМТ та неможливість отримання аналітичних залежностей для аналізу протікання процесу без додаткового використання методів планування експерименту та регресійного аналізу [51, 200, 203]. Також використання даних методів стримується високою вартістю розроблених на даний час спеціалізованих програмних продуктів [51, 200-206]. Допущення, що відносяться для широко вживаного Qform2/3D мають наступний вигляд: матеріал заготовки розглядається як тіло, яке не стискається, та є жорсткопластичним, пружні деформації не враховуються, інструмент - як абсолютно тверде тіло. При цьому використовується квадратична скінченно-елементна апроксимація для поверхонь, що дозволяє автоматично перебудовувати сітку без «підрізання» заготовки і забезпечувати сталість об'єму заготовки. Адаптивний алгоритм забезпечує оптимальний розподіл щільності скінченно-елементної сітки, при цьому найуживанішими є плоскі у формі від трикутника до багатокутника та об'ємні елементи у вигляді від піраміди та призми до багатогранника, якими можна описати довільне тіло [200, 203]. Алгоритм роботи в QForm 2/3D наступний: в програмі КОМПАС створюється геометрія інструменту і заготовки в натуральному масштабі і переноситься в форматі «dxf», який в графічному редакторі QForm2/3D переформатується у «cgs». Задають реологічні характеристики матеріалу: крива зміцнення у вигляді $\sigma_s = C \cdot e^n$, модуль Юнга та коефіцієнт Пуассона, густина і температура плавлення матеріалу заготовки, контактні дотичні напруження на контакті «заготовка – інструмент»:

$$F_f = m \frac{\bar{\sigma}}{\sqrt{3}} \left(1 - e^{-1.25(\sigma_n / \bar{\sigma})} \right), \quad (2.26)$$

де m – фактор тертя; σ_n – нормальний контактний тиск; $\bar{\sigma}$ – опір деформації.

Ще одним з найуживаніших програмних реалізацій МСЕ є DEFORM - спеціалізований інженерний програмний комплекс, призначений для аналізу процесів обробки металів тиском, термічної і механічної обробки [205, 206]. DEFORM дозволяє моделювати процеси кування, штампування, прокатки і пресування, операцій термічної і механічної обробки, що робить його потужним інструментом, який забезпечує перевірку, відпрацювання і оптимізацію технологічних процесів, минаючи затратні експерименти на виробництві. Завдяки цьому з'являється можливість співставлення різних варіантів реалізації досліджуваного процесу, що істотно підвищує точність і достовірність отриманих результатів [205]. Програмний комплекс застосовується як на промислових підприємствах, так і в науково-дослідних інститутах і технічних університетах, є одним із найуживанішим програмним комплексом для моделювання складних тривимірних процесів пластичного деформування. Автоматичний сітковий генератор DEFORM-3D будує оптимізовану скінченно-елементну сітку, скупчення якої спостерігається в найбільш критичних зонах [205, 206]. До переваг можна віднести те, що користувач має можливість самостійно налаштовувати щільність сітки та розподіл її елементів за перетином, корегувати параметри її автоматичної перебудови. Також є можливість задавати параметри багатоперехідних процесів, користуватися бібліотекою обладнання для гарячого та холодного штампування, відстежувати та аналізувати доступний параметр у довільній точці поковки, можливості руйнування матеріалу та дефектоутворення [205, 206]. Зазначимо, що притаманна МСЕ неідеальність розбиття заготовки на елементи у процесі деформування може демонструвати суттєву осциляцію розв'язання та наявність в окремих вузлах недопустимих значень розрахованих величин, що поряд із коштовністю даних модулів, визначає недоліки МСЕ [51, 200, 203, 205, 207]. Таким чином, перелічені програми скінченно-елементного моделювання не є однозначною альтернативою заміни теоретичного аналізу енергетичними методами, та потребують порівняльного аналізу як з теоретично отриманими результатами, так із експериментальними даними.

2.4 Методика визначення напружено-деформованого стану

Більшість експериментальних методик обчислення напружено-деформованого стану (НДС) засновані на співвідношеннях теорії кінцевих деформацій, при цьому параметри деформованого стану визначають, зіставляючи кінцеву форму і розміри осередку ділильної сітки з її вихідними формою і розмірами. При цьому характерні допущення про монотонне протікання процесу формозміни матеріальної точки (як умова існування зв'язку між напруженим і деформованим станом) і рівність направляючого тензора дуже малої деформації, відповідного за часом направляючого тензора напруження стану цієї частки [53]. Для визначення та врахування особливостей НДС використаний метод координатних ділильних сіток [43, 53]. Відзначимо, що 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, а також вводиться допущення про те, що напрямки головних осей збігаються з напрямками одних і тих же матеріальних волокон тільки на даному етапі. Шлях деформування представляється ламаною лінією, розрахункова схема наведена нижче (рис. 2.2). Розрахункові формули для визначення компонент деформацій визначені за методикою І.П. Ренне [43] (табл. 2.6).

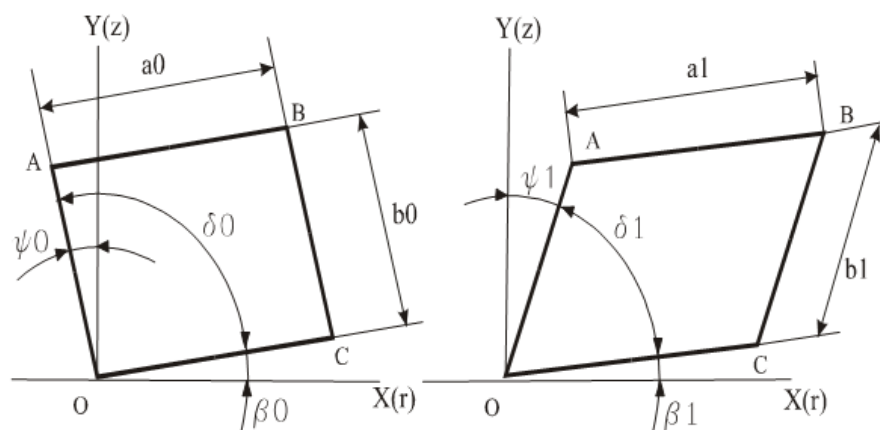


Рисунок 2.2 – Схема викривлення чарунок ділильної сітки для розрахунку компонентів деформації

Таблиця 2.6 – Розрахункові формули для визначення компонент деформацій за методикою І.П. Ренне [43]

| № | Етап розрахунків | Розрахункові формули |
|----|---|---|
| 1 | Введення вихідних даних | $X_0, Y_0, X_a, Y_a, X_c, Y_c, a_0, b_0, \delta_0$ |
| 2 | Кути викривлення осередків | $\psi_1 = \arctg \frac{X_0 - X_a}{Y_0 - Y_a}, \quad \beta_1 = \arctg \frac{Y_0 - Y_c}{X_0 - X_c};$ $\delta_1 = \beta_1 - \psi_1$ |
| 3 | Довжини сторін паралелепіпеда | $a_1 = \sqrt{(X_0 - X_a)^2 + (Y_0 - Y_a)^2},$ $b_1 = \sqrt{(X_0 - X_c)^2 + (Y_0 - Y_c)^2}$ |
| 4 | Параметри до розрахунку головних деформацій | $A = a_0 \cdot b_0 \cdot a_1^2 \cdot \cos \delta_0 - a_1 \cdot b_1 \cdot a_0^2 \cdot \cos \delta_1,$ $C = a_0 \cdot b_0 \cdot b_1^2 \cdot \cos \delta_0 - a_1 \cdot b_1 \cdot b_0^2 \cdot \cos \delta_1,$ $B = a_0^2 \cdot b_1^2 - a_1^2 \cdot b_0^2, \quad n_{1,2} = \frac{B \pm \sqrt{B^2 + 4 \cdot A \cdot C}}{2 \cdot A}$ |
| 5 | Збільшення головних деформацій | $\Delta \varepsilon_1 = \frac{1}{2} \ln \frac{b_1^2 + n_1^2 \cdot a_1^2 + 2 \cdot n_1 \cdot a_1 \cdot b_1 \cdot \cos \delta_1}{b_0^2 + n_1^2 \cdot a_0^2 + 2 \cdot n_1 \cdot a_0 \cdot b_0 \cdot \cos \delta_0}$ $\Delta \varepsilon_2 = \frac{1}{2} \ln \frac{b_1^2 + n_2^2 \cdot a_1^2 + 2 \cdot n_2 \cdot a_1 \cdot b_1 \cdot \cos \delta_1}{b_0^2 + n_2^2 \cdot a_0^2 + 2 \cdot n_2 \cdot a_0 \cdot b_0 \cdot \cos \delta_0}$ $\Delta \varepsilon_3 = -(\Delta \varepsilon_1 + \Delta \varepsilon_2)$ |
| 6 | Кути нахилу головних осей | $\varphi_1 = \arctg \frac{b_1 \cdot \sin \psi_1 + n_1 \cdot a_1 \cdot \cos(\frac{\pi}{2} - \beta_1)}{b_1 \cdot \cos \psi_1 + n_1 \cdot a_1 \cdot \sin(\frac{\pi}{2} - \beta_1)}$ |
| 7 | Зсувні деформації | $\Delta \tau_{rz} = (\Delta \varepsilon_1 - \Delta \varepsilon_2) \cdot \sin(\varphi_1)$ |
| 8 | Приріст інтенсивності деформації | $\Delta \varepsilon_i = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\Delta \varepsilon_1 - \Delta \varepsilon_2)^2 + (\Delta \varepsilon_2 - \Delta \varepsilon_3)^2 + (\Delta \varepsilon_3 - \Delta \varepsilon_1)^2}$ |
| 9 | Приріст компонент деформацій | $\Delta \varepsilon_z = \frac{1}{2} \cdot [\Delta \varepsilon_1 + \Delta \varepsilon_2 + (\Delta \varepsilon_1 - \Delta \varepsilon_2) \cdot \cos \varphi_1]$ $\Delta \varepsilon_r = \frac{1}{2} \cdot [\Delta \varepsilon_1 + \Delta \varepsilon_2 - (\Delta \varepsilon_1 - \Delta \varepsilon_2) \cdot \cos \varphi_1]$ $\Delta \varepsilon_\theta = -(\Delta \varepsilon_z + \Delta \varepsilon_r)$ |
| 10 | Сумарне значення параметрів деформації | $\varepsilon_i = \sum \Delta \varepsilon_i; \quad \varepsilon_z = \sum \Delta \varepsilon_z;$ $\varepsilon_r = \sum \Delta \varepsilon_r; \quad \varepsilon_\theta = \sum \Delta \varepsilon_\theta$ |

Подальші обчислення проводяться в циліндричній системі координат r, θ, z . Тензор напружень та рівняння рівноваги у випадку осесиметричної деформації мають вигляд:

$$T_{\sigma} = \begin{bmatrix} \sigma_r & 0 & \tau_{rz} \\ 0 & \sigma_{\theta} & 0 \\ \tau_{rz} & 0 & \sigma_z \end{bmatrix}. \quad (2.27)$$

$$\begin{cases} \frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{\partial \tau_{rz}}{\partial z} + \frac{\sigma_r - \sigma_{\theta}}{r} = 0; \\ \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + \frac{\partial \tau_{rz}}{\partial r} + \frac{\tau_{rz}}{r} = 0. \end{cases} \quad (2.28)$$

Розв'язання системи (2.28) проводять за припущення Хаара-Кармана про рівність окружних напружень σ_{θ} одного з двох напрямків. При відомому тензорі деформованого стану, компоненти девіатора тензора напруженого стану обчислюють за співвідношеннями [43]:

$$\begin{aligned} S_r &= \sigma_r - \sigma_0 = \frac{2}{3} \cdot \frac{\sigma_i}{\varepsilon_i} \cdot \varepsilon_r; \\ S_{\theta} &= \sigma_{\theta} - \sigma_0 = \frac{2}{3} \cdot \frac{\sigma_i}{\varepsilon_i} \cdot \varepsilon_{\theta}; \\ S_z &= \sigma_z - \sigma_0 = \frac{2}{3} \cdot \frac{\sigma_i}{\varepsilon_i} \cdot \varepsilon_z. \end{aligned} \quad (2.29)$$

Для визначення гідростатичного тиску необхідно проінтегрувати одне з рівнянь рівноваги (2.28), після чого отримаємо:

$$(\sigma_r)_B = (\sigma_r)_A \pm \int_A^B \left[\frac{\partial \tau_{rz}}{\partial z} + \frac{S_r - S_{\theta}}{r} \right] dr, \quad (2.30)$$

$$(\sigma_z)_D = (\sigma_z)_C \pm \int_C^D \left[\frac{\partial \tau_{rz}}{\partial r} + \frac{\tau_{rz}}{r} \right] dz. \quad (2.31)$$

Виконуючи чисельне інтегрування за правилом трапецій, для (i,j) чарунки виразу (2.30) і (2.31) можна визначити у наступному вигляді:

$$(\sigma_r)_{i,j} = (\sigma_r)_{i,1} + \frac{(\tau_{rz})_{i+1,j} - (\tau_{rz})_{i-1,j}}{(b_z)_{i,j} + (b_z)_{i-1,j}} + \frac{(S_r)_{i,j} - (S_\theta)_{i,j}}{r_{i,j}}, \quad (2.32)$$

$$(\sigma_z)_{i,j} = (\sigma_z)_{i+1,j} + \frac{(\tau_{rz})_{i,j-1} - (\tau_{rz})_{i,j+1}}{(a_r)_{i,j} + (a_r)_{i,j-1}} + \frac{(\tau_{rz})_{i,j}}{r_{i,j}}, \quad (2.33)$$

де a_r , b_z – проекція параметрів чарунки на вісь r та z , відповідно;
 $r_{i,j}$ – координата (i,j) чарунки.

Отримавши одне з напружень σ_r , σ_z , знаходимо гідростатичний тиск σ_0 .
 Додавши його до інших компонентів девіатора, знаходимо відповідні їм нормальні напруження. Якщо пластична зона має вільний від навантаження контур, то окружне напруження у цього контуру дорівнює:

$$\sigma_\theta = \frac{2}{3} \cdot \frac{\sigma_i}{\varepsilon_i} \cdot (\varepsilon_\theta - \varepsilon_n), \quad (2.34)$$

де ε_n – головна деформація в напрямку нормалі до контуру.

Гідростатичний тиск і інші напруження визначаємо за формулами:

$$\sigma_0 = \sigma_\theta - S_\theta; \quad \sigma_r = \sigma_0 + S_r; \quad \sigma_z = \sigma_0 + S_z. \quad (2.35)$$

Ступінь пошкодженості металу називають використаним ресурсом пластичності (за В. А. Огороднікову) і позначають буквою Ψ . Для недеформованого металу приймають $\Psi = 0$, а умові руйнування відповідає $\Psi = 1$ [30, 31, 63]. Результати розрахунків напружено-деформованого стану можуть бути використані для оцінки значень використаного ресурсу пластичності Ψ :

$$\Psi = \int_0^{e_e} \frac{de_e}{e_p(\eta, \mu_\sigma)}, \quad (2.36)$$

де $e_p(\eta, \mu_\sigma)$ – поверхня граничних деформацій; $\mu_\sigma = \frac{2 \cdot \sigma_2 - \sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3}$ – параметр Надаї-Лоде.

Головні напруження σ визначають з вирішення характеристичного рівняння виду:

$$\sigma^3 - I_1 \cdot \sigma^2 + I_2 \cdot \sigma - I_3 = 0, \quad (2.37)$$

де I_1, I_2, I_3 – перший, другий і третій інваріанти тензора напружень.

Отримані дані [243] дозволяють враховувати можливість дефектоутворення в процесах комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання.

2.5 Методика експериментальних досліджень

Вихідні матеріали та обладнання

Для експериментального дослідження силового режиму, формозмінення заготовок і дефектоутворення були використані циліндричні зразки з свинцевого сплаву С1, алюмінієвих сплавів АД1, АД31, АМг6 та латуні Л63. Зразки з алюмінієвих сплавів та Л63 виготовлялися точінням з прутків з наступною термічною обробкою, що забезпечує однакові властивості в будь-якій довільно взятій точці зразка при досягненні максимальної пластичності. Режим термообробки для АД1, АД31, АМг6: нагрів 350 – 400 °С, охолодження на повітрі; для латуні Л63: нагрів 580 – 620 °С, охолодження на повітрі. Діаметри циліндричних заготовок варіювалися в межах від 14.1 до 45 мм, висота від 16 до 47 мм. Як мастила для заготовок з АД1, АД31, АМг6, Л63, М2 застосовувався тваринний жир, а для свинцю С1 – індустріальне масло И-20. Для аналізу НДС використовувалися складені зразки з С1 з квадратної базою 2 мм, нанесеної за допомогою трафарету. Координатна сітка наносилася на меридіональну площину зразків, далі складені зразки спаювалися сплавом Вуда ($t_{\text{пл}} = 80 - 120$ °С). Для врахування зміцнення матеріалів С1, АД1, АД31, АМг6, Л63 використовувалися криві істинних напружень, побудовані за результатами механічних випробувань на стиснення циліндричних зразків згідно з рекомендаціями [128], а також використовуючи результати досліджень кафедри ОМТ ДДМА [17, 85]. Визначені значення коефіцієнтів апроксимуючих функцій діаграм (табл. 2.7) та побудовані криві зміцнення (рис. 2.3).

Таблиця 2.7 – Залежність істинних напружень текучості від ступеня деформації

| Матеріал | Вид апроксимуючої залежності $\sigma_s = C e^n$ | | Тип змащення |
|----------|---|--------|--------------------------|
| | C | n | |
| АМг6 | 588 | 0.264 | тваринний жир |
| АД31 | 247 | 0.136 | |
| АД1 | 131 | 0.280 | |
| Л62 | 705 | 0.278 | |
| М2 | 392 | 0.3591 | |
| С1 | 22 | 0.189 | індустріальне масло И-20 |

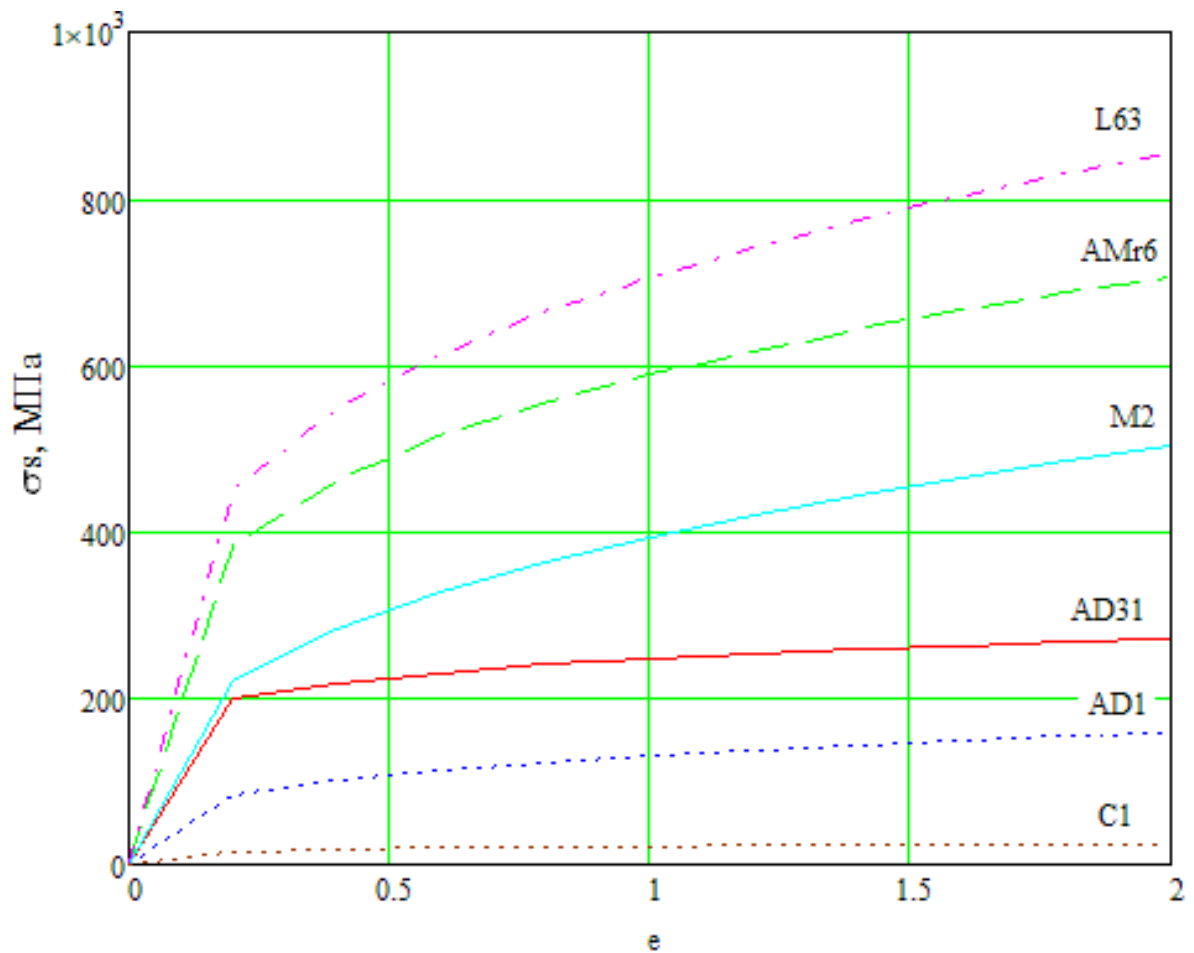


Рисунок 2.3 – Криві зміцнення матеріалів, що використовувалися

При виборі обладнання для експериментальних досліджень виходили з умов наявності забезпечення необхідної потужності для здійснення процесів комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання, достатньої величини міжштампового простору для розміщення експериментального штампа з реєструючими датчиками і можливості забезпечити невисоку швидкість руху деформуючого інструменту. Всім цим вимогам відповідають випробувальні машини МС-500 та МС-2000 зусиллям 500 кН та 2000 кН відповідно, з використанням яких і проводилися експериментальні дослідження в лабораторії кафедри ОМТ ДДМА (рис. 2.4).

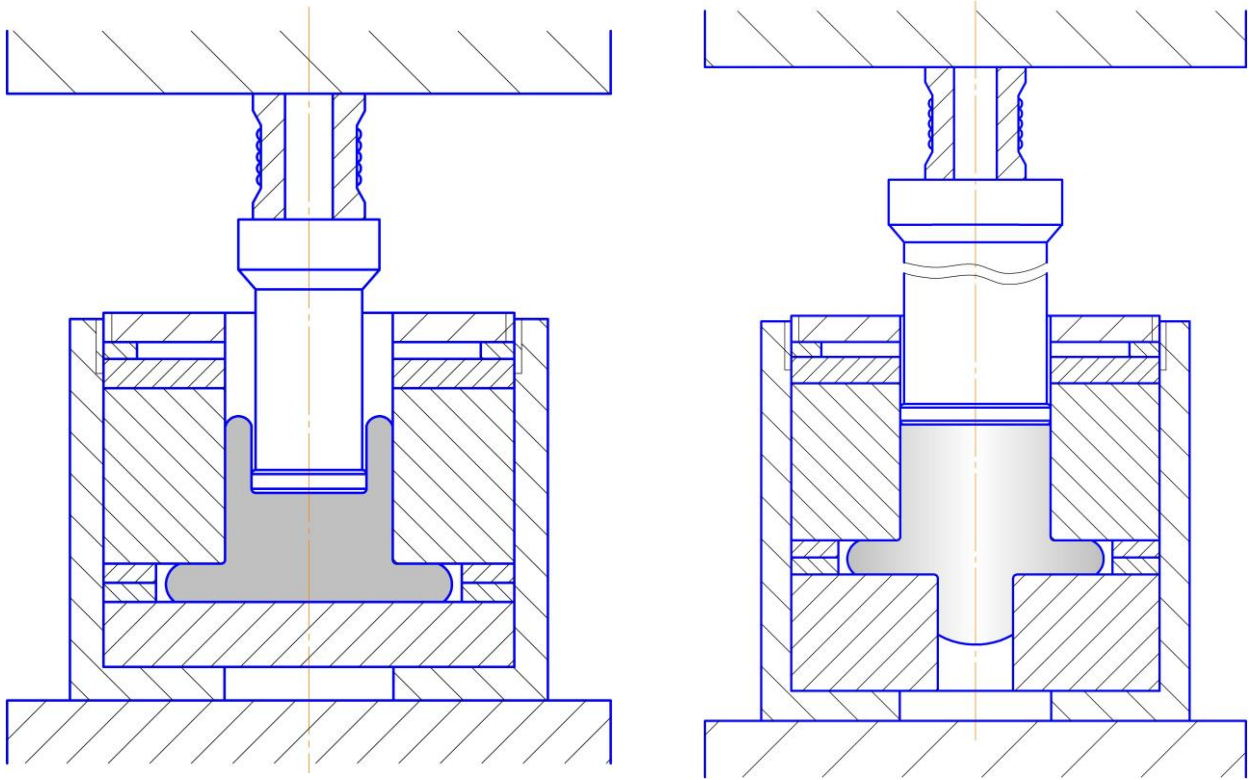


а

б

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

Експериментальна частина проведених досліджень базується на фізичному моделюванні процесів холодного видавлювання з використанням натурних експериментів і методу тензометрії. Застосовувалися відповідні змінні пакети (рис. 2.5, а) та штампове оснащення (рис. 2.5, б). Базовий варіант експериментального штампа дозволяє використовувати матриці з зовнішніми діаметрами у 110 мм та 150 мм, внутрішніми діаметрами відповідно у 21,2, 28,2, 36 та 45 мм і радіусами заокруглення перехідних крайок у 1 мм. Використовувалися пуансони із діаметрами робочих ділянок у 11, 15, 21 і 28 мм із радіусами заокруглення перехідних крайок у 1 мм. Всі матриці і пуансони виготовлені зі сталі Х12М, ГОСТ 5950-73 з загартуванням в маслі і відпуском до HRC 56...60, робоча поверхня шліфувалася до $R_a0.4$.



а



б

Рисунок 2.5 – Змінні пакети для отримання деталей з фланцем (а) та штампове оснащення (б)

Активні деформуючі пуанسونи центрувалися в отворі матриці. Висота півкілець (і відповідно товщина фланця, що видавлюється) варіювалася в діапазоні від 2.2 мм до 10 мм. Для оцінки умов контактної тертя були використані спеціальні пристрої для вимірювання сил тертя безпосередньо в процесі холодного об'ємного деформування [92, 221].

Для неруйнівного контролю виміру розмірів осьового дефекту [244] для оцінки впливу процесу осадження заготовок з увігнутими гранями на закриття внутрішніх дефектів використана методика, яка полягала у свердлінні осьового отвору діаметром 10 % від діаметра заготовки. Отриманий отвір з'єднувався за допомогою гнучкої трубки з мірним лабораторним волюметром, отримана система заповнювалася водою та за об'ємом витиснутої рідини та поточною висотою заготовки визначався середній діаметр дефекту. Діаметр заготовок дорівнював 50 мм, діаметр отвору – 5 мм. Циліндричні заготовки попередньо деформувалися випуклими бойками з кутом 120° для формування увігнутих граней. Нище наведені схема, зразки з осьовим дефектом та інструмент для профілювання (рис. 2.6).

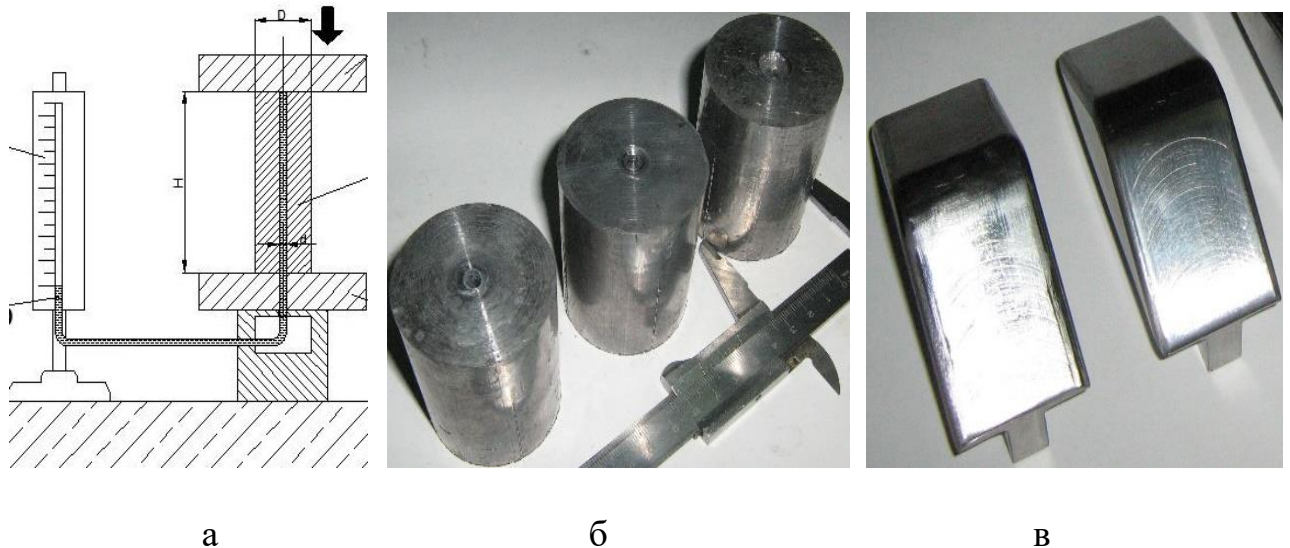


Рисунок 2.6 – Схема (а), зразки з осьовим дефектом (б), інструмент для профілювання (в)

Статистична обробка результатів експериментальних досліджень

Точність результатів експериментальних досліджень енергосилових параметрів оцінювали методами математичної статистики за поширеної методикою [211, 245, 246]. Середнє значення вибірки визначали за формулою:

$$\bar{x} = \frac{\sum_{i=1}^n x_i}{n}, \quad (2.38)$$

де x_i – результат i -го вимірювання; n – кількість вимірювань (обсяг вибірки).

Ширину довірчого інтервалу Δx , що характеризує точність оцінки параметра, обчислювали за формулою:

$$\Delta x = \frac{s}{\sqrt{n}} t, \quad (2.39)$$

де $\sigma \approx s = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^2}{n-1}}$, t – коефіцієнт Ст'юдента.

Критичні значення коефіцієнта Ст'юдента (t-критерію) для різної довірчої ймовірності α та обсягу вибірки n знаходили за відповідними спеціальними таблицями. У розрахунках обирали довірчу ймовірність $\alpha = 0,9$ або $0,95$. Тоді при обсязі виборки $n_1 = 5$ і $n_2 = 4$ коефіцієнт Ст'юдента $t_1 = t(0.95; 5) = 2.776$ та $t_2 = t(0.95; 4) = 3.182$ [211].

Довірчий інтервал приймає вигляд:

$$\bar{x} - \Delta x < x < \bar{x} + \Delta x. \quad (2.40)$$

У процесі проведення серії паралельних вимірювань отримання абсолютно точних значень параметрів є неможливим з огляду на обмежену точність самих вимірювальних приладів. Також похибки можуть з'являтися за рахунок використання недосконалої методики експерименту або впливу деяких

зовнішніх факторів і можуть проявлятися у вигляді так званих промахів. При великому числі вимірювань ($n \rightarrow \infty$) і нормальному законі розподілу похибок достовірність того, що похибка вимірювання результату перевищить $\pm \sigma$, дорівнює $2/3$, тобто результат вимірювання можна оцінювати з достовірністю 68,3 %. Достовірність того, що значення похибки вимірювання за правилами 2σ або 3σ відповідно не перевищить $\pm 2\sigma = 95,4 \%$, а для випадку $\pm 3\sigma = 99,7 \%$, дозволяє виявити грубі промахи у вимірюваннях. Якщо обсяг вибіркового даних невеликий, то використовувати на виявлення грубих промахів правила 2σ або 3σ є нераціональним (раціональність відповідає обсягу даних при $n > 20$). Для виявлення промахів за необхідності при невеликій кількості паралельних вимірювань ($n < 10$) будемо використовувати перевірку за критеріями Романовського, за Q-критерієм та R-розподілом [245, 246].

Висновки

1. Визначені перспективні напрямки розвитку методики досліджень технологічних режимів точного об'ємного штампування видавлюванням при виготовленні деталей із суцільних заготовок. Розвиток теоретичних методів аналізу із розробкою математичних розрахункових моделей дозволить на етапі проектування визначити обмеження та оцінити вплив конструктивних та технологічних параметрів на основні показники якості готових виробів.

2. Обґрунтовано вибір енергетичних методів аналізу технологічних режимів в якості основних методів теоретичних досліджень процесів комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання з урахуванням особливостей розташування та форми осередків пластичної деформації, наявності зміни напрямку течії. Виокремлення основних властивостей та обмежень щодо форми кінематичних модулів та особливостей їх убудованості в розрахункові схеми процесів комбінованого видавлювання дозволить підвищити оперативність ЕМБП з моделювання процесів ТОШ видавлюванням.

3. Використання кінематичних модулів трапецеїдальної та трикутної форми з криволінійними межами дозволить описати реальну форму контактних поверхонь заготовки та інструменту або криволінійні поверхні розділу течії всередині заготовки при розрахунках силового режиму та формоутворення напівфабрикату в процесах комбінованого видавлювання.

4. Розробка прийомів спрощення розрахунків складових енергетичного рівняння всередині кінематичних модулів трикутної та трапецеїдальної форми сприятиме отриманню аналітичного виразу приведенного тиску деформування, що дозволить визначити оптимальні технологічні параметр всієї розрахункової схеми досліджуваного процесу. Використання методу кінематичних модулів дозволить оперативно реагувати на всі зміни в розрахунковій схемі процесу, пов'язані із зміною ОД, поверхонь розділу течії або конфігурації інструменту на різних стадіях процесу деформування.

5. Застосування методу скінченних елементів дозволяє отримати дані щодо оцінки напружено-деформованого стану заготовки, особливостей формоутворення і дефектоутворення деталі в процесах комбінованого видавлювання із неоднозначністю пластичної течії. Для оцінки умов контактного тертя використані спеціальні пристрої для вимірювання сил тертя безпосередньо в процесі холодного об'ємного деформування. Для експериментального дослідження деформованого стану заготовок обраний метод ділільних сіток, експериментальні дослідження проводились на універсальному переналагоджуваному оснащенні у умовах лабораторії із подальшою статистичною обробкою.

Результати досліджень відображені в опублікованих роботах [238-240, 242, 243].

РОЗДІЛ 3

РОЗВИТОК ЕНЕРГЕТИЧНОГО МЕТОДУ БАЛАНСУ ПОТУЖНОСТЕЙ НА ОСНОВІ СИСТЕМАТИЗАЦІЇ КІНЕМАТИЧНИХ МОДУЛІВ СКЛАДНОЇ КОНФІГУРАЦІЇ

В рамках використання ЕМВО створена база уніфікованих кінематичних модулів із набором відповідних КМПШ, до найпростіших з яких відносять кінематичні модулі прямокутної форми із визначеними складовим приведеного тиску деформування із урахуванням потужностей сил деформування, зрізу та тертя на поверхні контакту інструменту із заготовкою (рис. 2.1). Для даних кінематичних модулів застосування верхніх оцінок або лінеаризації інтенсивності швидкостей деформації не було потрібним, величина приведеного тиску деформування знайдена в аналітичному вигляді (табл. 2.5, табл. В.1). Це дозволяло оперативно вбудовувати дані кінематичні модулі в загальні розрахункові схеми та повною мірою використовувати мінімізацію повної величини приведеного тиску деформування досліджуваного процесу деформування [92, 96, 120, 156, 162, 194, 240]. Пізніше було розроблено цілу низку кінематичних модулів складної конфігурації із непаралельною течією, в тому числі з декількома степенями свободи течії металу (табл. 2.2). Однак дані кінематичні модулі було розроблено в основному як елемент цілком конкретної розрахункової схеми, подальші дослідження та оптимізація теж проводилася за умов побудованої розрахункової схеми процесу [157-160, 179, 182, 193, 194, 240]. Узагальнення властивостей кінематичних модулів складної конфігурації, зазвичай, не проводилося, як і перевірка доцільності використання спрощених оцінок у вигляді лінеаризації отриманого виразу потужності деформування (2.14), що для більшості кінематичних модулів із наявністю похилих меж є необхідністю з огляду на громіздкість отриманих виразів інтенсивності швидкостей деформації та неможливості отримання кратних та поверхневих

інтегралів через елементарні функції, та особливостей комбінування із суміжними кінематичними модулями різної форми, виробленню обмежень та відповідних рекомендацій. Зазначалося, що для моделювання процесів видавлювання складнопрофільованих деталей інструментом із наявністю фасок та заокруглень врахуванням даних особливостей нехтували. Таким чином, класифікація кінематичних модулів складної конфігурації за різними ознаками, дослідження властивостей, методів спрощення - оцінки згори та їх доцільності і впливу на наступну оптимізацію величини приведенного тиску деформування кінематичного модуля та повної розрахункової схеми процесу, дозволить значно розширити можливості використання ЕМВО для широкого кола нових процесів холодного видавлювання.

3.1 Аналіз основних ознак кінематичних модулів із непаралельною течією

Класифікацію (групування) кінематичних модулів прямокутної форми в основному виконували за розташуванням в розрахунковій схемі (осьовий та кільцевий), наявності (або відсутності) зміни напрямку течії від радіальної до поздовжньої (чи навпаки) та наявності однієї або декілька швидкостей на поверхнях входу (виходу) для даного кінематичного модуля (рис. 2.1). КМПШ осьових модулів відрізнялися від КМПШ неосьових модулів врахуванням обмеження щодо визначення їх складових при $r=0$, при цьому для цих кінематичних модулів зміна напрямку течії на протилежний (інверсія) не впливала на подальші розрахунки. Ускладнення уніфікованих кінематичних модулів проводилося надалі введенням декількох вхідних та вихідних швидкостей, що в свою чергу призводило до ускладнення математичного апарату. При цьому не зверталось увага на наявність зон контакту із заготовкою та інструментом, в загальному випадку знаходили потужності сил деформування та складових зрізів, частину яких за умови переходу межі у поверхню контакту заготовки та інструменту перетворювали за допомогою введення додаткового

множника $2 \mu_S$ (табл. 2.5). Надалі використовували величину приведенного тиску деформування для розробленого кінематичного модуля, основні результати яких відомі (табл. В.1).

Розширення бази кінематичних модулів за рахунок використання похилих меж відбувалося з огляду на потреби опису складної течії металу всередині заготовки (особливо із зміною напрямку від поздовжнього до радіального чи навпаки) та ускладненням форми поверхні контакту інструменту та заготовки [242]. Використовуючи експериментальні дані щодо викривлення ділильної сітки та розподілу деформацій, аналізу НДС всередині заготовки, велись пошуки побудови КМПШ кінематичного модуля необхідної форми. Однак побудовані кінематичні модулі складної форми (трапецеїдальні або трикутні) досліджувалися в межах розрахункової схеми процесу, подальший аналіз узагальнених властивостей та характеристик або особливостей вбудовуваності в інші схеми, не проводився. Таким чином, отримані результати обмежувались використанням певного вузького кола задач, відсутність аналізу властивостей та доцільності їх використання за інших умов (нових комбінацій чи схем) зменшував цінність отриманих результатів. На даний час база кінематичних модулів містить цілу низку трапецеїдальних та трикутних блоків, використання яких було продемонстровано в роботах [92, 157-160, 195, 242]. Однак систематизації за ознаками, властивостями, особливостями даних кінематичних модулів проведено не було, що вимагає додаткових досліджень із виокремлення основних характеристик модулів та їх класифікації.

Продемонструвати виявлення узагальнених ознак для низки найуживаніших кінематичних модулів, що використовуються при моделюванні процесів радіально-поздовжнього видавлювання, можна згідно узагальненої розрахункової схеми (рис. 3.1) та виявлених характеристик та ознак узагальнення (табл. 2.2). До основних ознак кінематичних модулів прийнято відносити форму, розташування, кількість ступенів свободи течії, наявність похилих меж та їх варіативність або обмеження найпростішим випадком наявності прямолінійної похилої межі. Згідно аналізу попередніх досліджень,

основні кінематичні модулі з двома ступенями свободи течії використовують у вигляді I-B або II-B (табл. 2.2), також присутній поділ за розташуванням (осьовий I-A або кільцевий II-B), формою (трикутний в перерізі у вигляді III-B або трапецеїдальний I-A) та наявністю криволінійних або прямолінійних (та їх кількості) меж у вигляді різновидів IV-B (з двома криволінійними межами) та однією прямолінійною у вигляді, наприклад, для типу III-B або I-A. Однак для можливості оперативного вбудовування в нові розрахункові схеми комбінованого видавлювання постають питання, що пов'язані із необхідністю відображення складної конфігурації інструменту або форми розділу течії металу всередині заготовки при зміні течії металу від поздовжнього до поперечного напрямку та навпаки. Також виявлена необхідність у дослідженні обмежень на форми похилої межі для кінематичних модулів трапецеїдальної та трикутної форми, та конфігурацію суміжних кінематичних модулів.

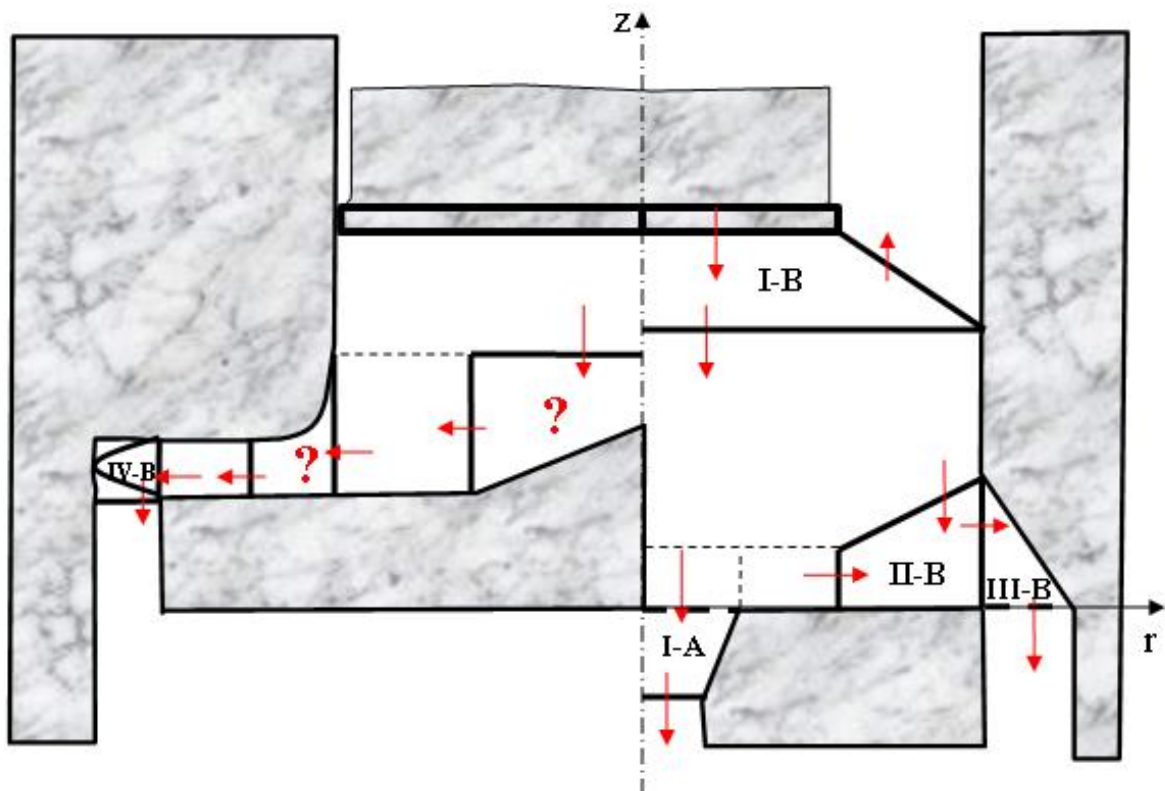


Рисунок 3.1 – Узагальнена схема комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання

До кінематичних модулів, що враховують форму інструменту із наявністю фасок або заокруглень, але не розроблені на даний час, відносять осьовий модуль зони розвороту до радіальної течії та кільцевий модуль із наявністю заокруглення формування фланцевої зони, що позначені знаками питання на узагальненій розрахунковій схемі (рис. 3.1, кінематичні модулі позначені знаком питання). Таким чином, більш глибокий аналіз властивостей відомих кінематичних модулів складної форми дозволить подолати окреслені проблеми та сприятиме розширенню можливостей використання МКМ в розрахунках процесів комбінованого видавлювання.

3.2 Аналіз проблем та напрямків розширення можливостей використання кінематичних модулів трапецеїдальної форми

3.2.1. Дослідження кільцевого узагальненого трапецеїдального кінематичного модуля із радіальною течією

До основних класифікаційних ознак кінематичних модулів складної конфігурації відносять форму та розташування модуля. З точки зору подальшого застосування варіативність підтипів трапецеїдального модуля вигляду II-A (табл. 2.2) можна продемонструвати наступним чином (рис. 3.2). Для даного кінематичного модуля із урахуванням осьового перерізу поверхні контакту інструменту та заготовки у вигляді похилої межі можливі вказані варіанти. Інші варіанти, наприклад, фіксованого кута нахилу β підтипу I-1 із зміною течії металу із відцентрової на доцентрової (як у випадку I-2) не розглядаємо з огляду на невизначеність із подальшим можливим варіантам застосування. Це стосується і наявності криволінійної похилої межі для кінематичних модулів у двох варіаціях II-1 та II-2 (рис. 3.2). КМПШ узагальненого трапецеїдального кінематичного модуля для обраних позначень (індекс i відповідає поверхні входу у кінематичний модуль, а індекс $(i+1)$ – поверхні виходу) приймає вигляд:

$$\begin{cases} V_z = \frac{R_i h_i V_i}{r z^2(r)} z'(r) \cdot z, \\ V_r = \frac{R_i h_i V_i}{r z(r)}, \end{cases} \quad (3.1)$$

де $z(r)$ – будь-яка крива, що проходить через точки (R_i, h_i) та (R_{i+1}, h_{i+1}) .

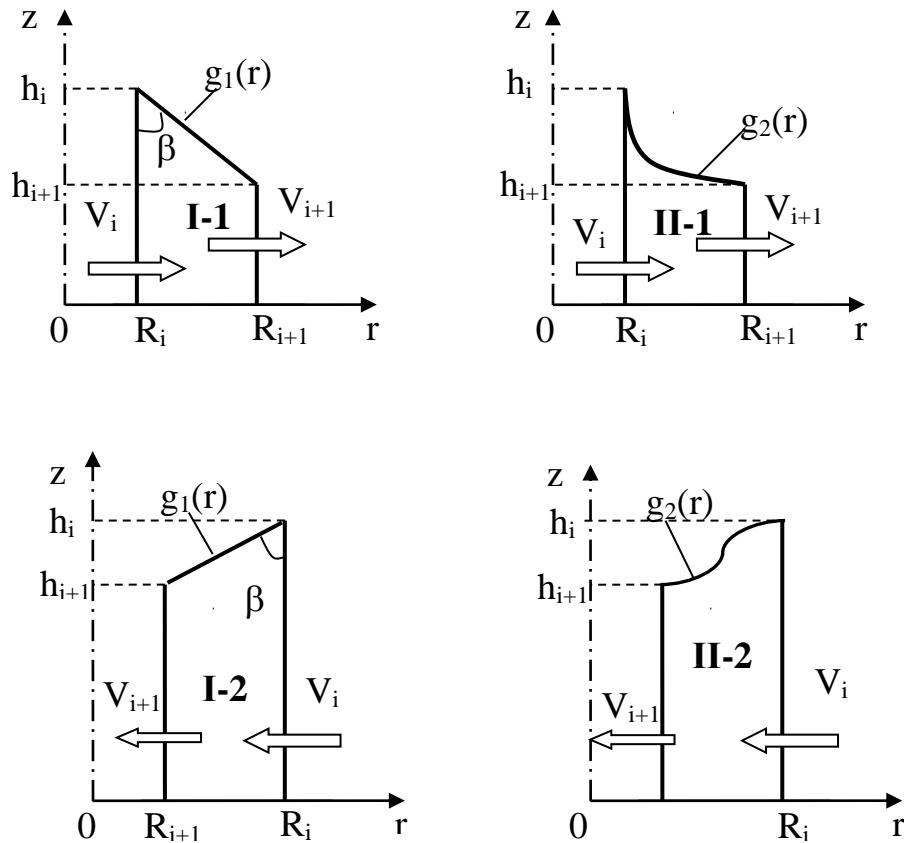


Рисунок 3.2 – Варіативність кінематичного трапецеїдального модуля типу II-A

Таким чином, введені вище позначення індексів поверхонь входу та виходу з кінематичного модуля вигляду II-A (табл. 2.2) можуть бути використані для всіх його можливих підтипів. Знайдемо вирази $\dot{\epsilon}_z$, $\dot{\epsilon}_r$, $\dot{\epsilon}_\theta$, $\dot{\gamma}_{rz}$ та інтенсивності швидкостей деформацій $\dot{\epsilon}_i$ для даного кінематичного модуля із узагальненого КМПШ (3.1):

$$\left\{ \begin{array}{l} \dot{\varepsilon}_z = \frac{R_i \cdot h_i \cdot V_i}{r \cdot z^2(r)} \cdot z'(r), \\ \dot{\varepsilon}_\theta = \frac{R_i \cdot h_i \cdot V_i}{r^2 \cdot z(r)}, \\ \dot{\varepsilon}_r = -\frac{R_i \cdot h_i \cdot V_i}{r^2 \cdot z(r)} - \frac{R_i \cdot h_i \cdot V_i}{r \cdot z^2(r)} \cdot z'(r), \\ \dot{\gamma}_{rz} = -\frac{R_i \cdot h_i \cdot V_i \cdot (z''(r) \cdot r \cdot z(r) - z'(r) \cdot (z(r) + 2r \cdot z''(r)))}{r^2 \cdot z^3(r)}. \end{array} \right. , \quad (3.2)$$

$$\text{де } \dot{\varepsilon}_i = \frac{\sqrt{2}}{3} \cdot \sqrt{(\dot{\varepsilon}_z - \dot{\varepsilon}_r)^2 + (\dot{\varepsilon}_z - \dot{\varepsilon}_\theta)^2 + (\dot{\varepsilon}_r - \dot{\varepsilon}_\theta)^2 + 1,5 \cdot \gamma_{rz}^2}. \quad (3.3)$$

Для найпростішого варіанту задавання у вигляді лінійної функції маємо:

$$g_1(r) = k(r - R_i) + h_i, \quad (3.4)$$

$$\text{де } g_1'(r) = \frac{h_{i+1} - h_i}{R_{i+1} - R_i} = k = \begin{cases} -\frac{1}{\text{tg}\beta} < 0 & \text{для } I-1 \\ \frac{1}{\text{tg}\beta} > 0 & \text{для } I-2 \end{cases}$$

Для $g_1(r)$ маємо при $g_1''(r) = 0$, тоді отримуємо спрощені вирази (3.2) та (3.3):

$$\left\{ \begin{array}{l} \dot{\varepsilon}_z = \frac{R_i \cdot h_i \cdot V_i}{r \cdot g_1^2(r)}, \\ \dot{\varepsilon}_\theta = \frac{R_i \cdot h_i \cdot V_i}{r^2 \cdot g_1^2(r)}, \\ \dot{\varepsilon}_r = -\frac{R_i \cdot h_i \cdot V_i}{r^2 \cdot g_1(r)} - k \cdot \frac{R_i \cdot h_i \cdot V_i}{r \cdot g_1^2(r)}, \\ \dot{\gamma}_{rz} = -k \cdot \frac{R_i \cdot h_i \cdot V_i}{r^2 \cdot g_1^3(r)} \cdot [g_1(r) + 2k \cdot r]. \end{array} \right. \quad (3.5)$$

Потужність сил деформування за верхньою оцінкою (2.15) має вигляд:

$$N_\partial \leq \sigma_s \cdot \sqrt{V \cdot \iiint_V \varepsilon_i^2 dV}, \quad (3.6)$$

$$\text{де } V = 2\pi \int_{R_i}^{R_{i+1}} r dr \int_0^{g_1(r)} dz = 2\pi \cdot \left[k \frac{R_{i+1}^3 - R_i^3}{3} + \frac{R_{i+1}^2 - R_i^2}{2} A \right], \quad A = h_i - k \cdot R_i.$$

Отримаємо остаточний вираз верхньої оцінки потужності сил деформування згідно (3.5) та (3.6), потужності сил зрізу у вигляді:

$$N_{\partial} \leq \frac{2\sqrt{2}}{3} \pi \sigma_s |V_i| R_i h_i \sqrt{\left(A \cdot \frac{R_{i+1}^2 - R_i^2}{2} + k \cdot \frac{R_{i+1}^3 - R_i^3}{3} \right) \times \left[\frac{12+k^2}{4 \cdot A} \cdot \left(\frac{1}{R_i^2} - \frac{1}{R_{i+1}^2} \right) + \frac{k \cdot (5 \cdot k^2 + 24)}{2A^2} \cdot \left(\frac{1}{R_{i+1}} - \frac{1}{R_i} \right) + \frac{k^2 \cdot (1+k^2)}{A} \cdot \left(\frac{1}{(A+k \cdot R_{i+1})^2} - \frac{1}{h_i^2} \right) \right] + \left[\frac{4 \cdot k^2 (2+k^2)}{A^2} \cdot \left(\frac{1}{A+k \cdot R_{i+1}} - \frac{1}{h_i} \right) + \frac{k^2 (40+13 \cdot k^2)}{2 \cdot A^3} \cdot \left[\ln \frac{R_{i+1}}{R_i} + \ln \left| \frac{h_i}{A+k \cdot R_{i+1}} \right| \right] \right]}; \quad (3.7)$$

$$N_{c_i} = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 2\pi R_i \int_0^{h_i} |V_z|_{r=R_i} dz = |kV_i| \cdot \frac{\pi \sigma_s R_i h_i}{\sqrt{3}}; \quad (3.8)$$

$$N_{c_{i+1}} = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 2\pi R_{i+1} \int_0^{h_{i+1}} |V_z|_{r=R_{i+1}} dz = |kV_i| \cdot \frac{\pi \sigma_s R_i h_i}{\sqrt{3}}. \quad (3.9)$$

Маємо властивість $N_{c_i} = N_{c_{i+1}}$, яка справджується для лінійно заданої похилої межі у вигляді $g_1(r)$ (3.4) із гострим та тупим кутом нахилу.

Потужності сил тертя на поверхнях контакту заготовки із інструментом приймають вигляд:

$$N_t = \frac{2\mu_s \sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 2\pi \int_{R_i}^{R_{i+1}} |V_r| dr = \frac{4\pi \mu_s \sigma_s R_i h_i}{\sqrt{3}} \cdot \int_{R_i}^{R_{i+1}} \left| \frac{V_i dr}{k(r-R_i) + h_i} \right| = \frac{4\pi \mu_s \sigma_s R_i h_i}{\sqrt{3}} \cdot \left| \frac{V_i}{k} \ln \left[\frac{h_{i+1}}{h_i} \right] \right|; \quad (3.10)$$

$$N_{t\triangleright} = \left[\frac{2\mu_s \sigma_s}{\sqrt{3}} \iint_{\Delta F} \sqrt{[\Delta V_r]^2 + [\Delta V_z]^2} dF = \frac{2\mu_s \sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 2\pi \int_{R_i}^{R_{i+1}} (1+k^2) |V_z| r dr = \left[(1+k^2) \cdot \left[\frac{4\pi \mu_s \sigma_s R_i h_i}{\sqrt{3}} \left| \frac{V_i}{k} \ln \frac{h_{i+1}}{h_i} \right| \right] \right]. \quad (3.11)$$

Маємо виконання функціонального зв'язку потужності сил тертя на прямолінійній похилій межі із потужністю сил тертя на горизонтальній межі контакту заготовки та інструменту у наступному вигляді:

$$N_{t_{накл}} = (1+k^2) \cdot N_t. \quad (3.12)$$

Як бачимо, інтенсивність швидкостей деформацій ε_i має громіздкий вигляд (3.2) як для узагальненого КМПШ, так і для найпростішого варіанту із лінійною функцією межі $g_1(r)$. У якості верхньої оцінки потужності сил деформування запропоновано формулу Коші-Буняковського у вигляді (3.7). Для узагальненого КМПШ знайдено вираз об'єму кінематичного модуля із криволінійною межею у вигляді $g_2(r)$:

$$V = 2\pi \int_{R_i}^{R_{i+1}} r dr \int_0^{g_2(r)} dz = 2\pi \int_{R_i}^{R_{i+1}} r g_2(r) dr. \quad (3.13)$$

Зазначимо, що вираз оцінки потужності сил деформування для криволінійної межі можна знайти за умови обрання конкретної кривої, використовуючи запропоновані вище прийоми спрощення.

Однак, якщо у якості похилої межі використовувати чверть кола радіусу R , то функція $z(r)$ та її похідна приймає вигляд:

$$z(r) = h_i + R - \sqrt{R^2 - (r - (R_i + R))^2}, \quad (3.14)$$

$$z'(r) = \frac{r - (R_i + R)}{\sqrt{R^2 - (r - (R_i + R))^2}}. \quad (3.15)$$

Зазначимо, що для умов задавання функції у вигляді (3.14) маємо, що $z'(R_i)$ у вигляді (3.15) не існує, тому подальші розрахунки складових енергетичного рівняння неможливі. Тому із множини функцій, які рекомендовано обирати у якості похилої межі, функцію вигляду (3.14), що визначає чверть кола, виключаємо із подальшого розглядання.

Для довільно заданої функції $g_2(r)$ отримаємо:

$$N_{c_i} = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 2\pi R_i \int_0^{h_i} |V_z|_{r=R_i} dz = |g'_2(R_i) V_i| \cdot \frac{\pi \sigma_s R_i h_i}{\sqrt{3}}; \quad (3.16)$$

$$N_{c_{i+1}} = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 2\pi R_{i+1} \int_0^{h_{i+1}} |V_z|_{r=R_{i+1}} dz = |g'_2(R_{i+1}) V_i| \cdot \frac{\pi \sigma_s R_i h_i}{\sqrt{3}}. \quad (3.17)$$

Властивість $N_{c_i} = N_{c_{i+1}}$ не справджується для нелінійно заданої похилої межі у загальному вигляді, однак функціональна залежність є:

$$N_{c_{i+1}} = \left| \frac{g'_2(R_{i+1})}{g'_2(R_i)} \right| \cdot N_{c_i}. \quad (3.18)$$

Для потужності сил тертя на поверхні контакту заготовки та інструменту для довільно заданої похилої межі обчислення ускладнюються, в загальному вигляді отримаємо:

$$N_t = \frac{2\mu_s\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 2\pi \int_{R_i}^{R_{i+1}} |V_r| dr = \frac{4\pi\mu_s\sigma_s R_i h_i}{\sqrt{3}} \cdot \int_{R_i}^{R_{i+1}} \left| \frac{V_i}{g_2(r)} \right| dr; \quad (3.19)$$

$$N_{t\triangleright} = \frac{2\mu_s\sigma_s}{\sqrt{3}} \iint_{\Delta F} \sqrt{[\Delta V_r]^2 + [\Delta V_z]^2} dF = \frac{2\mu_s\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 2\pi \int_{R_i}^{R_{i+1}} \left(1 + g_2^2(r) \right) \left| \frac{V_i}{g_2(r)} \right| r dr. \quad (3.20)$$

Для узагальненого вигляду похилої криволінійної межі $g_2(r)$ треба розглядати окремі випадки задавання у вигляді конкретних функцій та доопрацьовувати вирази потужності деформування (із отриманням верхньої оцінки за аналогією із найпростішим випадком) та сил зрізу (3.16), (3.17) і тертя (3.19) та (3.20).

Таким чином, для найпростішого варіанту задавання похилої межі у вигляді лінійної функції із урахуванням верхньої оцінки потужності сил деформування (3.7) та інших складових (3.8)-(3.11) можна отримати аналітичний вигляд приведеного тиску деформування даного кінематичного модуля у вигляді:

$$\bar{p} = \frac{N_\partial + 2N_{c_i} + N_{t\triangleright} (2 + k^2)}{2\pi\sigma_s |V_i| R_i h_i}. \quad (3.21)$$

Вираз приведеного тиску деформування (3.21) є цілком інформативним згідно із виокремленими підтипами даного трапецеїдального кінематичного модуля з прямолінійною похилою межею.

З огляду використання у розрахункових схемах процесів холодного видавлювання, маємо наступне. Дане КМПШ охоплює всі можливі варіанти використання кінематичного модуля у якості зовнішнього, а для прямолінійної межі у вигляді I-1 та I-2 відображає наявність фаски на матриці. При цьому, якщо розглядати варіативність кута нахилу фаски, тоді можна ставити питання оптимізації за цим параметром величини приведенного тиску деформування. Це надає можливість говорити про пошук оптимальної конфігурації інструменту. У якості кривих узагальненого КМПШ можна використовувати криві, що задовольняють умову існування $z'(R_i)$. Найпростішим варіантом задавання похилої межі є лінійна функція, для якої виокремлено властивість рівності потужності сил деформування на поверхнях входу та виходу (для криволінійної межі ця властивість не справджується). Необхідним є додаткове дослідження можливості заміни чверті кола у вигляді деякої наближеної кривої, що розширить межі використання кінематичного модуля. Необхідність використання наближених оцінок вимагає порівняння застосування декількох з них та обґрунтування раціональнішої з них.

3.2.2 Дослідження осьового узагальненого трапецеїдального кінематичного модуля із поздовжньою течією

Найуживанішим трапецеїдальним кінематичним модулем з одним ступенем свободи течії металу є внутрішній осьовий вигляду I-A (табл. 2.2, рис. 3.3) [247].

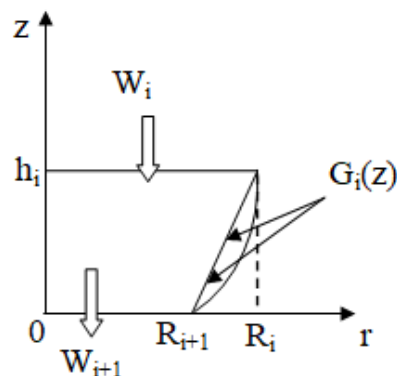


Рисунок 3.3 – Осьовий трапецеїдальний кінематичний модуль

З огляду на використання в загальних розрахункових схемах процесів із наявністю поздовжньої течії металу, виокремимо наступні варіації за напрямком течії металу через об'єм кінематичного модуля та найпростішої форми похилої межі (рис. 3.4), використання у якості похилої межі деяких кривих за аналогією (рис. 3.2) будемо позначати як II-1 та II-2.

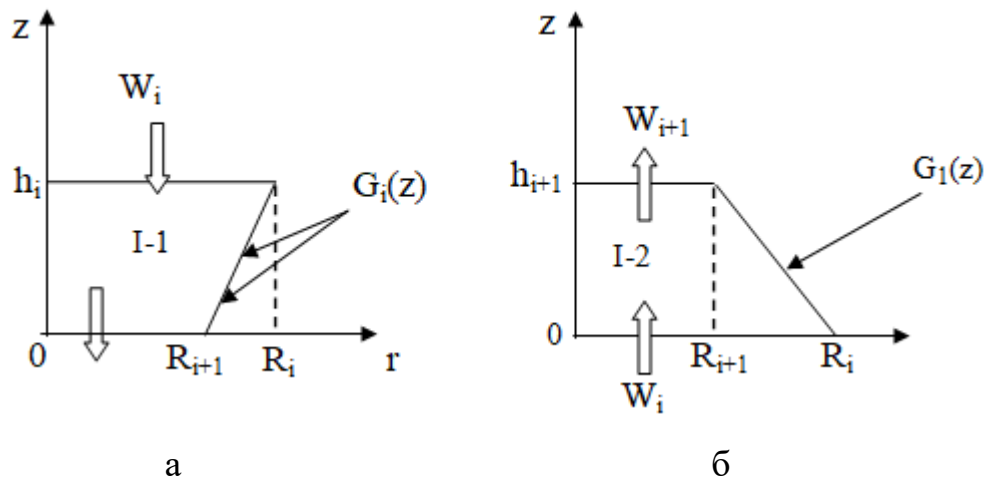


Рисунок 3.4. – Варіативність осевого трапецеїдального кінематичного модуля у вигляді I-1 (а) та I-2 (б)

За аналогією із попереднім кінематичним модулем вигляду I-A, можна розглядати дві основні варіації для прямолінійної межі I та криволінійної межі II із урахуванням можливості зміни напрямку течії з прямого на зворотній.

Узагальнене КМПШ має вигляд:

$$\begin{cases} V_z = W_i \frac{R_i^2}{G_i^2(z)}, \\ V_r = W_i \frac{r \cdot R_i^2}{G_i^3(z)} G_i'(z). \end{cases} \quad (3.22)$$

де $G_i(z)$ - довільна крива.

Маємо вирази $\dot{\epsilon}_z$, $\dot{\epsilon}_r$, $\dot{\epsilon}_\theta$, $\dot{\gamma}_{rz}$ та інтенсивності швидкостей деформацій $\dot{\epsilon}_i$ для даного кінематичного модуля із узагальненого КМПШ (3.22):

$$\left\{ \begin{array}{l} \dot{\varepsilon}_z = -W_i \frac{2R_i^2}{G_i^3(z)} \cdot G_i'(z), \quad \dot{\varepsilon}_r = W_i \frac{R_i^2}{G_i^3(z)} G_i'(z), \\ \dot{\varepsilon}_\theta = W_i \frac{R_i^2}{G_i^3(z)} G_i'(z), \\ \dot{\gamma}_{rz} = W_i \frac{R_i^2}{G_i^4(z)} \left(G_i''(z) G_i(z) - 3[G_i'(z)]^2 \right) \cdot r, \\ \dot{\varepsilon}_i = |W_i| \frac{R_i^2}{\sqrt{3} \cdot G_i^3(z)} \sqrt{12[G_i'(z)]^2 + r^2 \left((G_i''(z) G_i(z) - 3[G_i'(z)]^2) / G_i(z) \right)^2}. \end{array} \right. \quad (3.23)$$

Для задавання довільної кривої даний вираз інтенсивності швидкостей деформації є громіздким, тому в загальному вигляді подальші розрахунки не проводимо. Для найпростішого варіанту лінійності похилої межі маємо:

$$G_1(z) = k_1 z + R_{i+1}, \quad (3.24)$$

$$\text{де } k_1 = G_1'(z) = \frac{R_i - R_{i+1}}{h_i}.$$

Тоді маємо значне спрощення виразу інтенсивності швидкостей деформації за умови (3.24), де $G_1''(z) = 0$ та $k_1 = G_1'(z) = C - const$:

$$\dot{\varepsilon}_i = |W_i| \frac{R_i^2}{G_i^3(z)} G_i'(z) \sqrt{4 + 3 \left(\frac{k_1 r}{G_i(z)} \right)^2}. \quad (3.25)$$

Таким чином, вдається згідно (3.23)-(3.25) знайти аналітичний вираз потужності сил деформації у вигляді:

$$N_{\partial 1} = \frac{2\pi\sigma_s}{9k_1^2} R_i^2 \left| W_i \ln \frac{R_i}{R_{i+1}} \left[\left(4 + 3k_1^2 \right)^{3/2} - 8 \right] \right|, \quad (3.26)$$

$$N_t = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \iint_F (\sqrt{[\Delta v_r]^2 + [\Delta v_z]^2}) dF = \frac{4\pi\mu_s\sigma_s}{\sqrt{3}} (1 + k_1^2) R_i^2 \left| \frac{W_i}{k_1} \ln \frac{R_{i+1}}{R_i} \right|, \quad (3.27)$$

$$N_{ci} = \left(\begin{aligned} & \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \iint_F (\sqrt{[\Delta V_r]^2 + [\Delta V_z]^2}) dF = \\ & = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} 2\pi \int_0^{R_i} \left| \frac{rR_i^2}{G_1^3(z)|_{z=h_i}} G_1'(z)|_{z=h} \cdot W_i \right| r dr = \frac{2\pi\sigma_s}{3\sqrt{3}} R_i^2 |k_1 W_i| \end{aligned} \right), \quad (3.28)$$

$$N_{ci+1} = \left(\begin{aligned} & \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \iint_F (\sqrt{[\Delta V_r]^2 + [\Delta V_z]^2}) dF = \\ & = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} 2\pi \int_0^{R_{i+1}} \left| \frac{rR_2^2}{G_1^3(z)|_{z=0}} G_1'(z)|_{z=0} \cdot W_i \right| r dr = \frac{2\pi\sigma_s}{3\sqrt{3}} R_i^2 |k_1 W_i| \end{aligned} \right). \quad (3.29)$$

Маємо властивість рівності потужності сил деформування на поверхнях входу (3.28) та виходу (3.29). Таким чином, вдалося отримати складові приведенного тиску деформування в аналітичному вигляді:

$$\bar{p} = \frac{N_{\partial_1} + 2N_{ci} + N_t}{\pi\sigma_s |W_i| R_i^2}. \quad (3.30)$$

Однак для узагальненого КМПШ (3.22) із довільною кривою за аналогією із попереднім кінематичним модулем, потрібно вирішувати питання наближення у вигляді лінеаризації за формулами (2.14) або верхньою оцінкою за Коші-Буняковським (2.15). Зазначимо, що на протигагу із попереднім кінематичним модулем для прямолінійної похилої межі застосування наближених обчислень не знадобилося, що свідчить про можливість пошуку «вдалих» кривих, що дозволяють отримати вирази потужності сил деформування в аналітичному вигляді. При цьому обмеженням вибору криволінійної межі також є виключення тих кривих, для яких не виконується умова існування $G_i'(z)$ при $z \in [0, h_i]$, особливо на границях цього проміжку. У якості прикладу такої кривої для форми I-1 є чверть кола із центром в точці $(R_i, 0)$ за умови, що $R = R_i - R_{i+1} = h_i$:

$$G_2(z) = R_2 - \sqrt{R^2 - z^2}, \quad (3.31)$$

$$G_2'(z) = \frac{z}{\sqrt{R^2 - z^2}}. \quad (3.32)$$

Визначили, що $G'_2(h_i)$ не визначена (3.32) при $z=h_i$, тобто задану криву у вигляді (3.31) треба виключити із розгляду можливих конфігурацій похилої межі, або ставити питання за пошук наближеної кривої, що незначним чином відрізняється від чверті кола, але при цьому є визначеною при $z=h_i$.

Таким чином, у якості кривих узагальненого КМПШ використовують криві, що задовольняють умову існування $G'_i(z)$ при $z \in [0, h_i]$. Найпростішим варіантом завдання похилої межі є лінійна функція (3.24), для якої виокремлено властивість рівності потужності сил деформування на поверхнях входу та виходу. Даний кінематичний модуль із поздовжньою течією є значно простішим для наступних обчислень складових приведеного тиску деформування згідно (3.26)-(3.30). Необхідності використання наближених оцінок для лінійної похилої межі немає, це свідчить про переваги використання, а при довільності задавання похилої межі про необхідність пошуку «вдалих» кривих, що не ускладнюватимуть подальших розрахунків. З точки зору розширення можливостей використання модулів даного типу можна будувати нові модулі шляхом додавання вхідних або вихідних швидкостей, тобто в загальному випадку збільшувати ступінь свободи течії всередині кінематичного модуля та ставити питання можливості оптимізації не тільки за геометричними параметрами, а й за кінематичними, якщо це є можливим.

3.2.3 Дослідження осьового узагальненого трапецеїдального кінематичного модуля із зміною напрямку течії

Важливим з точки зору рекомендацій щодо використання та відмінностей у характері побудови КМПШ, властивостей та обмежень, є також наявність (або відсутність) зміни напрямку течії металу всередині кінематичного модуля. Для кінематичного трапецеїдального модуля типу III-A (табл. 2.2) із зміною течії від радіальної до прямої (рис. 3.5), а в загальному випадку поздовжньої течії, узагальнене КМПШ має свої відмінності.

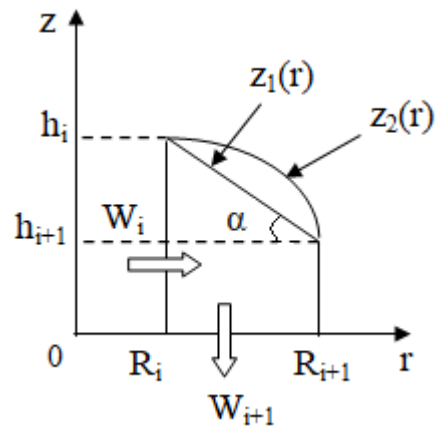


Рисунок 3.5 – Кільцевий трапецеїдальний кінематичний модуль із зміною напрямку течії

Узагальнене КМПШ має вигляд:

$$\begin{cases} V_z = \frac{AW_i}{z_i(r)} \cdot \left(1 + \frac{R_{i+1}^2 - r^2}{2 \cdot r \cdot z_i(r)} \cdot z_i'(r) \right) \cdot z - AW_i; \\ V_r = \frac{AW_i}{2rz_i(r)} \cdot (R_{i+1}^2 - r^2) \end{cases} \quad (3.33)$$

де $A = \frac{2R_i h_i}{(R_{i+1}^2 - R_i^2)}$, $z_i(r)$ – довільна крива, що проходить через точки (R_i, h_i)

та (R_{i+1}, h_{i+1}) .

Найпростішим варіантом є прямолінійність похилої межі у вигляді:

$$z_1(r) = z_1'(r)(r - R_i) + R_{i+1}, \quad (3.34)$$

де $z_1'(r) = k_1 = -\operatorname{tg} \alpha$.

Вирази $\dot{\varepsilon}_z$, $\dot{\varepsilon}_r$, $\dot{\varepsilon}_\theta$, $\dot{\gamma}_{rz}$ та інтенсивності швидкостей деформацій $\dot{\varepsilon}_i$ для даного кінематичного модуля із узагальненого КМПШ (3.33) за умови задавання форми межі (3.34) приймають вигляд:

$$\begin{cases} \dot{\varepsilon}_z = \frac{AW_i}{z_1(r)} \cdot \left(1 + \frac{R_{i+1}^2 - r^2}{2 \cdot r \cdot z_1(r)} \cdot k_1 \right), \\ \dot{\varepsilon}_r = -\frac{AW_i}{z_1(r)} - \frac{(R_{i+1}^2 - r^2)AW_i}{2 \cdot r^2 \cdot z_1(r)} - \frac{k_1(R_{i+1}^2 - r^2)AW_i}{2 \cdot r \cdot z_1^2(r)}, \\ \dot{\varepsilon}_\theta = \frac{R_{i+1}^2 - r^2}{2 \cdot r^2 z_1(r)} AW_i, \\ \dot{\gamma}_{rz} = -\frac{k_1 AW_i}{z_1^2(r)} \cdot \left(2 + \frac{(R_{i+1}^2 - r^2) \cdot (z_1(r) + 2k_1 r)}{2 \cdot r^2 z_1(r)} \right) \cdot z. \end{cases} \quad (3.35)$$

Маємо досить громіздкий вираз інтенсивності швидкостей деформації (3.35), за аналогією із попереднім кінематичним модулем необхідно використання верхньої оцінки у формі:

$$V = \int_0^{2\pi} d\theta \int_{R_i}^{R_{i+1}} r dr \int_0^{z_1(r)} dz = 2\pi \cdot \left(k_1 \frac{R_{i+1}^3 - R_i^3}{3} - B \cdot \frac{R_{i+1}^2 - R_i^2}{2} \right), \quad (3.36)$$

де $B = k_1 \cdot R_{i+1} - h_{i+1}$.

Після перетворень згідно (3.35)-(3.36) отримаємо:

$$N_\partial \leq \frac{2\sqrt{2}\sigma_s}{3} AW_i \sqrt{V \cdot \left(\frac{12 + 9 \cdot k_1^2}{8k_1} \cdot (R_i - R_{i+1}) + \frac{3 \cdot k_1^3 \cdot R_{i+1}^4}{8B} \cdot \left(\frac{1}{R_i} - \frac{1}{R_{i+1}} \right) + \frac{R_{i+1}^2 \cdot k_1^2}{B^3} \cdot C_1 + \frac{h_{i+1}^2}{B^3} \cdot C_2 + \left(\frac{1}{R_i^2} - \frac{1}{R_{i+1}^2} \right) \cdot C_3 + \frac{h_{i+1}^2}{B} \cdot \left(\frac{1}{h_i^2} - \frac{1}{h_{i+1}^2} \right) \cdot C_4 \right)}, \quad (3.37)$$

де $C_1 = \left(-1,5 \cdot k_1 R_i h_i - 0,375 \cdot R_{i+1}^2 k_1^2 - 0,75 h_{i+1}^2 \right) \cdot \ln \left(\frac{R_i}{R_{i+1}} \right)$,

$C_2 = \left(-1,5 \cdot k_1 R_{i+1} h_{i+1} - 0,375 \cdot h_{i+1}^2 - 1,5 \cdot R_{i+1}^2 k_1^2 \right) \cdot \ln \left(\frac{h_{i+1}}{h_i} \right)$, $C_3 = \frac{R_{i+1}^4 \cdot (0,75 + 0,5^4 \cdot k_1^2)}{A}$,

$C_4 = -\frac{3 \cdot h_{i+1} R_i}{k_1} - R_i h_{i+1} k_1 - R_i^2 k_1^2 - 3 \cdot R_i^2 - 0,25 \cdot h_{i+1}^2 - \frac{0,75 \cdot h_{i+1}^2}{k_1^2}$.

Для даної задачі визначимо також складові енергетичного балансу:

$$N_{ci} = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 2\pi R_i \int_0^{h_i} \left| \frac{AW_i}{h_i} \left(1 + \frac{R_{i+1}^2 - R_i^2}{2 \cdot R_i h_i} k_1 \right) z - AW_i \right| \cdot dz = \frac{\sigma_s R_i h_i}{\sqrt{3}} AW_i \left| \frac{R_{i+1}^2 - R_i^2}{2 R_i h_i} k_1 - 2 \right|; \quad (3.38)$$

$$N_t = \frac{2\mu_s \sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 2\pi R_{i+1} \int_0^{h_{i+1}} \left| \frac{AW_i}{h_{i+1}} \cdot z - AW_i \right| dz = \frac{2\mu_s \sigma_s \pi R_{i+1} h_{i+1}}{\sqrt{3}} AW_i; \quad (3.39)$$

$$N_{ci+1} = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 2\pi \int_{R_i}^{R_{i+1}} \left| \frac{AW_i}{2 \cdot r z_1(r)} \cdot (R_{i+1}^2 - r^2) \right| \cdot r dr =$$

$$= - \frac{\sigma_s \cdot \pi AW_i}{\sqrt{3} k_1} \cdot \left| \frac{R_{i+1}^2 - R_i^2}{2} + \left(R_i - \frac{h_i}{k_1} \right) \cdot (R_{i+1} - R_i) + \left(\left(R_i - \frac{h_i}{k_1} \right)^2 - R_{i+1}^2 \right) \cdot \ln \left(1 + \frac{k_1 (R_{i+1} - R_i)}{h_i} \right) \right|; \quad (3.40)$$

$$N_{t\triangleright} = \frac{2\mu_s \cdot \sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 2\pi \int_{R_i}^{R_{i+1}} \left| \left(1 + [z_1'(r)]^2 \right) \frac{W}{2r z_1(r)} \cdot (R_{i+1}^2 - r^2) \right| r dr = 2\mu_s (1 + k_1^2) \cdot N_{ci+1}. \quad (3.41)$$

Отримані залежності (3.37)-(3.41) підтверджують ще одну властивість кінематичних модулів, а саме, наявність функціонального зв'язку між потужностями зрізу і тертя на гранях трапецеїдального модуля у вигляді:

$$N_{t\triangleright} = 2\mu_s (1 + k_1^2) \cdot N_{ci+1}. \quad (3.42)$$

Таким чином, за аналогією із попередніми обмеженнями щодо форми похилих меж, враховуємо, що у якості кривих узагальненого КМПШ використовують криві, що задовольняють умову існування $z_1'(r)$ на проміжку $r \in [R_i, R_{i+1}]$. Найпростішим варіантом завдання похилої межі є лінійна функція, для якої властивість рівності потужності сил деформування на поверхнях входу та виходу не справджується, що пов'язане із особливостями задавання КМПШ, що відображає зміну напрямків течії. Виявлено необхідність використання наближених оцінок для розрахунку потужності сил деформування. Заміна похилої межі на криволінійну довільної форми значно ускладнює подальші

розрахунки потужностей сил деформування, зрізу та тертя, що ставить питання доцільності подальших досліджень в цьому напрямку.

3.2.4 Аналіз розширення можливостей кінематичних модулів трапецеїдальної форми із декількома ступенями свободи течії

Аналіз проблем та можливостей розширення застосування осьового кінематичного трапецеїдального модуля з двома ступенями свободи течії

Відомий трапецеїдальний кінематичний модуль типу I-B з двома ступенями свободи течії металу, який можна розглядати як узагальнення кінематичного модуля I-A шляхом додавання додаткової похилої межі виходу металу (рис. 3.6). Цей модуль також є осьовим з наявністю зміни напрямку течії металу та може бути використаний у якості внутрішнього кінематичного модуля. Розглянемо один з найуживаніших осьових трапецеїдальних модулів з різним вибором виду похилої межі (рис. 3.6).

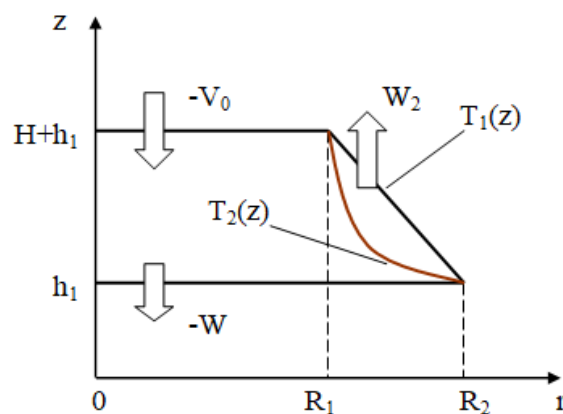


Рисунок 3.6 – Осьовий трапецеїдальний кінематичний модуль

Розглянемо КМПШ в узагальненому вигляді:

$$\begin{cases} V_z = -V_0 \cdot \frac{R_1^2}{T^2(z)} + W_2 \cdot \left(1 - \frac{R_1^2}{T^2(z)}\right), \\ V_r = -\frac{r \cdot R_1^2}{T^3(z)} \cdot T'(z) \cdot (V_0 + W_2). \end{cases} \quad (3.43)$$

Значення $\dot{\varepsilon}_z$, $\dot{\varepsilon}_r$, $\dot{\varepsilon}_\theta$, $\dot{\gamma}_{rz}$ та інтенсивності швидкості деформацій $\dot{\varepsilon}_i$ для даного кінематичного модуля згідно (3.43) має вигляд :

$$\begin{cases} \dot{\varepsilon}_1 = 2 \frac{C_1}{T^3(z)} \cdot T'(z), & \dot{\varepsilon}_{r1} = -\frac{C_1}{T^3(z)} \cdot T'(z), \\ \dot{\varepsilon}_\theta = -\frac{C_1}{T^3(z)} \cdot T'(z), & C_1 = (V_0 + W_2)R_1^2, \\ \dot{\gamma}_{rz} = -\frac{C_1}{T^4(z)} \left(T''(z)T(z) - 3[T'(z)]^2 \right) \cdot r, \\ \dot{\varepsilon}_i = \frac{C_1}{\sqrt{3} \cdot T^3(z)} \sqrt{12[T'(z)]^2 + r^2 \left(T''(z)T(z) - 3[T'(z)]^2 \right) / T(z)}^2. \end{cases} \quad (3.44)$$

Обмеженням використання даного кінематичного модуля є те, що у якості суміжного до похилої межі можна використовувати тільки жорсткий кінематичний модуль.

Досліджуємо окремі випадки даного осевого кінематичного модуля, вважаючи в отриманих узагальнених КМПШ (3.37) і складових (3.38) різні види функцій похилої межі. Використовуючи в найпростішому випадку прямолінійну похилу межу розподілу течії, отримуємо співвідношення [242, 247]:

$$T_1(z) = k \cdot (z - (H + h_1)) + R_1, \quad k = T_1'(z) = \frac{R_1 - R_2}{H}. \quad (3.45)$$

Інтенсивність швидкості деформацій $\dot{\varepsilon}_i$ для даного кінематичного модуля згідно (3.44) та (3.45) приймає вигляд:

$$\dot{\varepsilon}_i = (V_0 + W_2) \sqrt{4 \cdot \left[\frac{k \cdot R_1^2}{T^3(z)} \right]^2 + 3 \cdot r^2 \cdot \left[\frac{k^2 \cdot R_1^2}{T^4(z)} \right]^2}. \quad (3.46)$$

Отриманий вираз (3.46) є достатньо громіздким, одним із шляхів його спрощення є використання лінеаризації згідно формул (2.12) – (2.14).

До питання застосування лінеаризації інтенсивності швидкостей деформації

Для перевірки можливості використання розглянутих вище формул лінеаризації в даному випадку досить вирішити питання порівняльного аналізу функцій в межах даного кінематичного модуля наступних величин:

$$\begin{cases} M_1 = M_1(r, z) = 2 \cdot \frac{R_1^2}{T^3(z)} \cdot |k|, \\ M_2 = M_2(r, z) = \sqrt{3} \cdot \frac{R_1^2}{T^4(z)} \cdot k^2 \cdot r. \end{cases} \quad (3.47)$$

Перейдемо до геометричних параметрів процесу, віднесеним до R_2 , побудуємо поверхні $M_1(r, z)$ та $M_2(r, z)$ (рис. 3.7). Для перевірки можливості використання лінеаризації у вигляді (2.14) досить вирішити питання порівняльного аналізу функцій $\xi(r, z)$ і $\dot{\gamma}_{rz}(r, z)$ в межах модуля, покладаючи $\frac{\sqrt{3}}{2} \xi(r, z) = \dot{\epsilon}_r - \dot{\epsilon}_z$. Побудуємо поверхні $\xi(r, z)$ та $\gamma(r, z) = \dot{\gamma}_{rz}(r, z)$ (рис. 3.8).

Для даних наборів параметрів процесу умова $|M_1| > |M_2|$ використання розглянутих вище формул лінеаризації (3.47) не виконується в усій області даного кінематичного модуля, визначення складових, які відповідають умові $|\xi| > |\dot{\gamma}_{rz}|$ у всьому обсязі осьового трапецеїдального модуля також викликають складнощі. Отже, даний спосіб спрощення підінтегральних виразів для обчислення потужності сил деформування є неефективним.

При цьому використання інтенсивності швидкостей деформацій $\dot{\epsilon}_i$ для даного кінематичного модуля в первісному вигляді для прямолінійної межі дозволило знайти потужність сил деформування і величину приведенного тиску в аналітичному вигляді \bar{p}_1 [248]:

$$N_{\partial} = \frac{2\pi\sigma_S}{9k^2} R_1^2 (V_0 + W_2) \left(\left(4 + 3k^2 \right)^{3/2} - 8 \right) \ln \frac{R_2}{R_1}, \quad (3.48)$$

де $T_1(z) = k(z - (H + h_1)) + R_1$, $k = T_1'(z) = \frac{R_1 - R_2}{H}$.

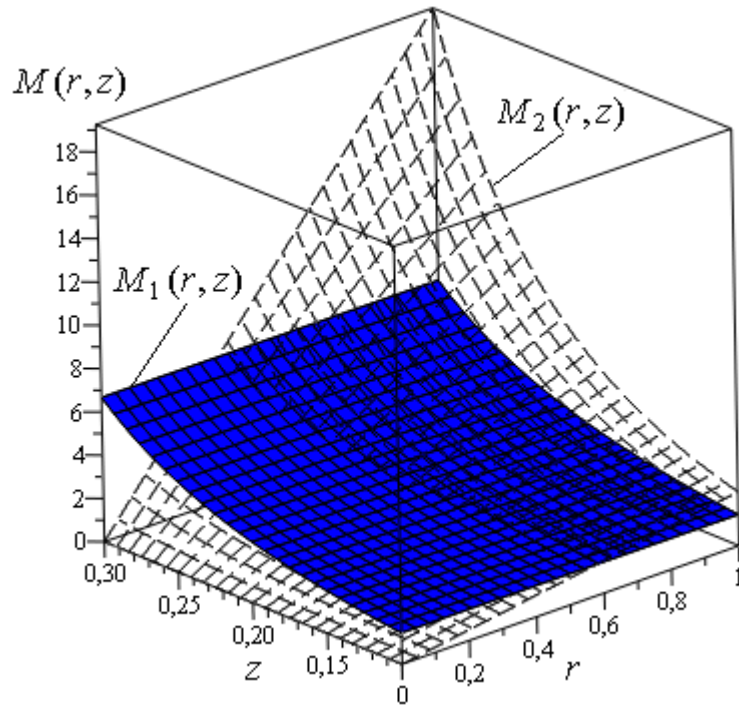


Рисунок 3.7 – Порівняльний аналіз складових інтенсивності швидкостей деформацій $\dot{\varepsilon}_i$ при $\bar{R}_1 = 0.6$, $\bar{h}_1 = 0.1$, $\bar{H} = 0.2$

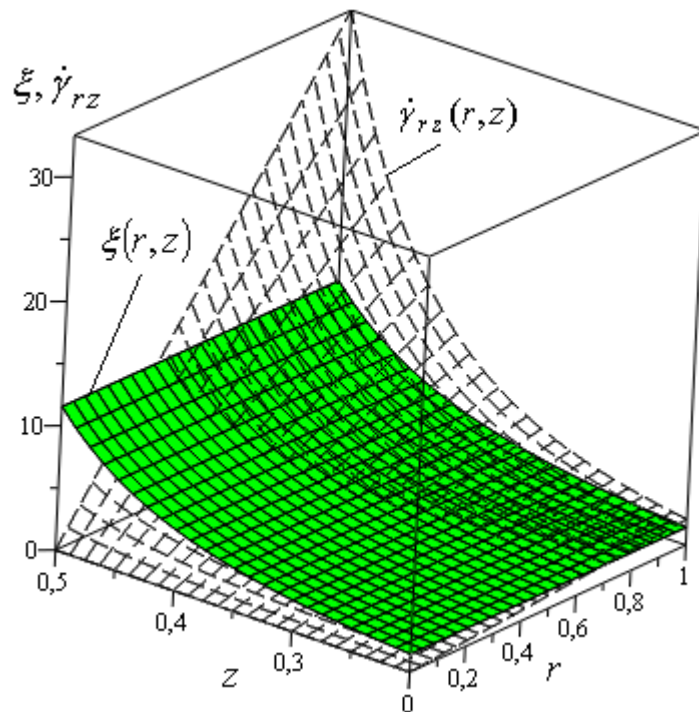


Рисунок 3.8 – Порівняльний аналіз складових інтенсивності швидкостей деформацій $\dot{\varepsilon}_i$ при $\bar{R}_1 = 0.5$, $\bar{h}_1 = 0.2$, $\bar{H} = 0.3$

Маємо вирази інших складових енергетичного рівняння:

$$N_{c\triangleright} = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \iint_F (\sqrt{[\Delta v_r]^2 + [\Delta v_z]^2}) dF = \frac{2\pi\sigma_s}{\sqrt{3}} \frac{1+k_1^2}{k_1} R_1^2 (V_0 + W_2) \ln \frac{R_1}{R_2}; \quad (3.49)$$

$$N_{ci} = \left(\begin{array}{l} \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \iint_F (\sqrt{[\Delta V_r]^2 + [\Delta V_z]^2}) dF = \\ = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} 2\pi \int_0^{R_1} \left| \frac{rR_1^2}{T_1^3(z)} T_1'(z) \right|_{z=H+h_1} \cdot (V_0 + W_2) r dr = \\ = -\frac{2\pi\sigma_s}{3\sqrt{3}} R_1^2 (V_0 + W_2) k_1 \end{array} \right); \quad (3.50)$$

$$N_{ci+1} = \left(\begin{array}{l} \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \iint_F (\sqrt{[\Delta V_r]^2 + [\Delta V_z]^2}) dF = \\ = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} 2\pi \int_0^{R_2} \left| \frac{rR_1^2}{T_1^3(z)} T_1'(z) \right|_{z=h_1} \cdot (V_0 + W_2) r dr = \\ = -\frac{2\pi\sigma_s}{3\sqrt{3}} R_1^2 (V_0 + W_2) k_1 \end{array} \right). \quad (3.51)$$

Якщо одна із горизонтальних меж є межею контакту заготовки із інструментом, тоді розраховані потужності сил зрізу замінюємо на відповідну потужність сил тертя, шляхом додаткового множення на величину $2\mu_s$. Перехід до криволінійної похилої межі кінематичного модуля призводить до ускладнення математичного апарату. Істотно ускладнюється можливість отримання в аналітичному вигляді потужності сил деформування для довільно обраної функції $T=T(z)$, що проходить через точки $(R_1, H+h_1)$ та (R_2, h_1) .

Альтернативні прийоми спрощення інтенсивності швидкості деформації за рахунок пошуку вдалої форми кривої

В якості похилої межі розділу течії металу замість запропонованої раніше прямої можна використовувати однопараметричні функції $T=T(z)$, опуклі вниз (вгору) в межах використання схеми [242, 247, 248]. Однак з усіх можливих сімейств кривих, що задовольняють даним властивостям, бажано вибрати ті,

використання яких при розрахунку потужностей сил деформування, зрізу і тертя не призведуть до суттєвого ускладнення математичного апарату (в ідеалі дозволять отримати енергосилові параметри в аналітичному вигляді). Враховуємо такі зміни в позначеннях:

$$G = G(z, M), \quad T(r) = G^{-1}(z, M), \quad G'(z) = \frac{\partial G}{\partial z}, \quad (3.52)$$

де M – параметр, $T(r)$ – обернена відносно $G = G(z, M)$ функція.

Можливість отримання інтенсивності швидкостей деформацій в межах даного модуля в найбільш спрощеному вигляді для подальшого інтегрування забезпечується наступними припущеннями. В якості альтернативи можна запропонувати наступний варіант заміни вираження зсувної деформації на більш «зручну» в плані подальшого використання функцію. Нехай сімейство кривих, що володіють необхідними нам властивостями, буде задовольняти диференціальному рівнянню:

$$G''(z)G(z) - 3[G'(z)]^2 = 2A^* G'(z)G(z). \quad (3.53)$$

За умови $G'(z) = t$, $G''(z) = t't$, та переходимо до диференціального рівняння вигляду:

$$t' - \frac{3t}{G(z)} - 2A^* = 0.$$

Загальний розв'язок (3.53):

$$t = C_1^* \cdot G(z) \left(G^2(z) - \frac{A^*}{C_1^*} \right),$$

де C_1^* - довільна стала.

Остаточню отримали після перетворень та використання граничних умов задавання функції межі:

$$G(z) = \frac{A}{\sqrt{B - Ce^{2A^*(z-h_1)}}}, \quad (3.54)$$

де $A = R_1 R_2 \sqrt{1 - e^{2A^* H}}$, $B = R_2^2 - R_1^2 e^{2A^* H}$, $C = R_2^2 - R_1^2$.

Можна врахувати вплив зсувних деформацій і незначним чином ускладнити обчислення складових рівняння балансу потужностей, отримавши можливість варіювання параметра. Аналогічно попередній схемі отримуємо згідно (3.54) складові для розрахунку енергосилових параметрів процесу:

$$N_{d1} = \left(\begin{aligned} & \sigma_S 2\pi \int_0^{R_1} r dr \int_{h_1}^{h_1+H} \frac{R_1^2 (V_0 + W_2)}{G^3(z)} \sqrt{12[G'(z)]^2 + r^2 \left(2A^* G'(z) G(z) / T(z) \right)^2} dz + \\ & + \sigma_S 2\pi \int_{R_1}^{R_2} r dr \int_{h_1}^{T(r)} \frac{R_1^2 (V_0 + W_2)}{G^3(z)} \sqrt{12[G'(z)]^2 + r^2 \left(2A^* G'(z) G(z) / T(z) \right)^2} dz = \\ & = 2\pi \sigma_S R_1^2 (V_0 + W_2) \times \\ & \times \left(\begin{aligned} & \left(\frac{1}{3(A^*)^2} \left(\frac{1}{R_1^2} \left(3 + (A^* R_1)^2 \right)^{3/2} - \right. \right. \\ & \left. \left. - \frac{1}{R_2^2} \left(3 + (A^* R_1)^2 \right)^{3/2} - 3\sqrt{3} \left(\frac{1}{R_1^2} - \frac{1}{R_2^2} \right) \right) + \right. \\ & \left. \left. + \sqrt{3 + (A^* R_1)^2} - \sqrt{3 + (A^* R_1)^2} + \sqrt{3} \ln \left(\frac{R_2 \left(\sqrt{3 + (A^* R_1)^2} + \sqrt{3} \right)}{R_1 \left(\sqrt{3 + (A^* R_1)^2} + \sqrt{3} \right)} \right) \right) \right) \end{aligned} \right). \quad (3.55)$$

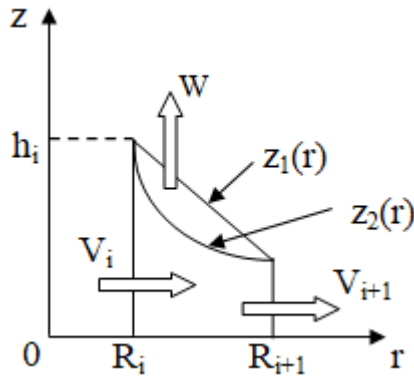
Таким чином, лінеаризація підінтегральних виразів інтенсивності деформацій найчастіше ускладнюється через неможливість однозначного вибору функцій, які відповідають умові (3.47) всередині всього об'єму, що ним обмежений. Вибір сімейства функцій «зручного» вигляду (3.54) дозволяє отримати величини потужності сил деформування в аналітичному вигляді, при цьому з точки зору можливостей розширення застосування даних кінематичних модулів в якості параметра оптимізації може виступати параметр, що визначає сімейство кривих, що відображають форму похилої межі.

Розширення можливостей використання даного кінематичного модуля досягнуто шляхом введення додаткової вихідної швидкості течії металу у вертикальному напрямку. Кінематичний модуль типу I-A (табл. 2.2) з одним ступенем свободи течії є частинним випадком даного кінематичного модуля із зміною напрямку течії та кута нахилу прямолінійної межі. Складові приведенного тиску деформування отримано в аналітичному вигляді для прямолінійної похилої межі із лінійною залежністю від швидкості витікання металу в вертикальному напрямку (3.48). Виявлена неможливість використання лінеаризації інтенсивності швидкостей деформації з огляду на неоднозначність (єдиність) функції, що задовольняє умові (3.41) всередині всього об'єму даного кінематичного модуля. З розв'язку диференціального рівняння (3.53) знайдено рівняння «вдалої» кривої (3.54), що не призвело до значних ускладнень подальших розрахунків, та описує криву, що моделює похилу межу різного напрямку вгнутості. Таким чином, метод пошуку рівняння похилої межі у вигляді розв'язку диференціального рівняння певного зв'язку складових інтенсивності деформації є дієвою альтернативою застосування верхніх оцінок.

Аналіз проблем та можливостей розширення застосування кільцевого кінематичного трапецеїдального модуля радіальної течії

За аналогією із кільцевим кінематичним модулем (модуль II-A, табл. 2.2) узагальнення можна провести за рахунок додавання додаткової швидкості входу або виходу. При цьому основні характеристики та проблеми застосування, що відповідали базовому кінематичному модулю II-A цілком справджуються і для більш узагальнених. Для цілком визначених швидкостей входу через вертикальну та похилі межі для кінематичного модуля типу II-B (табл. 2.2) маємо тільки одну вихідну швидкість. Якщо змінити напрямок швидкості W на додатній (рис. 3.9) матимемо варіант кінематичного модуля з двома ступенями свободи течії металу. За аналогією із аналізом, проведеним для кінематичного модуля II-B основні проблеми отримання виразу приведенного тиску деформування стосуються перш за все визначення верхньої оцінки потужності

сил деформування. З огляду на неможливість застосування лінеаризації для громіздкого виразу інтенсивності деформацій, потрібно оцінити можливості використання верхньої оцінки за Коші-Буняковським [249].



а

$$\text{КМПШ: } \begin{cases} v_z = \frac{W + z'_i(r) \cdot v_r}{z_i(r)} z, \\ v_r = \frac{M + W(R_i^2 - r^2)}{2r z_i(r)}, \end{cases} \quad (3.56)$$

де $M = 2V_i R_i h_i$.

де $z_i(r)$ - довільна диференційована крива, що проходить через точки (R_i, h_i) та (R_{i+1}, h_{i+1}) .

б

Рисунок 3.9 – Кільцевий трапецеїдальний кінематичний модуль із двома степенями свободи течії (а) та КМПШ (б)

Найпростішим випадком (3.56) є випадок використання лінійної функції похилої межі у формі:

$$z_1(r) = a(r + b), \quad a = \frac{h_i - h_{i+1}}{R_i - R_{i+1}}, \quad b = \frac{h_{i+1}}{a} - R_{i+1}, \quad M = 2V_i R_i h_i. \quad (3.57)$$

Складова приведенного тиску відповідно до потужності сил деформування в загальному вигляді:

$$\bar{p}_{N\partial 2} = \frac{2}{\sqrt{3}R_i^2} \int_{R_i}^{R_{i+1}} r dr \int_0^{z_1(r)} \sqrt{4 \left(\dot{\epsilon}_z^2 + \frac{v_r}{r} \dot{\epsilon}_z + \frac{v_r^2}{r^2} \right) + \left(\left(2\dot{\epsilon}_z + \frac{v_r}{r} \right) \frac{az}{z_1(r)} \right)^2} dz, \quad (3.58)$$

$$\text{де } v_r = \frac{M + W(R_i^2 - r^2)}{2r z_1(r)}, \quad \dot{\epsilon}_z = \frac{W + a v_r}{z_1(r)}.$$

За формулою Коші – Буняковського отримали вираз складових (табл. 3.1) приведенного тиску деформування у вигляді:

$$V = 2\pi \int_{R_i}^{R_{i+1}} r dr \int_0^{z_1(r)} dz = 2\pi a \left(\frac{R_{i+1}^3 - R_i^3}{3} + b \frac{R_{i+1}^2 - R_i^2}{2} \right). \quad (3.59)$$

Таблиця 3.1 – Складові верхньої оцінки (3.58)

| | |
|---|--------|
| $U_1 = \left(\int_{R_i}^{R_{i+1}} \dot{\varepsilon}_z^2 r z_1(r) dr = \left[\begin{aligned} A_1 &= \frac{R_i^4 (W + 2h_i V_i / R_i)^2}{b^3}, B_1 = \frac{W^2 b^4 - R_i^4 (W + 2h_i V_i / R_i)^2}{b^3}, \\ C_1 &= -\frac{W^2 b^4 - 2R_i^2 b^2 W (W + 2h_i V_i / R_i) + R_i^4 (W + 2h_i V_i / R_i)^2}{b^2}, \\ D_1 &= \frac{2R_i^2 b^2 W (W + 2h_i V_i / R_i) + W^2 b^4 - R_i^4 (W + 2h_i V_i / R_i)^2}{b} \end{aligned} \right] = \right. \\ \left. = \frac{1}{4a} \left(W^2 (R_{i+1} - R_i) + A_1 \ln \frac{R_{i+1}}{R_i} + B_1 \ln \frac{R_{i+1} + b}{R_i + b} - \frac{C_1}{R_{i+1} + b} + \right) \right. \\ \left. + \frac{C_1}{R_i + b} - \frac{D_1}{2(R_{i+1} + b)^2} + \frac{D_1}{2(R_i + b)^2} \right)$ | (3.60) |
| $U_2 = \left(\int_{R_i}^{R_{i+1}} v_r \dot{\varepsilon}_z z_1(r) dr = \left[\begin{aligned} A_2 &= \frac{2R_i^2 (b^2 W (W + 2h_i V_i / R_i) - R_i^2 (W + 2h_i V_i / R_i)^2)}{b^3}, \\ B_2 &= \frac{R_i^4 (W + 2h_i V_i / R_i)^2}{b^2}, C_2 = -A_2, \\ D_2 &= \frac{b^2 (W^2 b^2 - 2R_i^2 W (W + 2h_i V_i / R_i)) + R_i^4 (W + 2h_i V_i / R_i)^2}{b^2} \end{aligned} \right] = \right. \\ \left. = \frac{1}{4a} \left(-W^2 (R_{i+1} - R_i) + A_2 \ln \frac{R_{i+1}}{R_i} - A_2 \ln \frac{R_{i+1} + b}{R_i + b} - \right) \right. \\ \left. - \frac{B_2}{R_{i+1}} + \frac{B_2}{R_i} - \frac{D_2}{R_{i+1} + b} + \frac{D_2}{R_i + b} \right)$ | (3.61) |
| $U_3 = \left(\int_{R_i}^{R_{i+1}} \frac{v_r^2}{r} z_1(r) dr = \left[\begin{aligned} A_3 &= \frac{R_i^2 (-b^2 W (W + 2h_i V_i / R_i) + R_i^2 (W + 2h_i V_i / R_i)^2)}{b^3}, \\ B_3 &= -\frac{R_i^4 (W + 2h_i V_i / R_i)^2}{b^2}, C_3 = \frac{R_i^4 (W + 2h_i V_i / R_i)^2}{b}, \\ D_3 &= -\frac{b^2 (W^2 b^2 - 2R_i^2 W (W + 2h_i V_i / R_i)) + R_i^4 (W + 2h_i V_i / R_i)^2}{b^3} \end{aligned} \right] = \right. \\ \left. = \frac{1}{4a} \left(W^2 (R_{i+1} - R_i) + A_3 \ln \frac{R_{i+1}}{R_i} + D_3 \ln \frac{R_{i+1} + b}{R_i + b} - \right) \right. \\ \left. - \frac{B_3}{R_{i+1}} + \frac{B_3}{R_i} - \frac{C_3}{2R_{i+1}^2} + \frac{C_3}{2R_i^2} \right)$ | (3.62) |

Тоді за формулами (3.58) – (3.62) остаточно отримаємо верхню оцінку приведенного тиску деформування у аналітичному вигляді:

$$\bar{p}_{N_{\partial 2}} \leq \frac{2\pi\sigma_S}{\sqrt{3}} \sqrt{a \left(\frac{R_{i+1}^3 - R_i^3}{3} + b \frac{R_{i+1}^2 - R_i^2}{2} \right) \left(4 \left(1 + \frac{a^2}{3} \right) (U_1 + U_2) + \left(4 + \frac{a^2}{3} \right) U_3 \right)}. \quad (3.63)$$

Потужності сил зрізу та тертя приймають вигляд:

$$N_{ci} = \frac{\sigma_S}{\sqrt{3}} \iint_{F_i} [\Delta v_{zi}]_{r=R_i} dF_i = \frac{\sigma_S \pi R_i h_i}{\sqrt{3}} |W + aV_i|; \quad (3.64)$$

$$N_{ci+1} = \frac{\sigma_S}{\sqrt{3}} \iint_{F_{i+1}} [\Delta v_z]_{r=R_{i+1}} dF_{i+1} = \frac{\sigma_S \pi R_{i+1} h_{i+1}}{\sqrt{3}} \left| W + a \frac{2V_i R_i h_i + W(R_i^2 - R_{i+1}^2)}{2R_{i+1} h_{i+1}} \right|; \quad (3.65)$$

$$N_{c\triangleright} = \left(\begin{array}{l} \frac{\sigma_S}{\sqrt{3}} \iint_{F_{\triangleright}} (\sqrt{[\Delta v_r]^2 + [\Delta v_z]^2}) dF_{\triangleright} = \frac{2\pi\sigma_S}{\sqrt{3}} \int_{R_1}^{R_{i+1}} (1 + [z'(r)]^2) [v_r] r dr = \\ = \frac{\pi\sigma_S(1+a^2)}{\sqrt{3}a} \left[W \left[\frac{R_{i+1}^2 - R_i^2}{2} - b(R_{i+1} - R_i) \right] - \right. \\ \left. - (2V_i R_i h_i + W(R_i^2 - b^2)) \ln \left(\frac{R_{i+1} + b}{R_i + b} \right) \right] \end{array} \right); \quad (3.66)$$

$$N_{t2-0} = \left(\begin{array}{l} \iint_{F_{2-0}} \tau_k [v_{r2}] dF_{2-0} = \frac{2\mu_s \sigma_S}{\sqrt{3}} 2\pi \int_{R_1}^{R_{i+1}} [v_r] r dr = \\ = \frac{2\mu_s \pi \sigma_S}{\sqrt{3}a} \left[W \left[\frac{R_{i+1}^2 - R_i^2}{2} - b(R_{i+1} - R_i) \right] - \right. \\ \left. - (2V_i R_i h_i + W(R_i^2 - b^2)) \ln \left(\frac{R_{i+1} + b}{R_i + b} \right) \right] \end{array} \right). \quad (3.67)$$

Додавання додаткової швидкості виходу металу у вертикальному напрямку, а звідси узагальнення кінематичного модуля типу II-A шляхом додавання ступеня свободи течії металу призвело до відмінностей у властивостях, а саме: потужності сил деформування на поверхнях входу та виходу не дорівнюють одна одній (рівність справджується тільки при $W=0$, тобто при виродженні даного кінематичного модуля у форму II-A з одним ступенем

свободи течії, обмеженням щодо форми суміжного кінематичного модуля за похилою межею виступає можливість використання жорсткого модуля із $v_z = W, v_r = 0$. Отримання величини приведенного тиску кінематичного модуля у вигляді (3.63) значно спрощує отримання величини повного приведенного тиску деформування всередині кінематичного модуля. Але використання наближеної верхньої оцінки (3.63) силових параметрів процесу з одного боку спрощує розрахунки з похибкою обчислень, що не перевищує 2 – 5 %, а з іншого боку може призводити до зміщеної оцінки оптимальних кінематичних параметрів конкретного процесу деформування. А це в свою чергу може спричинити похибки при прогнозуванні розмірів деталі, тому необхідним є проведення обов'язкового аналізу впливу використання верхньої оцінки силових параметрів на отримання даних щодо формоутворення, які відповідають дійсності. Проведемо дослідження величин складових приведенного тиску деформування у загальному вигляді за допомогою чисельних обчислень та з використанням верхньої оцінки у формі (3.63). Порівняльний аналіз залежностей приведенного тиску деформування верхньої оцінки у вигляді кривої (1) та за допомогою чисельних розрахунків (крива (2)) підтверджує подібний характер функцій $\bar{P}_{N_{\partial 2}} = \bar{P}_{N_{\partial 2}}(\bar{W})$ від відносного кінематичного параметру $\bar{W} = W/V_0$ для параметрів процесу: $R_i = 10.5$ мм, $R_{i+1} = 22.5$ мм, $h_i = 7$ мм (рис. 3.10). Подібність кривих, отриманих для величини приведенного тиску деформування та його верхньої оцінки зберігається для різних наборів геометричних параметрів процесу деформування. При цьому маємо наявність точки мінімуму, яка відповідає оптимальному значенню відносного кінематичного параметра, що зменшується при збільшенні висоти фланцю. Відмінність оптимальних значень відносної швидкості витікання металу у вертикальному напрямку для обчислення за формулою (1) та наближеного значення у формі (3.63) складає 1 – 1,5 % і може вважатися несуттєвою. Перевищення величини приведенного тиску деформування може сягати 5– 8%, але для величини повного приведенного тиску деформування із урахуванням всіх складових розрахункової схеми значно зменшується і складатиме не більше 1– 3%.

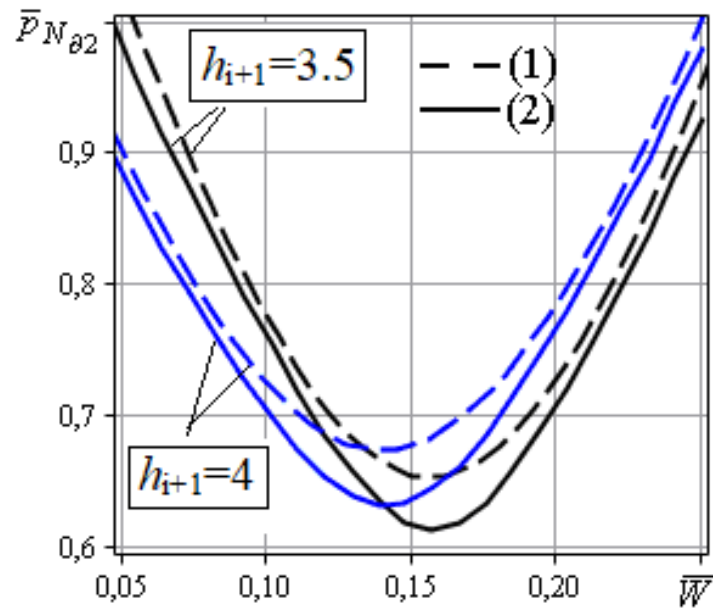


Рисунок 3.10 – Порівняльний аналіз верхньої оцінки (1) та загального вигляду (2) приведенного тиску потужності сил деформування

Таким чином, для спрощення оцінки потужності сил деформування для кільцевого трапецеїдального кінематичного модуля з двома степенями свободи течії металу рекомендовано використовувати верхні оцінки за Коші-Буняковським.

До питання використання кінематичного модуля із альтернативним набором швидкостей входу та виходу

У найпростішому випадку для моделювання процесів комбінованого осадження можна запропонувати трапецеїдальний кінематичний модуль у наступному вигляді (рис. 3.11). Узагальнене КМПШ приймає вигляд:

$$\begin{cases} v_z = \frac{-W + z_1'(r) \cdot v_r}{z_1(r)}, \\ v_r = \frac{M - W(R_i^2 - r^2)}{2r z_1(r)}, \end{cases} \quad (3.68)$$

де $M = -2V_i R_i h_i$, $z_1(r) = k(r + b)$, $k = z_1'(r) = \pm \operatorname{tg} \alpha$, $b = \frac{h_i}{k} - R_i$.

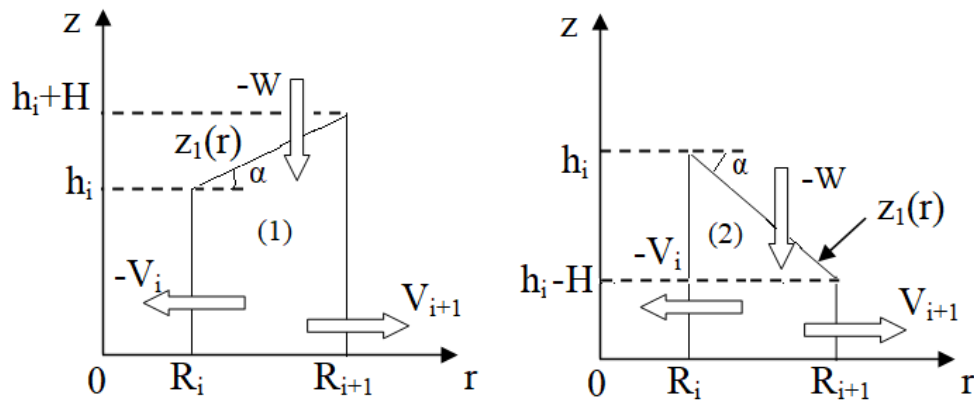


Рисунок 3.11 – Кільцевий трапецеїдальний кінематичний модуль із альтернативним набором швидкостей та форми нахилу (1) або (2)

Характер течії металу через об'єм кінематичного модуля із даним набором швидкостей входу та виходу кардинально змінюється з огляду на наявність геометрично обумовленого розмежування течії у доцентровому або відцентровому напрямках. Покладаючи різні відносні швидкості виходу у доцентровому напрямку від максимально можливої (при відсутності швидкості виходу у відцентровому напрямку), а саме від $\bar{V}_{\max} = -\frac{R_{i+1}^2 - R_i^2}{2R_i(h_i + H)}$, отримаємо картину змінення межі, яка геометрично обумовлює поділ радіальної складової течії $v_r(r)$ в протилежних напрямках на V_i та V_{i+1} (рис. 3.12). Маємо виродження даного КМПШ у частинні випадки тільки доцентрового видавлювання (рис. 3.12, крива $\bar{V}_i = 0$) або відцентрового (рис. 3.12, крива $\bar{V}_i = \bar{V}_{\max}$). За інших умов кінематичний модуль можна поділити на ці два напрями, наприклад, для випадку $\bar{V}_i = 0.8 \cdot \bar{V}_{\max}$ маємо при $r \in [1, 1.42]$ маємо частину, що відповідає за доцентрове видавлювання, а при $r \in [1.42, 1.5]$ відповідно за відцентрове. Таким чином, даний кінематичний модуль складається із двох більш простих (рис. 3.13, а), що фактично визначають приєднаний осередок деформації, розмежування якого і визначено рівністю $M - W(R_i^2 - r^2) = 0$. Форма кінематичного модуля за різними похилими межами (рис. 3.13, а) згідно (3.68) та відповідно залежності відносної швидкості витікання $\bar{V}_i = V_i/W$ у доцентровому напрямку від межі розділу течії представлено нижче (рис. 3.11, б).

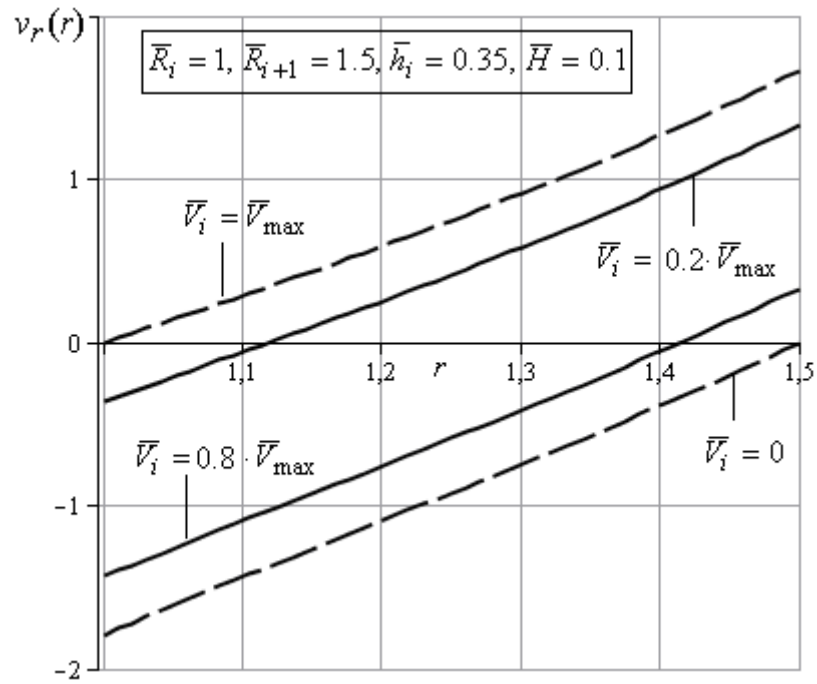


Рисунок 3.12 – Розподіл компоненти $v_r(r)$ за довжиною кінематичного модуля

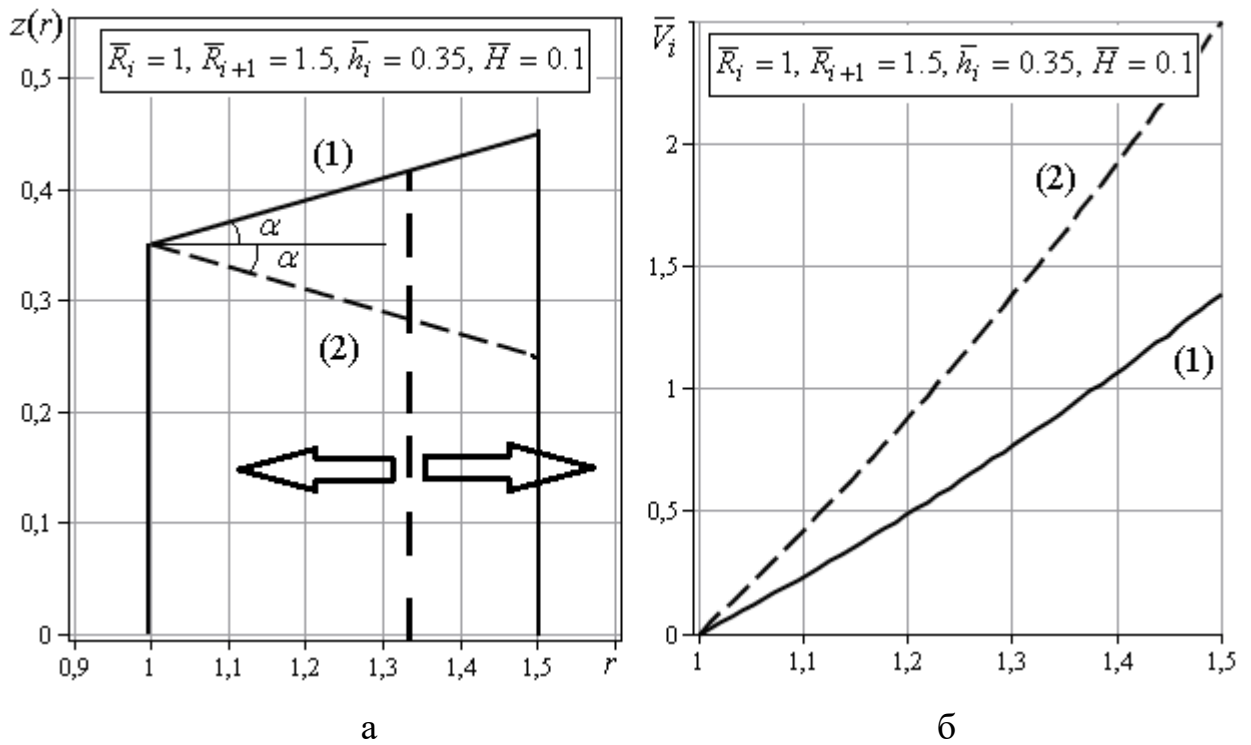


Рисунок 3.13 – Форма кінематичного модуля (а) та залежності відносної швидкості витікання $\bar{V}_i = V_i/W$ у доцентровому напрямку від межі розділу течії

Дана залежність відносного кінематичного параметру від геометричного положення границі поєднання двох кінематичних модулів простішої форми є цілком визначеною:

$$\bar{V}_i = \frac{r^2 - R_i^2}{2R_i(h_i + H)}. \quad (3.69)$$

Цей факт у вигляді функціонального зв'язку (3.69) може бути практично застосований у розрахунках складних схем із додаванням суміжних кінематичних модулів різної конфігурації, обмеження стосується тільки похилої межі із суміжною жорсткою зоною або використання її як межі контакту із інструментом. Для отримання КМПШ одного із простих складових даного, наприклад, лівої частини, необхідно застосувати у формулі (3.68) заміну $W = \frac{2R_i h_i}{R_{i+1}^2 - R_i^2} V_i$, яка забезпечує відсутність іншої швидкості витікання металу у відцентровому напрямку (перехід до кінематичного модуля із одним ступенем свободи течії металу). Таким чином, заміна напрямків швидкостей у кінематичних модулях з декількома ступенями свободи течії металу виявляє суттєві відмінності у розділу течії всередині модуля та вимагає контролю у кожному новому випадку.

3.3 Аналіз проблем та напрямків розширення можливостей використання кінематичних модулів трикутної форми

3.3.1 Аналіз можливостей розширення застосування кільцевого кінематичного трикутного модуля із двома криволінійними межами

Прикладами найуживаніших трикутних кінематичних модулів є кінематичні модулі із однією чи двома похилими межами. Слід зазначити, що відмінність у побудові КМПШ та визначення кривих, що описують похилу межу по відношенню із аналізом трапецеїдальних модулів є суттєвою. Для прикладу

розглянемо неосьовий внутрішній кінематичний модуль типу IV-B (табл. 2.2), представлений нижче (рис. 3.14).

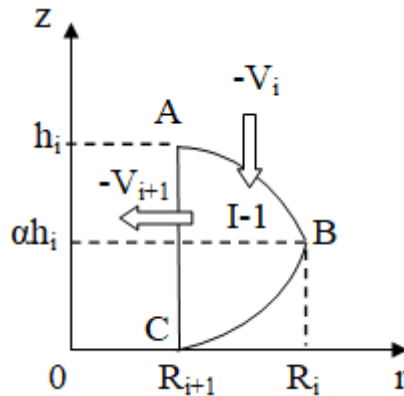


Рисунок 3.14 – Трикутний кінематичний модуль з двома криволінійними межами

Узагальнений вигляд КМПШ можна записати за аналогією із прямокутним кінематичним модулем (рис. 2.1, в) [250, 251]:

$$\begin{cases} V_z = -\alpha V_i, \\ V_r = \frac{C}{r}. \end{cases} \quad (3.70)$$

Визначення C можна досягти із рівності потоків входу та виходу для даного кінематичного модуля $\pi(R_i^2 - R_{i+1}^2)V_i = 2\pi R_{i+1}h_i V_{i+1}$, звідки отримаємо:

$$-V_{i+1} = -\frac{R_i^2 - R_{i+1}^2}{2R_{i+1}h_i} V_i = \frac{C}{R_{i+1}}.$$

Остаточно маємо:

$$C = \frac{R_{i+1}^2 - R_i^2}{2h_i} V_i, \quad (3.71)$$

де для даного випадку $V_i > 0$.

З огляду на вигляд КМПШ (3.70) необхідним залишається визначення форми похилих меж, нижня з яких контактує з мертвою зоною, а верхня із жорстким кінематичним модулем.

Для межування за кривою АВ згідно (2.3) маємо наступне диференціальне рівняння:

$$\text{AB:} \quad \frac{[\Delta V_z]}{[\Delta V_r]} = Z'_{AB},$$

$$\frac{(1-\alpha) \cdot 2h_i r}{R_{i+1}^2 - R_i^2} = Z'_{AB},$$

Звідки знаходимо загальний розв'язок:

$$Z_{AB} = \frac{2h_i}{R_{i+1}^2 - R_i^2} (1-\alpha) \frac{r^2}{2} + C.$$

З умов належності точок $A(R_{i+1}; h_i)$ та $B(R_i; b)$ даній кривій, визначаємо невідомі:

$$b = \frac{2h_i}{R_{i+1}^2 - R_i^2} (1-\alpha) \frac{R_i^2}{2} + C \quad \Rightarrow \quad C = b - \frac{2h_i}{R_{i+1}^2 - R_i^2} (1-\alpha) \frac{R_i^2}{2},$$

$$\text{Тоді } z_{AB} = \frac{2h_i}{R_{i+1}^2 - R_i^2} (1-\alpha) \left[\frac{r^2}{2} - \frac{R_i^2}{2} \right] + b.$$

Отримаємо:

$$b = h - \frac{2h_i}{R_{i+1}^2 - R_i^2} (1-\alpha) \left[\frac{R_{i+1}^2 - R_i^2}{2} \right] = h_i - h_i(1-\alpha) = \alpha h_i.$$

Остаточно отримали форму межі АВ після відповідних перетворень :

$$Z_{AB} = \left(\frac{(1-\alpha)(r^2 - R_{i+1}^2)}{R_{i+1}^2 - R_i^2} + 1 \right) \cdot h_i. \quad (3.72)$$

Звідси маємо цілком визначене положення точки $B(R_i; \alpha h_i)$.

Аналогічно отримаємо розв'язок диференціального рівняння для визначення межі у формі ВС:

$$\text{BC:} \quad \frac{[\Delta V_z]}{[\Delta V_r]} = Z'_{BC},$$

$$\frac{-\alpha V_0 - 0}{\frac{R_{i+1}^2 - R_i^2}{2h_i r} V_0} = Z'_{BC}, \text{ звідси } Z'_{BC} = -\frac{2h_i r}{R_{i+1}^2 - R_i^2} \alpha.$$

Загальний розв'язок приймає вигляд:

$$Z_{BC} = -\frac{2h_i \cdot \alpha}{R_{i+1}^2 - R_i^2} \cdot \frac{r^2}{2} + C.$$

Використовуючи умови належності кривій точок $B(R_i; \alpha h_i)$ та $C(R_{i+1}; 0)$, визначаємо невідомі:

$$C = \frac{2h_i \cdot \alpha}{R_{i+1}^2 - R_i^2} \cdot \frac{R_{i+1}^2}{2}.$$

Звідси остаточно згідно (3.73):

$$Z_{BC} = \frac{h_i \cdot \alpha}{R_i^2 - R_{i+1}^2} (r^2 - R_{i+1}^2). \quad (3.73)$$

Вираз інтенсивності швидкості деформації згідно (3.71)-(3.73) має вигляд:

$$\dot{\varepsilon}_i = \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \frac{R_i^2 - R_{i+1}^2}{h \cdot r^2} \cdot V_0. \quad (3.74)$$

Потужність сил деформування згідно (3.74) приймає вигляд:

$$\begin{aligned} N_{\partial} &= \sigma_s \cdot 2\pi \int_{R_{i+1}}^{R_i} r dr \int_{Z_{BC}}^{Z_{AB}} \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \frac{R_i^2 - R_{i+1}^2}{h_i r^2} V_i dr = \\ &= \frac{2\pi \sigma_s V_i}{\sqrt{3} \cdot h_i} (R_i^2 - R_{i+1}^2) \cdot \int_{R_{i+1}}^{R_i} \frac{Z_{AB} - Z_{BC}}{r} dr = \frac{2\pi \sigma_s V_i}{\sqrt{3}} \left(R_i^2 \ln \frac{R_i}{R_{i+1}} - \frac{R_i^2 - R_{i+1}^2}{2} \right). \end{aligned} \quad (3.75)$$

Потужності сил зрізу на похилих та вертикальній межах приймають вигляд:

$$\begin{aligned}
N_{C_{AB}} &= \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 2\pi \int_{R_{i+1}}^{R_i} (1 + Z'_{AB}{}^2) \cdot |V_r| r dr = \frac{2\pi\sigma_s}{\sqrt{3}} \int_{R_{i+1}}^{R_i} (1 + Z'_{AB}{}^2) \cdot \frac{R_i^2 - R_{i+1}^2}{2h_i r} V_i r dr = \\
&= \frac{\pi\sigma_s \cdot V_i}{\sqrt{3}} \cdot \frac{R_i^2 - R_{i+1}^2}{h_i} \cdot \left((R_i - R_{i+1}) + \frac{4 \cdot (\alpha - 1)^2 h^2}{(R_i^2 - R_{i+1}^2)^2} \cdot \frac{(R_i^3 - R_{i+1}^3)}{3} \right) ; \quad (3.76)
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
N_{C_{BC}} &= \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \cdot 2\pi \int_{R_{i+1}}^{R_i} (1 + Z'_{BC}{}^2) \cdot |V_r| r dr = \frac{2\pi\sigma_s}{\sqrt{3}} \int_{R_{i+1}}^{R_i} (1 + Z'_{BC}{}^2) \cdot \frac{R_i^2 - R_{i+1}^2}{2h_i r} V_i r dr = \\
&= \frac{\pi\sigma_s \cdot V_i}{\sqrt{3}} \cdot \frac{R_i^2 - R_{i+1}^2}{h_i} \cdot \left((R_i - R_{i+1}) + \frac{4 \cdot \alpha^2 h^2}{(R_i^2 - R_{i+1}^2)^2} \cdot \frac{(R_i^3 - R_{i+1}^3)}{3} \right) ; \quad (3.77)
\end{aligned}$$

$$N_{C_{i+1}} = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} \iint_F (\sqrt{[\Delta V_r]^2 + [\Delta V_z]^2}) dF = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}} 2\pi R_{i+1} \int_0^{h_i} |\alpha V_i| dz = \frac{2\pi\sigma_s R_{i+1} h_i}{\sqrt{3}} V . \quad (3.78)$$

Таким чином, всі складові (3.75)-(3.78) приведенного тиску деформування виражені через аналітичні функції. Розв'язав рівняння $\frac{d\Delta\bar{p}}{d\alpha} = 0$, отримаємо оптимальне значення параметру $\alpha \in (0, 1)$ у вигляді:

$$\alpha_{\text{opt}} = \frac{R_i^3 - R_{i+1}^3 + 3R_i^2(R_i - R_{i+1})}{8(R_i^3 - R_{i+1}^3)} . \quad (3.79)$$

Зазначимо, що дане оптимальне значення параметру не залежить від висоти даного кінематичного модуля та дозволяє отримати вираз оптимального приведенного тиску деформування за формулою:

$$\begin{aligned}
\Delta p &= \frac{1}{\sqrt{3}h_i} \cdot \left((R_i - R_{i+1}) + \frac{4 \cdot (2\alpha^2 + 2\alpha + 1)h_i^2}{(R_i^2 - R_{i+1}^2)^2} \cdot \frac{(R_i^3 - R_{i+1}^3)}{3} \right) + \\
&+ \frac{2R_{i+1}h_i}{\sqrt{3}R_i^2 - R_{i+1}^2} + \frac{2}{\sqrt{3}} \left(\frac{R_i^2}{R_i^2 - R_{i+1}^2} \ln \frac{R_i}{R_{i+1}} - \frac{1}{2} \right) . \quad (3.80)
\end{aligned}$$

На оптимальне значення параметру $\alpha \in (0, 1)$ згідно (3.79) впливає тільки ширина кінематичного модуля (рис. 3.15, а). При цьому із збільшенням відносного параметру \bar{R}_{i+1} (тобто зменшенням ширини модуля) оптимальне значення параметру

$\alpha \in (0, 1)$ зменшується, форма кінематичного модуля із відповідними похилими межами представлена за різних значень відносної довжини теж змінюється (рис. 3.15, б), положення точки стику кривих AB та BC знижується за вертикаллю. Таким чином, отримано повне представлення про вплив геометричних параметрів трикутного кінематичного модуля, оптимальне значення параметру (3.79) та приведенного тиску деформування (3.80), що повністю відповідає потребам вбудовуваності в інші розрахункові схеми процесу. Необхідним є тільки додаткове дослідження щодо складової потужності сил зрізу за вертикальною межею із даним та суміжним кінематичним модулем. Переваги використання даного кінематичного модуля наведені вище, однак в якості варіювання похилих меж виступає параметр $\alpha \in (0,1)$, при цьому це єдиний варіант завдання, наприклад, замінити похилі криволінійні межі AB та BC на прямолінійні неможливо, це є обмеженням даного кінематичного модуля. При цьому завдання кривих також не варіює можливості заміни вгнутості або випуклості для кожної із меж, а це не дозволяє проводити подальше розвинення даного кінематичного модуля IV-B в рамках запропонованого КМПШ.

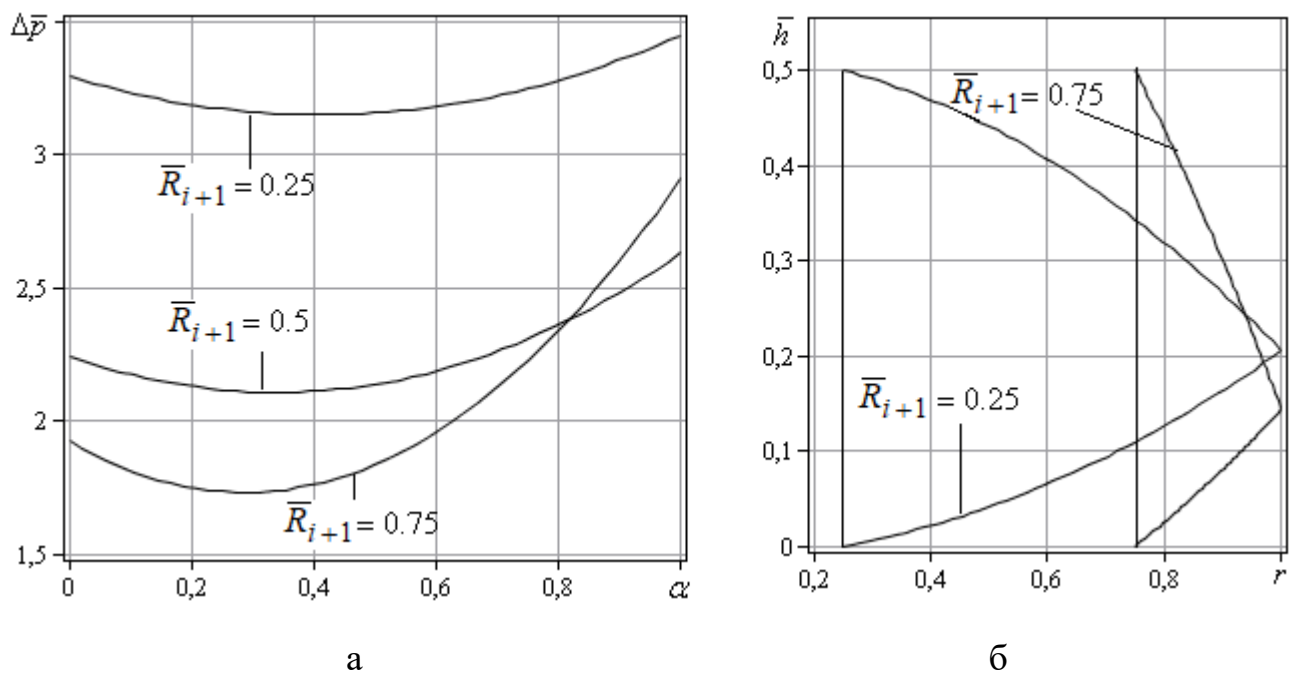


Рисунок 3.15 – Залежності приведенного тиску деформування всередині кінематичного модуля від \bar{R}_{i+1} (а) та форма модуля (б)

Для кінематичного модуля форми IV-A метод визначення форми криволінійних меж, всі властивості, характеристики та обмеження є подібними. Однак слід зазначити, що форма кривих, а сама вгнутість та опуклість для випадку різного розташування кривих меж відносно наявної вертикальної межі теж цілком визначена формою цього модуля. Таким чином, стосовно особливостей кінематичних трикутних модулів типів IV-A, B із двома похилими межами, маємо їх цілком визначений характер, заміна на інші криві в рамках заданого КМПШ не є можливою. КМПШ достатньо просте, що дозволило отримати складові приведенного тиску деформування у аналітичному вигляді від параметра $\alpha \in (0,1)$, що відповідає за положення точки В. Обмеженням для суміжних модулів є (нижній – мертва зона, верхній – жорсткий).

3.3.2 Аналіз проблем та можливостей розширення застосування кільцевого кінематичного трикутного модуля із прямокутною межею

До процесів, у розрахункових схемах яких є необхідність використання кінематичних модулів трикутної форми можна віднести процеси радіально-поздовжнього комбінованого видавлювання з обтисненням чи роздаванням (рис. 1.7, рис. 3.16) [251].

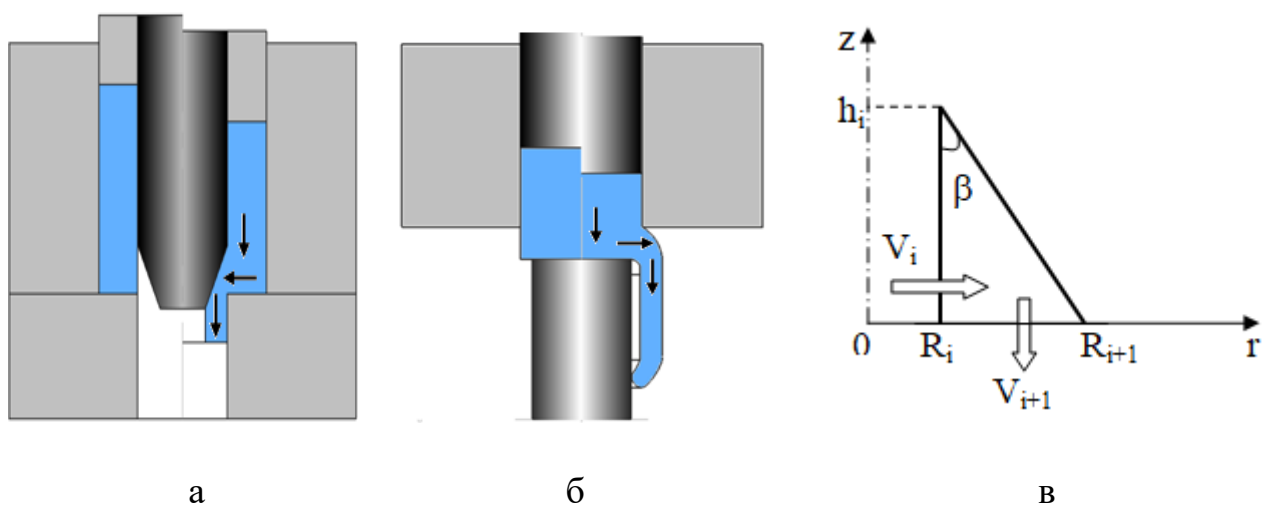


Рисунок 3.16 – Схеми послідовного радіально-прямого видавлювання з обтисненням (а) та роздаванням (б) та кінематичного модуля (в)

Для кінематичного трикутного модуля з прямолінійною похилою межею (рис. 3.16, в) форми III-B (табл. 2.2) характерні наступні відмінності по відношенню із кінематичним трикутним модулем IV-B із двома криволінійними межами. Даний модуль можна розглядати у якості частинного випадку кінематичного модуля трапецеїдальної форми (рис. 3.5), шляхом покладання $h_2 = 0$. При цьому узагальнення обох може бути за рахунок заміни похилої межі на довільну криволінійну функцію $g_2(r)$ за умови існування $g_2'(r)$ в межах $[R_1, R_2]$. КМПШ даного кінематичного модуля знайдемо, як частинний випадок кільцевого трапецеїдального кінематичного модуля (рис. 3.5), покладаючи рівняння похилої прямолінійної межі у вигляді: $z(r) = -\frac{1}{\operatorname{tg}\beta}(r - R_2)$. Після такої заміни, отримаємо:

$$\begin{cases} V_z = -\frac{R_i}{(R_i + R_{i+1})\operatorname{tg}\beta} \left(2 + \frac{\operatorname{tg}\beta}{r} z \right) V_i; \\ V_r = \frac{R_i}{R_i + R_{i+1}} \left(1 + \frac{R_i}{r} \right) V_i. \end{cases} \quad (3.81)$$

Інтенсивність швидкостей деформування всередині кінематичного модуля згідно (3.81) приймає вигляд:

$$\dot{\varepsilon}_i = \frac{R_i V_i}{\sqrt{3}(R_i + R_{i+1})r^2} \sqrt{4(r^2 + R_{i+1}r + R_{i+1}^2) + z^2}. \quad (3.82)$$

Отримаємо верхню оцінку згідно (3.82) за Коші-Буняковським у вигляді:

$$N_d \leq \frac{\pi \sigma_S V_i R_i (R_{i+1} - R_i)}{3(R_i + R_{i+1})\operatorname{tg}\beta} \sqrt{A \left[B + \frac{C}{\operatorname{tg}^2 \beta} \right]}, \quad (3.83)$$

де $A = 2R_{i+1} + 4R_i$, $B = 2\frac{R_{i+1}^3}{R_i^2} + 4R_i - 6R_{i+1}$,

$$C = \frac{R_i - R_{i+1}}{3} + R_{i+1} \left(\frac{R_i - R_{i+1}}{R_i} + \ln \left[\frac{R_{i+1}}{R_i} \right] \right) + \frac{R_{i+1}(R_{i+1}^2 - R_i^2)}{6R_i^2}.$$

Потужності сил зрізу на поверхнях входу та виходу приймають вигляд:

$$N_{c \rightarrow}^+ = \frac{\pi \sigma_S V_i R_i (R_{i+1} - R_i)(R_i + 3R_{i+1})}{\sqrt{3}(R_i + R_{i+1})}, \quad (3.84)$$

$$N_{c \downarrow}^- = \frac{\pi \sigma_S V_i R_i^2 h_i}{\sqrt{3}(R_i + R_{i+1}) \operatorname{tg} \beta} \left(4 + \frac{h_i}{R_i} \operatorname{tg} \beta \right). \quad (3.85)$$

Потужність сил тертя на похилій межі між напівфабрикату та інструментом приймає вигляд:

$$N_t = \frac{\pi \sigma_S V_i R_i (R_{i+1} - R_i)(R_i + 3R_{i+1})}{\sqrt{3}(R_i + R_{i+1})} \left(1 + \frac{1}{\operatorname{tg}^2 \beta} \right), \quad (3.86)$$

де μ_S – коефіцієнт тертя ($0 \leq \mu_S \leq 0,5$).

Властивість за аналогією із трапецеїдальним модулем для (3.84) та (3.85) справджується, бо маємо рівність $N_t = (1 + k^2) \cdot N_{c \rightarrow}^+$, де $k = -\frac{1}{\operatorname{tg} \beta}$.

Загальний вираз повної величини приведенного тиску деформування із урахуванням верхньої оцінки потужності сил деформування (3.83) та складових (3.84)-(3.86) набуває вигляду:

$$\bar{p} = \frac{N_d + N_{c \rightarrow}^+ + N_{c \downarrow}^- + N_t}{2\pi \sigma_S V_i R_i h_i}. \quad (3.87)$$

Відхилення величини приведенного тиску деформування \bar{p}_d^* всередині кінематичного модуля, що обчислюється чисельно, від її верхньої оцінки $\bar{p}_d = Nd / 2\pi \sigma_S V_i R_i$ досліджено нижче (рис. 3.17). У розрахунках переходимо до безрозмірних величин, віднесених до R_i , тобто $\bar{h} = h / R_i$, $\bar{R}_{i+1} = R_{i+1} / R_i$. Характер отриманих кривих (верхньої оцінки – суцільні лінії) та величини приведенного тиску деформування (пунктирні лінії) однотипні для різних співвідношень геометричних параметрів (рис. 3.17, а). Відхилення верхньої оцінки за Коші-Буняковським складає не більше 3–7%, але для величини повного приведенного

тиску деформування кінематичного модуля значно зменшується і зазвичай складає не більше 1–3% [251].

Таким чином, у наступних дослідженнях будемо використовувати верхню оцінку приведенного тиску деформування трикутного кінематичного модуля у вигляді $\bar{p}_d = Nd / 2\pi\sigma_s V_i R_i$. Вплив умов тертя на повну величину приведенного тиску деформування із урахуванням верхньої оцінки потужності сил деформування у вигляді \bar{p} представлено нижче (рис.3.17, б). Характер кривих за різних умов тертя, характерних для процесів холодного видавлювання ідентичний із наявністю точки мінімуму, яка відповідає оптимальному значенню висоти кінематичного модуля у відносних розмірах. При цьому погіршення умов тертя призводить до зміщення оптимального значення \bar{h} в сторону збільшення.

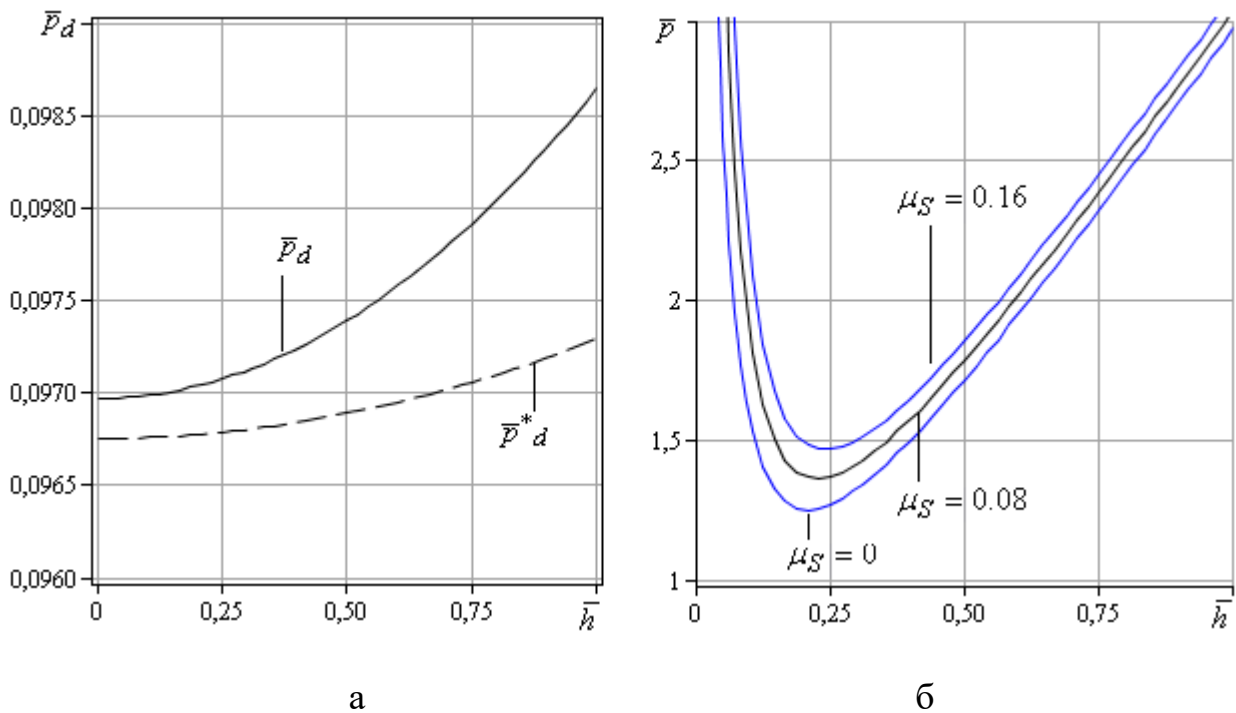


Рисунок 3.17 – Порівняльний аналіз при $\bar{h} = 0,5$, $\bar{R}_{i+1} = 1,2$ величин \bar{p}_d^* та її верхньої оцінки \bar{p}_{d2} (а) та величини повного приведенного тиску деформування \bar{p} за різних умов тертя (б)

Вплив ширини кінематичного модуля у вигляді величини $\bar{S} = \bar{R}_{i+1} - 1$ дослідимо нижче за умов $\mu_s = 0,08$ (рис. 3.18, а). Наявність точки мінімуму є за

всіх співвідношень $\bar{S} = \bar{R}_{i+1} - 1$, однак оптимальне значення \bar{h} , яке визначає фактично кут нахилу β похилої межі, зміщується в сторону зростання із збільшенням ширини кінематичного модуля.

Вплив складових зрізу на поверхнях входу та виходу із кінематичного модуля на повну величину приведенного тиску деформування дослідимо для співвідношень наступного вигляду:

$$\bar{N}_{c \rightarrow}^+ = \frac{N_{c \rightarrow}^+}{2\pi\sigma_s V_i R_i h_i}; \quad \bar{N}_{c \downarrow}^- = \frac{N_{c \downarrow}^-}{2\pi\sigma_s V_i R_i h_i}. \quad (3.88)$$

Для точки мінімуму приведенного тиску деформування \bar{p} маємо значний внесок сумарної величини потужностей сил зрізу у відносних величинах (рис. 3.18, б), їх рівність фактично відповідає отриманій точці мінімуму. Перевіримо цю властивість для інших співвідношень за умов тертя $\mu_s = 0.08$ (рис. 3.19). Маємо дану властивість для різних значень ширини кінематичного модуля, однак із збільшенням величини \bar{S} проходить і збільшення оптимального значення відносної висоти кінематичного модуля.

Зазначимо, що таким чином, можна ставити питання про оптимізацію за кутом нахилу β похилої межі, який визначає оптимальне значення \bar{h} при фіксованому значенні \bar{S} у загальних розрахункових схемах процесів із наявністю фаски, що відображає розроблений кінематичний модуль.

Отже, для кінематичного модуля трикутної форми (рис. 3.16, в) одержано величину приведенного тиску в аналітичному вигляді $\Delta\bar{p}$ (3.87) із врахуванням верхньої оцінки потужності сил деформування (3.83), сил тертя на поверхні інструменту та напівфабрикату та зрізу на межі суміжних кінематичних модулів у вигляді (3.84)-(3.86). Умови тертя та відносна величина \bar{S} товщини стінки, що видавлюється, суттєво впливають на оптимальне значення висоти кінематичного модуля, що обумовлює кут нахилу похилої межі.

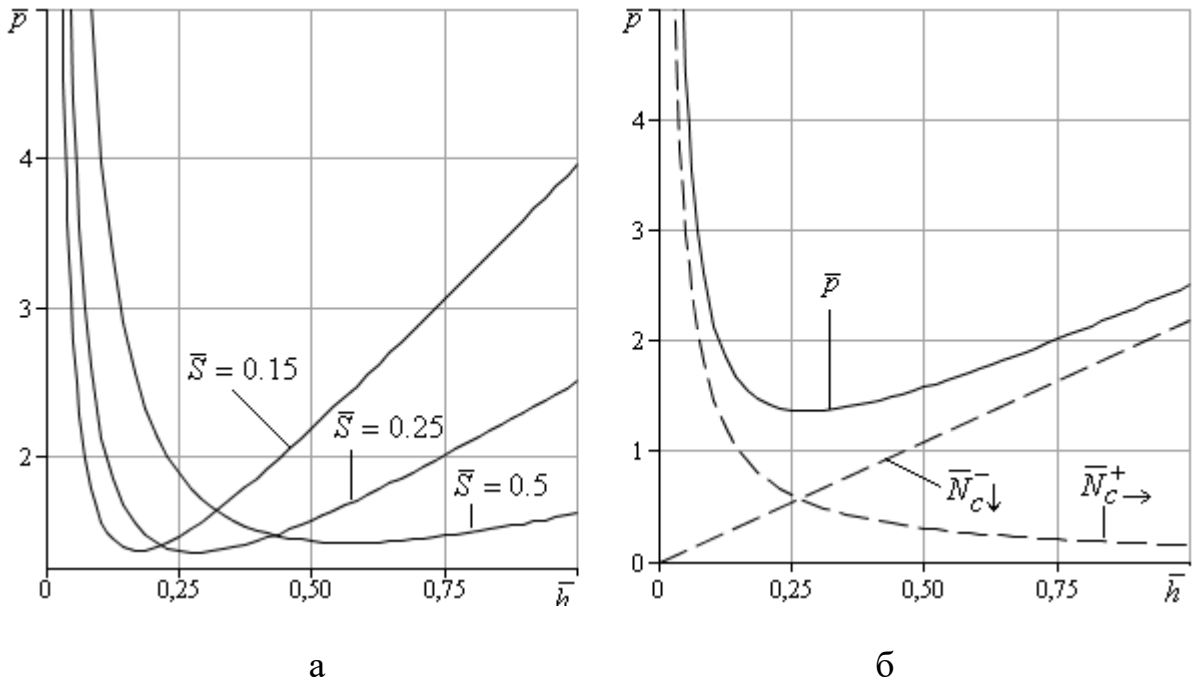


Рисунок 3.18 – Залежність від \bar{h} приведенного тиску деформування (а) при різних \bar{S} та порівняльний аналіз із складовими потужностей зрізу $\bar{N}_{c \rightarrow}^+$ та $\bar{N}_{c \rightarrow}^-$ при $\mu_s = 0.08$ та $\bar{S} = 0.25$ (б)

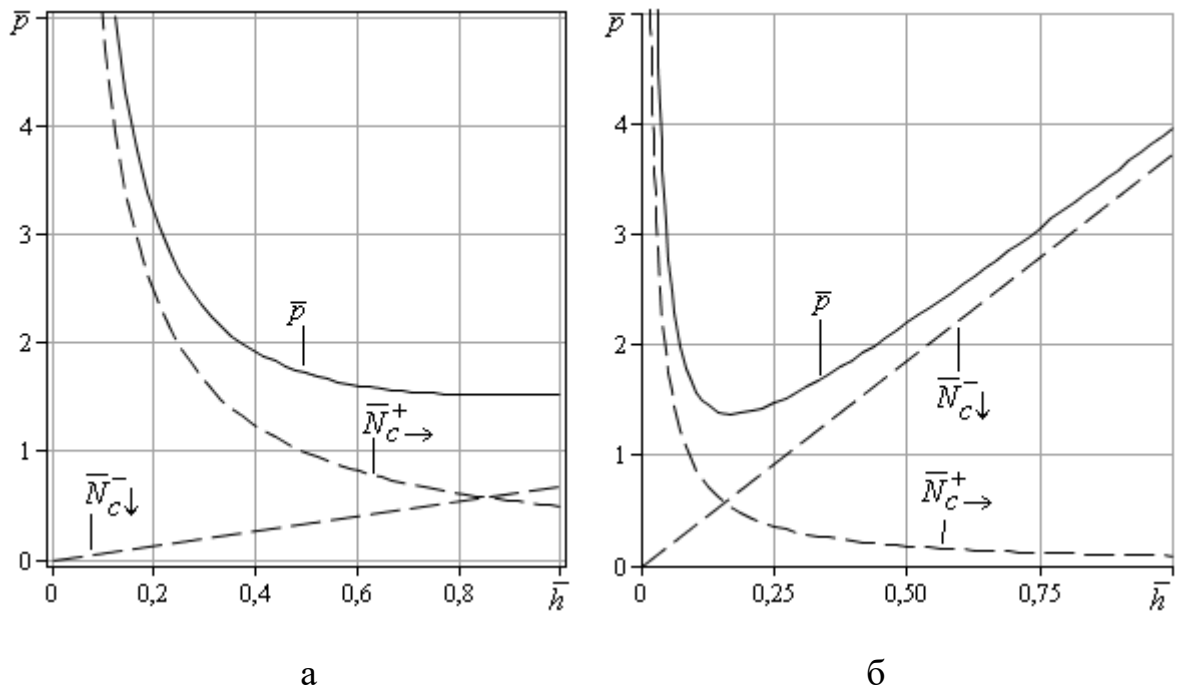


Рисунок 3.19 – Залежність від \bar{h} та порівняльний аналіз із складовими потужностей зрізу $\bar{N}_{c \rightarrow}^+$ та $\bar{N}_{c \rightarrow}^-$ при $\mu_s = 0.08$ та $\bar{S} = 0.75$ (а) $\bar{S} = 0.15$ (б)

Оптимальне значення \bar{h} за різних співвідношень ширини кінематичного модуля \bar{s} , знайдене із рівності потужностей сил зрізу при $\mu_s = 0.08$ фактично відображає положення точки мінімуму приведенного тиску деформування. Отримані залежності потужностей деформування, тертя та зрізу (3.85)–(3.87) та повна величина приведенного тиску (3.88) можуть використовуватися у загальних розрахункових схемах моделювання процесів комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання.

Альтернативний кінематичний трикутний модуль з прямолінійною похилою межею

За аналогією із розробленим вище трикутним кінематичним модулем, що дозволяє моделювати процеси послідовного радіально-прямого видавлювання з роздаванням (рис.3.16, в), розробки вимагає і трикутний кінематичний модуль вигляду 2 (рис. 3.20), який може бути використаним для моделювання конфігурації інструменту при видавлюванні із трубних заготовок або за наявності нижньої «мертвої» зони.

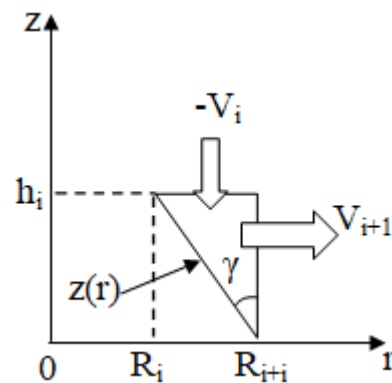


Рисунок 3.20 – Альтернативний кінематичний трикутний модуль

КМПШ даного кінематичного модуля із урахуванням заміни швидкості входу через горизонтальну межу (а не вертикальну, як у випадку вище) після перетворень приймає вигляд:

$$\begin{cases} V_z = -\frac{1}{2} \left(2 + \frac{tg\gamma}{r} (z - h_i) \right) V_i; \\ V_r = \frac{R_{i+1} - R_i}{2h_i} \left(1 + \frac{R_i}{r} \right) V_i. \end{cases} \quad (3.89)$$

При цьому прямолінійна похила межа для КМПШ (3.89) приймає вигляд:

$$z(r) = -\frac{1}{tg\gamma} (r - R_{i+1}), \quad (3.90)$$

$$\text{де } tg\gamma = \frac{R_{i+1} - R_i}{h_i}.$$

Інтенсивність швидкостей деформування всередині кінематичного модуля згідно (3.90) приймає вигляд:

$$\dot{\varepsilon}_i = \frac{V_i tg\gamma}{2\sqrt{3} r^2} \sqrt{4(r^2 + R_i r + R_i^2) + (z - h_i)^2}. \quad (3.91)$$

Необхідним є визначення складових для верхньої оцінки за Коші-Буняковським потужності сил деформування:

$$V = 2\pi \int_{R_i}^{R_{i+1}} r dr \int_{z(r)}^{h_i} dz = 2\pi \left[\frac{R_{i+1}^3 - R_i^3}{3tg\gamma} + \frac{R_{i+1}^2 - R_i^2}{2} \left[h_i - \frac{R_{i+1}}{tg\gamma} \right] \right]; \quad (3.92)$$

$$\iiint_V \dot{\varepsilon}_i^2 = 2\pi \left(\frac{V_i tg\gamma}{2\sqrt{3}} \right)^2 \left[\frac{4}{tg\gamma} \left[(R_{i+1} - R_i) + \frac{R_i^3}{2} \left[\frac{1}{R_{i+1}^2} - \frac{1}{R_i^2} \right] + \frac{1}{3tg^3\gamma} A \right] \right], \quad (3.93)$$

$$\text{де } A = R_{i+1} - R_i - 3R_i \ln \frac{R_{i+1}}{R_i} - 3R_i^2 \left(\frac{1}{R_{i+1}} - \frac{1}{R_i} \right) + \frac{R_i^3}{2} \left(\frac{1}{R_{i+1}^2} - \frac{1}{R_i^2} \right).$$

Остаточно згідно (3.92) та (3.93) отримуємо:

$$N_d \leq \frac{\pi \sigma_s V_i tg\gamma}{\sqrt{3}} \sqrt{\left[\frac{R_{i+1}^3 - R_i^3}{3tg\gamma} + \frac{R_{i+1}^2 - R_i^2}{2} \left[h_i - \frac{R_{i+1}}{tg\gamma} \right] \right] \times \left[\frac{4}{tg\gamma} \left[(R_{i+1} - R_i) + \frac{R_i^3}{2} \left[\frac{1}{R_{i+1}^2} - \frac{1}{R_i^2} \right] + \frac{1}{3tg^3\gamma} A \right] \right]}, \quad (3.94)$$

Потужності сил зрізу на поверхнях входу та виходу приймають вигляд:

$$N_{c \rightarrow}^+ = \frac{\pi \sigma_s V_i \operatorname{tg} \gamma (R_{i+1} - R_i)(R_{i+1} + 3R_i)}{2\sqrt{3}}; \quad (3.95)$$

$$N_{c \downarrow}^- = \frac{\pi \sigma_s V_i R_{i+1} h_i}{2\sqrt{3}} \left(4 - \frac{h_i}{R_{i+1}} \operatorname{tg} \gamma \right). \quad (3.96)$$

Потужність сил тертя на похилій межі між напівфабрикату та інструментом приймає вигляд з аналогією властивості зв'язку між потужностями сил тертя та зрізу на поверхні входу згідно (3.95) має вигляд:

$$N_t = (1 + k^2) \cdot N_{c \rightarrow}^+, \quad (3.97)$$

де μ_s – коефіцієнт тертя ($0 \leq \mu_s \leq 0,5$) та $k = -\frac{1}{\operatorname{tg} \gamma}$.

Загальний вираз повної величини приведенного тиску деформування із урахуванням верхньої оцінки потужності сил деформування (3.94) та складових (3.95) і (3.96) набуває вигляду:

$$\bar{p} = \frac{N_d + N_{c \rightarrow}^+ + N_{c \downarrow}^- + N_t}{\pi \sigma_s V_i R_i^2}. \quad (3.98)$$

За потреби у наступних дослідженнях рекомендується використовувати верхню оцінку приведенного тиску деформування трикутного кінематичного модуля у вигляді $\bar{p}_d = Nd / 2\pi \sigma_s V_i R_i$. Зазначимо, що з огляду на те, що даний трикутний кінематичний модуль у різних типах є частинним випадком трапецеїдального кінематичного модуля (рис. 3.5), властивості зберігаються. Найпростішим варіантом завдання похилої межі є лінійна функція, у якості кривих узагальненого КМПШ виступають криві, що задовольняють умову існування $g'_2(r)$ в межах $[R_1, R_2]$. Рівності потужності сил деформування на поверхнях входу та виходу немає. Основні проблеми у обчисленнях складових приведенного тиску деформування стосуються необхідності використання наближених оцінок за Коші-Буняковським або кубатурними формулами.

3.4 Систематизація та виокремлення напрямків розширення можливостей кінематичних модулів складної конфігурації

3.4.1 Систематизація кінематичних модулів трапецеїдальної та трикутної форми

Згідно із проведеним аналізом найуживаніших кінематичних модулів трапецеїдальної та трикутної форми та виявлених особливостей, властивостей та обмежень, розширено комплекс їх характеристик. Для подальшої зручності у дослідженнях запропонуємо для узагальненої розрахункової схеми процесів послідовного та суміщеного видавлювання (рис. 3.21) класифікацію та позначення. Попередній поділ кінематичних модулів трапецеїдальної та трикутної форми можна також проводити з огляду на суттєві відмінності при використанні у МКМ відбувається за ступенем свободи течії металу.

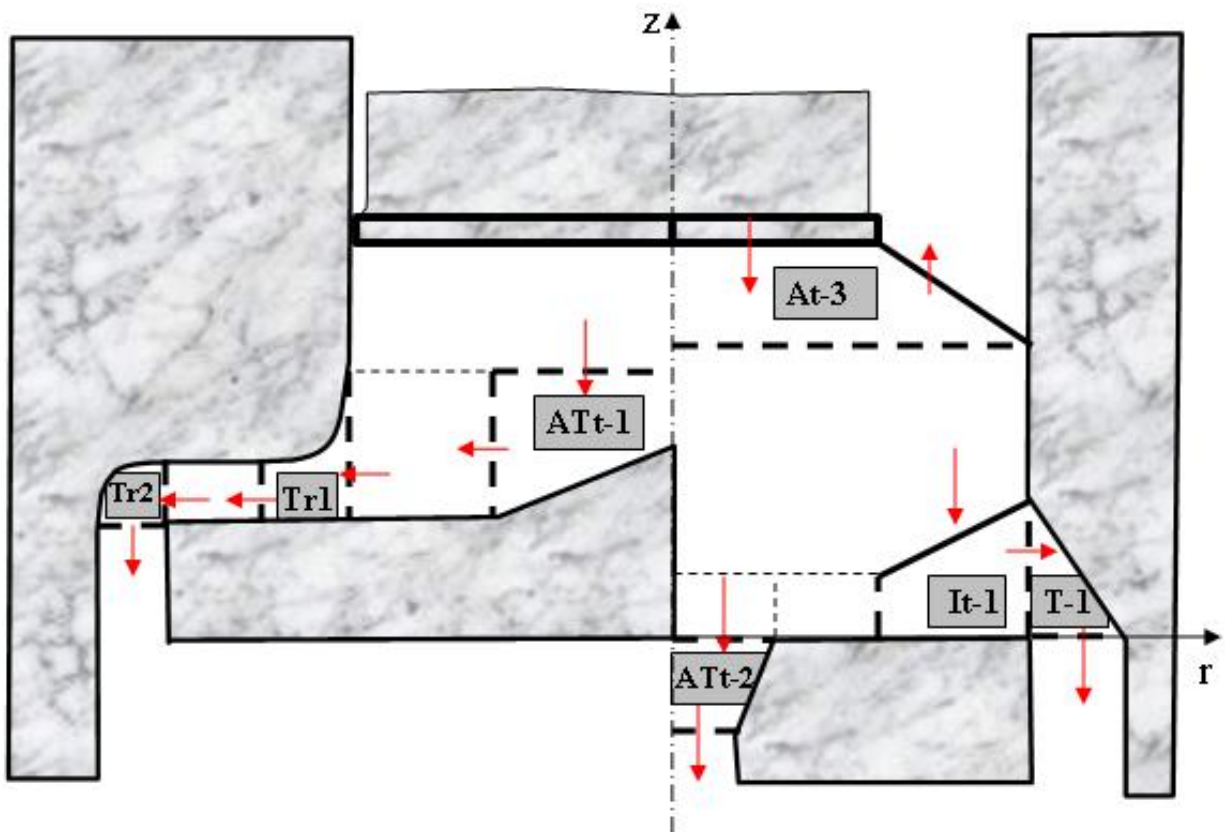


Рисунок 3.21 – Узагальнена схема комбінованого видавлювання з поділом за основними ознаками

Класифікацію кінематичних модулів запропоновано проводити за наступними ознаками:

1) форми кінематичного модуля (прямокутна (найпростіша), трапецеїдальна або трикутна із подальшим поділом згідно наявності прямолінійної або криволінійної межі (або меж) та кількості похилих (криволінійних) меж);

2) розташування кінематичного модуля (осьовий (А) або неосьовий (кільцевий), внутрішній (повністю належить заготовці на початку процесу деформування (І)) або зовнішній (заповнюється металом із плином процесу деформування та зазвичай враховує особливості конфігурації інструменту) та кількістю меж із суміжними кінематичними модулями та меж контакту заготовки та інструменту;

3) кількістю швидкостей на вході та виході із кінематичного модуля, що обумовлює і ступінь свободи течії металу через об'єм модуля (один чи більше);

4) наявність (або відсутність) швидкостей входу чи виходу через похилі (криволінійні) межі кінематичного модуля, що обумовлює наявність зміни характеру течії металу від поздовжнього (прямого або зворотного) до радіального (доцентрового або відцентрового);

5) наявність (або відсутність) обмежень щодо форми кривої, що описує похилу межу з точки зору можливості розгляду її як сімейства функцій деякого параметру варіювання або відсутність такої можливості;

6) наявність (або відсутність) обмежень щодо варіації конфігурації суміжних модулів, що може накладати обмеження у використанні даного кінематичного модуля;

7) наявність можливості випадків виродження даного кінематичного модуля у іншу форму або частинні випадки з меншим ступенем свободи течії металу.

Систематизація кінематичних модулів складної конфігурації за наведеними вище ознаками із виокремленням частинних випадків, різних підтипів та особливостей дозволяє врахувати межі використання даних модулів та виробити відповідні рекомендації щодо доцільності (або ні) та особливостей

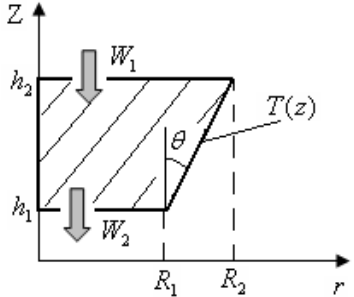
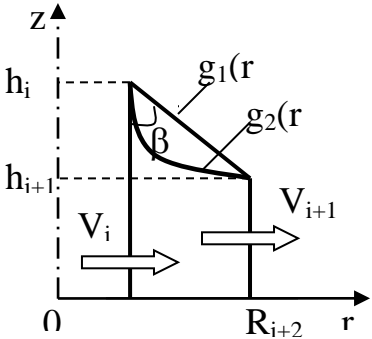
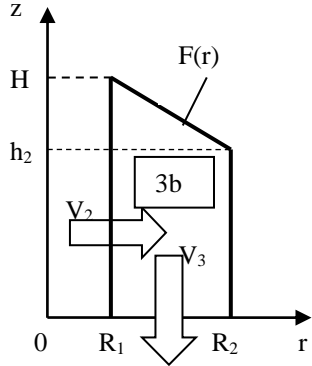
їх вбудовування в загальні розрахункові схеми нових процесів комбінованого видавлювання. При цьому при дослідженнях кінематичних модулів слід враховувати і можливості їх використання в схемах процесів із подільністю за осередками деформації (табл. 2.5). Для кінематичних модулів із декількома ступенями свободи течії металу слід в подальшому досліджувати окремо питання можливості оптимізації величини приведенного тиску деформування за кінематичними параметрами.

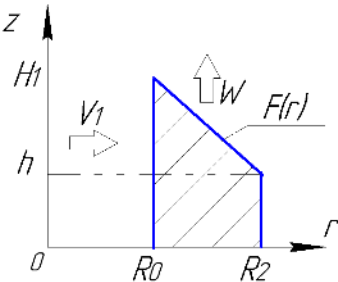
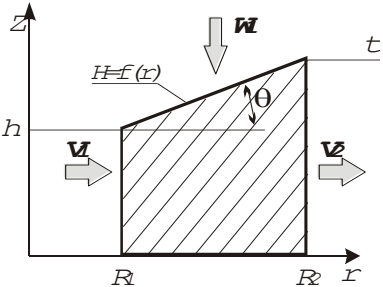
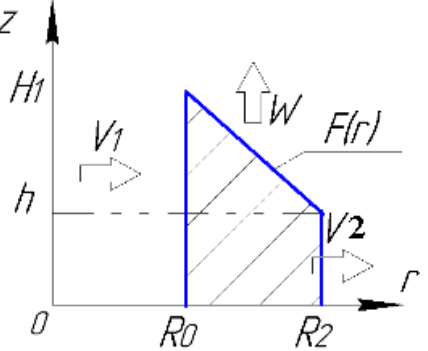
При розмежуванні типів кінематичних модулів трапецеїдальної та трикутної форми у табл. 3.2 представлений один із можливих варіантів кінематичного модуля із урахуванням форми, розташування та наявних швидкостей входу (виходу), підтипи із зміною кута нахилу прямолінійної межі та інверсійної зміни напрямку швидкостей не враховувалися. Таким чином, один кінематичний модуль можна представити у вигляді декількох однотипних кінематичних модулів із зберіганням основних властивостей, відмінність яких полягає тільки у зміні напрямків швидкостей входу (виходу) у випадку, коли похилі межі не є варіативними, а цілком визначені для даного КМПШ.

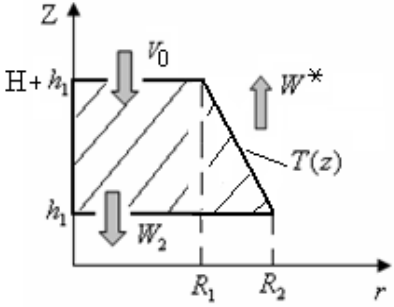
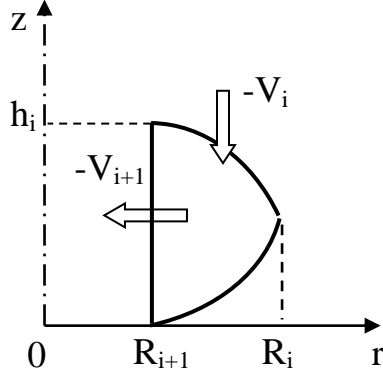
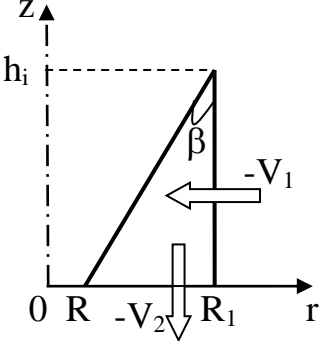
3.4.2 Виокремлення напрямків розширення можливостей кінематичних модулів складної конфігурації

З огляду на основні кінематичних модулів трапецеїдальної та трикутної форми, представлені у класифікаційній табл. 3.2, слід узагальнити проблеми розрахунків, методи їх подолання та основні напрямки розширення можливостей. Аналізуючи кінематичні модулі трапецеїдальної форми з одним ступенем свободи течії металу, виділено окремо типи із радіальною течією (доцентровою або відцентровою), поздовжньою (вздовж вісі симетрії OZ) та із зміною напрямку течії. Для кожного з заданих підтипів є свої особливості та напрямки подолання труднощів в обчисленні складових приведенного тиску деформування. Найпростішим варіантом для кожного з цих типів є лінійність похилої межі, також є можливість узагальнення відповідного КМПШ із заміною

Таблиця 3.2 – Систематизація кінематичних модулів трапецеїдальної та трикутної форми

| 1 | Трапецеїдальні | | |
|---|--|--|---|
|  |  |  | |
| 2 | <p>Осьовий зовнішній (або внутрішній) 1 похила межа контакту з інструментом (або з мертвою зоною) 2 горизонтальні межі із суміжними модулями</p> | <p>Неосьовий (кільцевий) зовнішній 1 похила та 1 горизонтальна межі контакту з інструментом 2 вертикальні межі із суміжними модулями</p> | <p>Неосьовий (кільцевий) зовнішній 1 похила та 1 вертикальна межі контакту з інструментом 1 вертикальна та 1 горизонтальна межі із суміжними модулями</p> |
| 3 | <p>Один ступінь свободи течії: 1 вхідна швидкість 1 вихідна швидкість</p> | <p>Один ступінь свободи течії: 1 вхідна швидкість 1 вихідна швидкість</p> | <p>Один ступінь свободи течії: 1 вхідна швидкість 1 вихідна швидкість</p> |
| 4 | <p>Швидкостей входу (виходу) через похилу межу немає Зміни напрямку течії немає</p> | <p>Швидкостей входу (виходу) через похилу межу немає Зміни напрямку течії немає</p> | <p>Швидкостей входу (виходу) через похилу межу немає Зміна напрямку течії є</p> |
| 5 | <p>Варіативність форми кривої є Обмеження на криву є Найпростіший випадок похилої межі – пряма</p> | <p>Варіативність форми кривої є Обмеження на криву є Найпростіший випадок похилої межі - пряма</p> | <p>Варіативність форми кривої є Обмеження на криву є Найпростіший випадок похилої межі - пряма</p> |
| 6 | <p>Обмежень щодо суміжних кінематичних модулів немає</p> | <p>Обмежень щодо суміжних кінематичних модулів немає</p> | <p>Обмежень щодо суміжних кінематичних модулів немає</p> |
| 7 | - | - | Виродження у трикутний при $h_2=0$ |

| 1 | | | Трапецеїдальні | | | |
|---|---|--|--|---|--|--|
| |  |  | |  | | |
| 2 | Неосьовий (кільцевий) внутрішній 1 горизонтальна (або мертвою зоною) та 1 вертикальна межі контакту з інструментом 1 вертикальна та 1 похила межі із суміжними модулями | Неосьовий (кільцевий) внутрішній 1 похила межа із суміжним модулем 2 вертикальні межі із суміжними модулями 1 горизонтальна межа контакту із інструментом (або мертвою зоною) | Неосьовий (кільцевий) внутрішній 1 похила межа із суміжним модулем 2 вертикальні межі із суміжними модулями 1 горизонтальна межа контакту із інструментом (або мертвою зоною) | | | |
| 3 | Один ступінь свободи течії: 1 вхідна швидкість 1 вихідна швидкість | Один ступінь свободи течії на виході: 2 вхідна швидкості 1 вихідна швидкість | Два ступеня свободи течії на виході: 1 вхідна швидкості 2 вихідні швидкості | | | |
| 4 | Швидкість входу (виходу) через похилу межу ϵ ; зміна напрямку течії ϵ | | | | | |
| 5 | Варіативність форми кривої ϵ ; обмеження на криву ϵ Найпростіший випадок похилої межі - пряма | | | | | |
| 6 | Обмеження ϵ (з похилою межею контактує тільки жорсткий суміжний модуль) | Обмеження щодо суміжного кінематичного модуля ϵ (з похилою межею контактує тільки жорсткий суміжний модуль) | Обмеження щодо суміжного кінематичного модуля ϵ (з похилою межею контактує тільки жорсткий суміжний модуль) | | | |
| 7 | Питання щодо виродження в трикутний при $h=0$ | Виродження в трапецеїдальні за умови відсутності однієї з швидкостей входу | Виродження в трапецеїдальні за умови відсутності однієї з швидкостей виходу | | | |

| 1 | Трапецеїдальні | Трикутні | |
|---|---|--|---|
| |  |  |  |
| 2 | <p>Осьовий внутрішній</p> <p>1 похила межа із суміжним модулем</p> <p>2 горизонтальні межі із суміжними модулями (або верхня межа контакту із інструментом)</p> | <p>Неосьовий внутрішній</p> <p>1 вертикальна та</p> <p>2 похилі межі із суміжними модулями</p> | <p>Неосьовий внутрішній</p> <p>1 вертикальна та 1 горизонтальна межі із суміжними модулями</p> <p>1 похила межа контакту з інструментом</p> |
| 3 | <p>Два ступені свободи течії на виході:</p> <p>1 вхідна швидкість</p> <p>2 вихідна швидкість</p> | <p>Один ступінь свободи течії:</p> <p>1 вхідна швидкість</p> <p>1 вихідна швидкість</p> | <p>Один ступінь свободи течії:</p> <p>1 вхідна швидкість</p> <p>1 вихідна швидкість</p> |
| 4 | <p>Швидкість виходу через похилу межу є</p> <p>Зміна напрямку течії є</p> | <p>Швидкість входу через похилу межу є</p> <p>Зміна напрямку течії є</p> | <p>Швидкостей входу (виходу) через похилу межу немає</p> <p>Зміна напрямку течії є</p> |
| 5 | <p>Варіативність форми кривої є</p> <p>Обмеження на криву є</p> <p>Найпростіший випадок похилої межі - пряма</p> | <p>Варіативності форми немає</p> <p>Криві, що описують похилі межі, однозначно визначені</p> | <p>Варіативність форми кривої під питанням</p> <p>Найпростіший випадок похилої межі - пряма</p> |
| 6 | <p>Обмеження щодо суміжного кінематичного модуля є (з похилою межею контактує тільки жорсткий суміжний модуль)</p> | <p>Обмеження: жорсткий верхній модуль та мертва зона знизу</p> | <p>Обмежень щодо суміжних кінематичних модулів немає</p> |
| 7 | <p>Виродження в трапецеїдальний за умови відсутності швидкостей виходу через похилу межу</p> | - | <p>Частинний випадок трапецеїдального кільцевого кінематичного модуля із зміною напрямку течії</p> |

похилої межі на довільну функцію, що відповідає граничним умовам модуля та умові існування першої та другої похідних від цих функцій в межах кінематичного модуля.

Найпростішим з точки зору можливостей отримання в аналітичному вигляді складових приведенного тиску деформування є осьовий трапецеїдальний кінематичний модуль типу АТt-2 (рис. 3.21). Потреби у спрощенні розрахунків для прямолінійної похилої межі не виникало, всі складові енергетичного рівняння отримано в аналітичному вигляді. Використання більш складних кривих для опису похилої межі з одного боку розширюють можливості використання даного типу модулів, з іншого призводять до ускладнення в розрахунках перш за все потужності деформування. Лінеаризація інтенсивності швидкостей деформації виявилася неможливою з огляду на невизначеність оцінки даного вигляду в межах всього модуля. Однак ефективним прийомом є пошук окремого класу функцій, що значно спрощують функцію інтенсивності швидкостей деформації і є розв'язком відповідного диференціального рівняння. При чому такі зручні функції можуть бути функціями одно чи більше параметрів, що забезпечить в подальшому можливість оптимізації за ними. Таким чином, визначено напрямок удосконалення обчислень величини приведенного тиску деформування для кінематичних модулів типу 1 із криволінійною похилою межею.

Більш складним у розрахунках є кільцевий кінематичний трапецеїдальний модуль типу із радіальною течією (доцентровою або відцентровою) (рис. 3.2). Узагальнення модуля можливо за рахунок розгляду криволінійної межі різної форми, однак і для найпростішого варіанту задавання прямолінійної похилої межі виникають складнощі у розрахунках потужності сил деформування. Для розв'язку цієї проблеми з огляду на неможливість використання лінеаризації інтенсивності швидкостей деформації можна використовувати верхні оцінки та кубатурні формули. Для прямої межі виконується рівність потужностей сил деформування на вертикальних поверхнях входу та виходу. Для криволінійних похилих меж також виникають складнощі в розрахунках потужності сил зрізу на

похилій межі. Таким чином, розвиток даних кінематичних модулів можливий за умови використання наближених оцінок. Також розробка повинна стосуватися можливостей заміни чверті кола на наближені криві, що є визначеними в межах модуля разом із своїми першою та другою похідними для можливості моделювання заокруглень.

Кінематичний трапецеїдальний модуль із зміною напрямку течії (рис. 3.5) є ще більш складнішим за попередній, властивостей рівності потужності сил зрізу немає. Для всіх допустимих завдань похилої межі необхідним є використання верхніх оцінок потужності сил деформування.

Таким чином, найпростіші кінематичні модулі трапецеїдальної або трикутної форми з одним ступенем свободи течії відповідають прямокутним осьовим або кільцевим за відсутності зміни напрямку течії або за її наявності (рис. 2.1). Це відбувається за рахунок заміни однієї або двох меж на похилі. Однак згідно проведеного аналізу та систематизації відомих кінематичних модулів виявлено прогалини у наявності розроблених осьових модулів із криволінійними межами.

Додавання додаткових вхідних або вихідних швидкостей через похилу межу розширює можливості розглянутих модулів з одним ступенем свободи течії, найпростішим з яких є модуль осьовий трапецеїдальний модуль АТt2. Проблеми, характерні для даних кінематичних модулів аналогічні вказаним раніше та стосуються пошуку прийомів спрощення подальших розрахунків перш за все потужності деформування та виявлення можливості та обмежень подальшої оптимізації приведенного тиску деформування за кінематичним параметром у вигляді швидкості витікання металу у поздовжньому напрямку.

Слід зазначити, що не дослідженим є конфігурації осьових трапецеїдальних кінематичних модулів, наприклад, вигляду АТt-1 (рис. 3.21). Це стосується і кінематичних модулів трикутної форми, які є внутрішніми або містять вісь симетрії OZ.

Для трикутних неосьових (кільцевих) модулів із двома криволінійними межами (рис. 3.14) КМПШ є зазвичай доволі простим, що дозволяє отримати

приведений тиск деформування в аналітичному вигляді. Однак форма кривих є фіксованою в розумінні задавання її у формі вогнутих та опуклих кривих, що знаходяться з умови неперервності нормальних швидкостей на похилих межах. Однак замінити дані криві, наприклад, прямими або кривими іншої форми в рамках використання КМПШ не є можливим. Пошуки повинні вестися у напрямку побудови інших трикутних кінематичних модулів (в тому числі, що містять вісь OZ) із новим відповідним КМПШ. Трикутний кінематичний зовнішній модуль з однією похилою межею типу T-1 є частинним випадком кільцевого кінематичного трапецеїдального модуля (рис. 3.5) із зміною напрямку течії із зберіганням всіх властивостей та перспектив розширення можливостей його застосування. При цьому у випадку варіативності кривих, що описують похилі межі, необхідно визначення чи для всіх кривих, що задовольняють граничним умовам, визначене дане КМПШ. Якщо ні, вказати отримані обмеження.

Для трапецеїдальних кінематичних модулів, що є найуживанішими при моделюванні процесів видавлювання, також можна розглядати питання можливості їх виродження у трикутні, а для модулів із двома ступенями свободи течії металу (за наявності двох вихідних швидкостей) можливість виродження у кінематичні модулі із одним ступенем свободи течії із зберіганням тієї ж самої форми. Також слід перевірити відповідність між варіантами перетворення відповідних кінематичних модулів прямокутної форми шляхом заміни однієї із меж на похилу.

Висновки

1. Проведене узагальнення кінематичних модулів трапецеїдальної та трикутної форми за КМПШ та розташуванням відносно вісі симетрії, що дозволило визначитися із загальними властивостями та функціональними зв'язками складових енергетичного рівняння в межах варіативності підтипів.

2. За узагальненими КМПШ вдалося виявити обмеження щодо форми похилих меж трапецеїдальних кінематичних модулів, а саме неможливість в

рамках його застосування використання чверті кола, що значно обмежує можливості відображення поверхні контакту заготовки та матриці із заокругленням, що вимагає пошуку розв'язку даної проблеми.

3. Для кінематичних модулів трапецеїдальної форми виявлено неможливість використання лінеаризації інтенсивності швидкості деформації та запропоновано використання верхньої оцінки за Коші-Буняковським, що дозволяє отримати приведений тиск деформування в аналітичному вигляді з похибкою у визначенні оптимального кінематичного параметру, що не перевищує 1-1.5 %.

4. Для осьових трапецеїдальних кінематичних модулів пошуки нових форм похилих меж слід вести в напрямку спрощення виразу інтенсивності швидкості деформації із побудовою відповідного диференціального рівняння, розв'язком якого і виступає крива похилої межі у вигляді функції змінної z . Такий прийом дозволяє значно спростити подальші розрахунки та отримати аналітичний вираз приведенного тиску деформування даного кінематичного модуля, слід при цьому ставити питання можливості та виявлення обмежень щодо подальшої оптимізації з огляду на лінійну залежність від швидкості витікання металу в вертикальному напрямку.

5. Зміна напрямку швидкості течії металу через похилих меж у кільцевих кінематичних трапецеїдальних модулях впливає за характер течії всередині модуля з точки зору можливості визначення межі розділу течії на доцентрове та відцентрове вдавлювання для випадку однієї вхідної швидкостей та двох вихідних швидкостей. Ця відмінність може бути використана для знаходження зв'язку між оптимальним значенням кінематичного параметра у вигляді однієї з швидкостей виходу (наприклад, доцентрового видавлювання) із геометричним визначенням межі стикування двох складових даного модуля.

6. Для трикутних кільцевих кінематичних модулів виокремлено два основних типи із наявністю двох криволінійних меж, цілком визначених з умови неперервності нормальних швидкостей на поверхні межування, та кінематичного модуля з однією прямолінійною похилою межею, що є частинним випадком

(виродженням) відповідного кільцевого трапецеїдального кінематичного модуля із зміною напрямку течії. Такі властивості окреслили можливості пошуку нових форм модулів, що є частинними випадками відомих складної форми, що сприятиме розширенню бази уніфікованих кінематичних модулів або їх комплексів.

7. Виявлені прогалини у неповноті відповідності бази кінематичних модулів складної форми найпростішим з прямокутною формою, окреслили коло завдань із розробки осьових кінематичних модулів трапецеїдальної та трикутної форми, що містять похилі межі, які дозволять відобразити особливості конфігурації інструменту у вигляді фасок або заокруглень, що сприятиме врахуванню у розрахунках процесів комбінованого видавлювання цих особливостей.

Результати досліджень відображені в опублікованих роботах [240, 242, 247-251].

РОЗДІЛ 4

РОЗРОБКА ТА РОЗВИТОК КІНЕМАТИЧНИХ МОДУЛІВ СКЛАДНОЇ КОНФІГУРАЦІЇ З ПОХИЛИМИ КРИВОЛІНІЙНИМИ МЕЖАМИ

Аналіз досліджень останніх років виявив коло основних проблем при дослідженні базових схем холодного видавлювання і процесів комбінованого послідовного (або суміщеного) видавлювання. До таких проблем можна віднести перш за все труднощі при прогнозуванні енергосилових параметрів на етапі розробки процесу із наявністю інструменту, конструктивні особливості якого містять фаски або заокруглення. З точки зору використання енергетичного методу балансу потужностей (ЕМБП) виникає необхідність у розробці кінематичних модулів, що дозволять врахувати форму поверхні межування інструменту та заготовки або картину течії металу всередині заготовки. Згідно із проведеним аналізом кінематичних модулів складної конфігурації (розділ 3) виявлено необхідність в розробці кінематичних модулів трапецеїдальної та трикутної форми, особливо осьових із наявністю похилих меж різної форми. В цьому контексті отримання інженерних формул розрахунків оптимального силового режиму, уявлення про характерні зони і межі розділу течії металу та зон контакту деталі з інструментом, прогнозування формоутворення є актуальними задачами, що потребують вирішення.

Складні за формою деталі із суцільних або порожнистих заготовок доцільно виготовляти способами поперечного і комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання. При цьому конфігурація інструменту (наявність фасок, заокруглень та ін.) дозволяють не тільки сформувати необхідний профіль деталі, а й суттєво впливають на деформаційний та силовий режими деформування [138, 154, 165, 168]. Наявність варіації технологічних режимів, конфігурації інструменту на виробництві з одного боку суттєво розширюють можливості процесів холодного

видавлювання. З іншого боку вимагають адекватної попередньої оцінки силового режиму та формоутворення деталі. В роботі [159] автори досліджували вплив конструктивних геометричних параметрів процесу послідовного радіально-прямого видавлювання на коливання навантаження. Однак висновок про незначний вплив на формування навантаження на пуансон і контрпуансон радіусів заокруглень перехідних ділянок інструменту викликають сумніви. Врахування геометрії інструменту та радіусів перехідних ділянок матриць особливо важливе при проектуванні штампів, коли від цих елементів залежать не тільки активні сили деформування, а й реактивні сили розкриття роз'ємних матриць [123, 133, 134, 138, 154, 158, 165]. В цьому контексті актуальною стає розробка кінематичних модулів складної форми, а саме трикутної форми із похилою криволінійною або прямолінійною межею, що моделюють течію металу від радіального до повздовжнього (прямого або зворотного) видавлювання чи навпаки. До процесів, у розрахункових схемах яких є необхідність використання кінематичних модулів складної форми (трикутних чи трапецеїдальних), можна віднести процеси радіально-повздовжнього комбінованого видавлювання з обтисненням чи роздаванням (рис. 4.1). Наявність широкого кола процесів видавлювання із розвинутою радіальною складовою течії металу вимагає більш детального дослідження з точки зору відображення картини течії металу в зоні розвороту до радіальної течії і далі до фланцевої зони із урахуванням наявності фасок або заокруглень на поверхні контакту матриці із заготовкою (рис. 1.7, рис. 2.1, в). До таких кінематичних модулів можна віднести осьові внутрішні та кільцеві зовнішні трапецеїдальні кінематичні модулі типів АТt-1, АТt-2, Т-1 та Tr2 і Tr3 з заокругленням (рис. 3.21). Наразі вимагають розробки та аналізу з точки зору можливостей використання у загальних розрахункових схемах із наявністю конструктивних особливостей інструменту у вигляді фасок та заокруглень кінематичні модулі конфігурації АТt-1, Tr2 і Tr3.

4.1 Розробка осевого кінематичного модуля трапецеїдальної форми з похилою межею

4.1.1 Побудова КМПШ осевого кінематичного модуля трапецеїдальної форми з похилою межею

Розглянемо осевий трапецеїдальний модуль типу АТt-1 з похилою межею прямолінійної або криволінійної форми, що може бути використаний як внутрішній з наявністю «мертвої» зони в нижній частині заготовки або як модуль з похилою межею заготовки та інструменту (рис. 4.1).

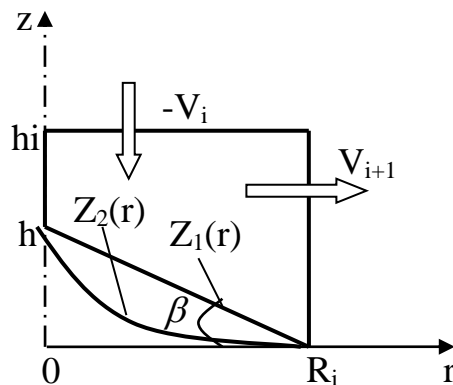


Рисунок 4.1 – Загальна схема осевого трапецеїдального модуля

Загальний вигляд КМПШ модуля з нижньою похилою межею $z = z_i(r)$ має вигляд [252, 253]:

$$\begin{cases} V_z = -V_i + \frac{V_i(z_i - h_i)}{z_i(r) - h_i} \cdot \left(1 + \frac{z_i'(r)r}{2(h_i - z_i(r))} \right); \\ V_r = \frac{V_i r}{2(h_i - z_i(r))}. \end{cases} \quad (4.1)$$

де $z_i(r)$ – довільна крива, що описує похилу межу та проходить через точки $(0, h)$ та $(R_i, 0)$.

Розглянемо окремі випадки даного осьового кінематичного модуля, покладаючи в отриманих узагальнених КМПШ (4.1) і складових різні види функцій похилої межі. Використовуючи в найпростішому випадку прямолінійну похилу межу розділу течії, отримуємо співвідношення:

$$z_1(r) = k_1(r - R_i), \quad k_1 = z_1'(r) = -\frac{h}{R_i}. \quad (4.2)$$

Вираз інтенсивності швидкостей деформації $\dot{\varepsilon}_i$ для даного кінематичного модуля з урахуванням (4.1) та (4.2) приймає вигляд:

$$\dot{\varepsilon}_i = \frac{rV_i}{2\sqrt{3}(h_i - z_1(r))^2} \sqrt{(3(h_i - h) - 2k_1r)^2 + 3(h_i - h)^2 + \left(\frac{k_1(3(h_i - h) - k_1r)}{z_1(r) - h_i}\right)^2 (z - h_i)^2}. \quad (4.3)$$

Отриманий вираз (4.3) є досить громіздким. Для перевірки можливості використання формул лінеаризації в цьому випадку досить вирішити питання порівняльного аналізу функцій в межах даного кінематичного модуля за умови $h < 2R_i/\sqrt{3}$:

$$\sqrt{3}\dot{\varepsilon}_i = \left\{ \xi + 0,4 \cdot \left| \dot{\gamma}_{rz} \right|, \quad \left| \xi \right| > \left| \dot{\gamma}_{rz} \right|, \quad (4.4)$$

$$\text{де } \sqrt{3}\xi = -\frac{V_i}{2(z_1(r) - h_i)^3} \left(3(h_i - h) + \frac{2h}{R_i}r \right) \text{ за умови } (\dot{\varepsilon}_r - \dot{\varepsilon}_\theta) \cdot (\dot{\varepsilon}_r - \dot{\varepsilon}_z) < 0.$$

Отримаємо верхню оцінку потужності сил деформування на основі лінеаризації (4.4):

$$N_{dl} = \frac{2\pi\sigma_S V_i}{3} (2 - 0,1\sqrt{3}k_1) \left[\frac{R_i(3R_i k_1 + 2h_i)}{2k_1} + AR + \left(A \left(R_i + \frac{h_i}{k_1} \right) + \left(R_i + \frac{h_i}{k_1} \right)^2 \right) \ln \left(\frac{h_i}{h_i - h} \right) \right], \quad (4.5)$$

$$\text{де } A = \frac{(3 - 0,3\sqrt{3}k_1)(h_i - h)}{(0,1\sqrt{3}k_1 - 2)k_1}.$$

Для отримання величини приведенного тиску $\Delta\bar{p}$ в аналітичному вигляді також можна виконати верхню оцінку потужності сил деформування у вигляді:

$$\iiint_V \dot{\varepsilon}_i^2 dV = -\frac{\pi V_i^2}{18k_1} (12 + k_1^2) \left[\begin{aligned} & R_i + (3C - A) \ln\left(\frac{h_i}{h_i - h}\right) - \left(\frac{1}{C} - \frac{k_1}{h_i}\right) (3C^2 - 2AC + B) - \\ & - \frac{1}{2} \left(\frac{k_1^2}{h_i^2} - \frac{1}{C^2}\right) (C^3 - AC^2 + BC) \end{aligned} \right], \quad (4.6)$$

$$\text{де } A = \frac{6(h_i - h)(6 + k_1^2)}{(12 + k_1^2)k_1}, \quad B = \frac{9(h_i - h)^2(4 + k_1^2)}{(12 + k_1^2)k_1^2}, \quad C = R + \frac{h_i}{k_1};$$

$$N_{d2} = \sigma_S \sqrt{V \cdot \iiint_V \dot{\varepsilon}_i^2 dV}, \quad (4.7)$$

$$\text{де } V = 2\pi \int_0^{R_i} r dr \int_{z_1(r)}^{h_i} dz = \frac{(3(h_i + R_i k_1) - 2R_i k_1) R_i^2}{3} \pi - \text{об'єм області модуля.}$$

Потужності сил зрізу на поверхні входу $N_{c \rightarrow}$ та виходу $N_{c \downarrow}$ для даного кінематичного модуля із урахуванням знаку відповідної складової КМПШ на поверхні зрізу мають вигляд:

$$N_{c \rightarrow}^+ = -\frac{\pi \sigma_S V_i}{\sqrt{3} \cdot k_1} \left[\frac{R_i^2}{2} + \left(R_i + \frac{h_i}{k_1}\right) R_i + \left(R_i + \frac{h_i}{k_1}\right)^2 \ln\left(\frac{h_i}{h_i - h}\right) \right]; \quad (4.8)$$

$$N_{c \downarrow}^- = \frac{\pi \sigma_S V_i}{\sqrt{3}} \left(1 - \frac{R_i}{2h_i} k_1\right) R_i h_i. \quad (4.9)$$

Якщо даний кінематичний модуль розглядаємо як модуль, що межує з інструментом на похилій межі $z_1(r)$, то потужність сил тертя N_t набуває вигляду:

$$N_t = 2\mu_s \cdot (1 + k_1^2) \cdot N_{c \rightarrow}^+, \quad (4.10)$$

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

Таким чином, отримали приведений тиск кінематичного модуля з урахуванням чисельних розрахунків в загальному випадку і запропонованих вище верхніх оцінок (4.5) та (4.6) потужності сил деформування та сил зрізу і тертя (4.8)–(4.10):

$$\Delta\bar{p} = \frac{N_d + N_{c\rightarrow}^+ + N_{c\downarrow}^- + N_t}{\pi\sigma_s V_i R_i^2}; \quad (4.11)$$

$$\Delta\bar{p}_1 = \frac{N_{d1} + N_{c\rightarrow}^+ + N_{c\downarrow}^- + N_t}{\pi\sigma_s V_i R_i^2}; \quad (4.12)$$

$$\Delta\bar{p}_2 = \frac{N_{d2} + N_{c\rightarrow}^+ + N_{c\downarrow}^- + N_t}{\pi\sigma_s V_i R_i^2}. \quad (4.13)$$

4.1.2 Аналіз доцільності використання лінеаризації інтенсивності деформацій осьового модуля трапецеїдальної форми з похилою межею

Проведено порівняльний аналіз величин $\bar{N}_d = N_d / \pi\sigma_s V_i R_i^2$, отриманої чисельно, і верхніх оцінок (4.5) у вигляді лінеаризації $\bar{N}_{d1} = N_{d1} / \pi\sigma_s V_i R_i^2$ і (4.7) у вигляді $\bar{N}_{d2} = N_{d2} / \pi\sigma_s V_i R_i^2$ відповідно. Дані функції монотонно спадають за всіх $\bar{h} = h / R_i \in (0, \bar{h}_i)$, характер зміни не змінюється при співвідношеннях $h_i / R_i < 1$ (рис. 4.2, а) і $h_i / R_i > 1$ (рис. 4.2, б). Відхилення величини \bar{N}_{d1} (з використанням лінеаризації інтенсивності швидкостей деформації) від \bar{N}_d більш істотно, як в чисельному вигляді, так і в характері зміни кривих. Тому необхідно рекомендувати використання верхньої оцінки у вигляді (4.7), при цьому найменше відхилення від \bar{N}_d характерно для значень $\bar{h} \in (0, \bar{H} / 2)$ та не перевищує 1–3%. Для загального аналізу можливостей використання спрощених оцінок приведеного тиску деформування для кінематичного модуля розглянемо сумарну величину, що враховує потужності сил деформування, тертя і зрізів у вигляді $\Delta\bar{p}$ і верхніх оцінок $\Delta\bar{p}_1$ і $\Delta\bar{p}_2$ згідно (4.11)–(4.13) (рис. 4.3).

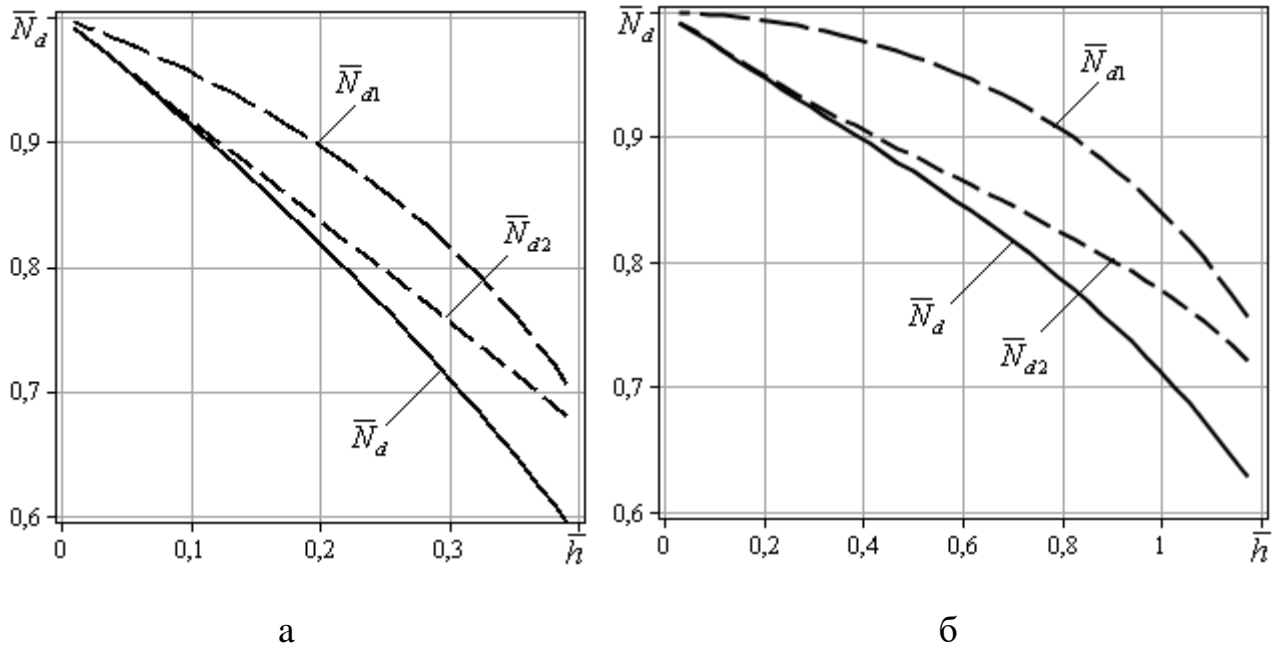
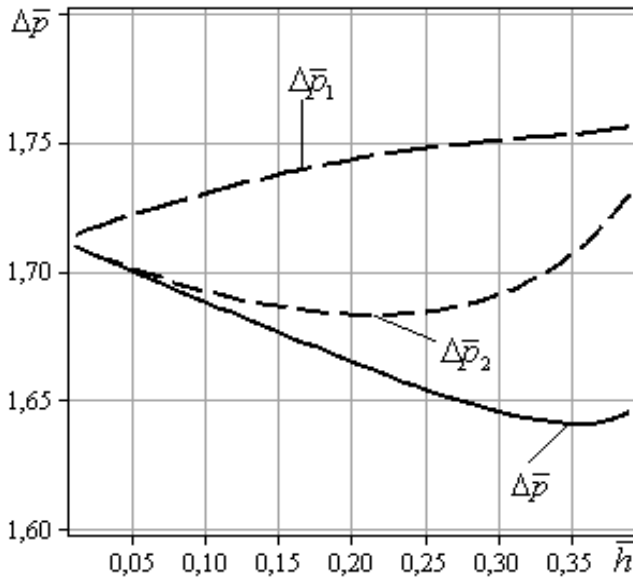
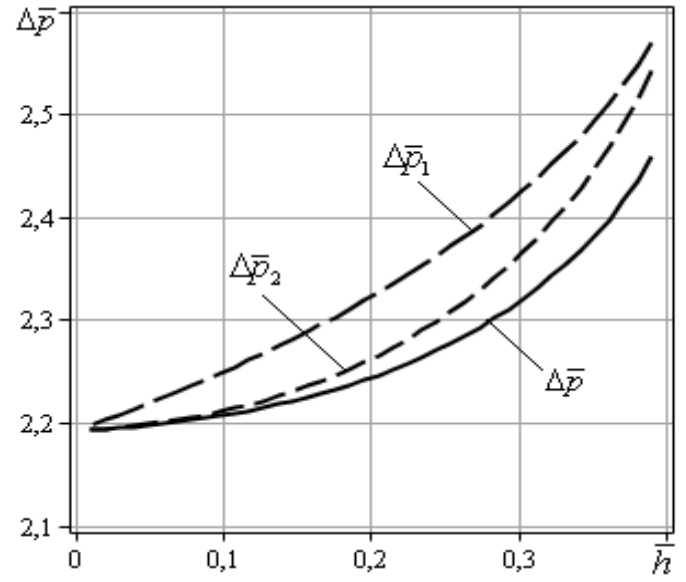


Рисунок 4.2 – Залежності оцінок потужності сил деформування вигляду $\bar{N}_d = N_d / \pi \sigma_s V_i R_i^2$ при $\bar{h}_i = 0.4$ (а) та $\bar{h}_i = 1.2$ (б)

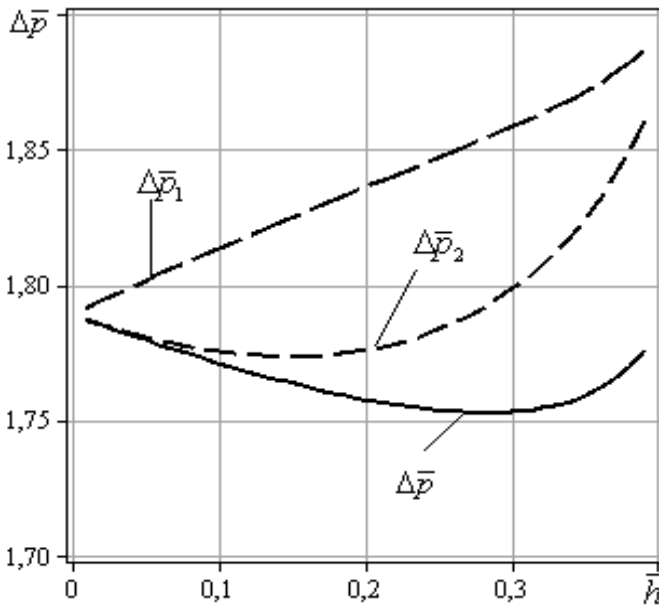
Аналіз залежностей приведенного тиску і його верхніх оцінок також свідчить про раціональність застосування $\Delta\bar{p}_2$. При цьому врахування потужностей сил зрізу на поверхнях входу і виходу при відсутності тертя ($\mu_s = 0$) показує кардинальну відмінність в характері зміни досліджуваних величин (рис. 4.3, а), при максимально жорстких умовах тертя ($\mu_s = 0.5$) оптимізація приведених тисків за параметром \bar{h} неможлива, дані функції монотонно зростають (точка мінімуму відсутня) (рис. 4.3, б). Для умов тертя, найбільш характерних для процесів холодного видавлювання $\mu_s = 0.08 \div 0.16$ для величин $\Delta\bar{p}$ і $\Delta\bar{p}_2$ оптимізація за параметром \bar{h} є можливою із наявністю точки мінімуму для досліджуваних величин, крім $\Delta\bar{p}_1$, що свідчить значні зміни в поведінці функції верхньої оцінки із використанням лінеаризації (рис. 4.3, в, г). Заміна величини $\Delta\bar{p}$ верхньої оцінкою $\Delta\bar{p}_2$ призводить до відхилення в меншу сторону відповідної наявної точки мінімуму, але забезпечує можливість оптимізації величини приведенного тиску деформування за параметром \bar{h} .



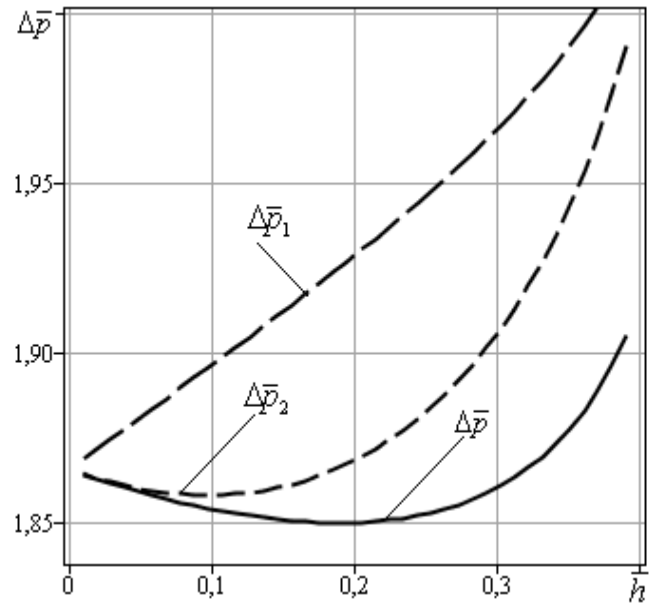
а



б



в



г

Рисунок 4.3 – Залежності приведенного тиску $\Delta\bar{p}$ і верхніх оцінок $\Delta\bar{p}_1$ і $\Delta\bar{p}_2$ при $\bar{h}_i = 0.4$ за різних умов тертя $\mu_s = 0$ (а), $\mu_s = 0.5$ (б), $\mu_s = 0.08$ (в) та $\mu_s = 0.16$ (г)

Використання в якості суміжного верхнього модуля жорсткого кінематичного модуля з $V_r = 0$ (або поверхні інструменту) і в якості правого суміжного модуля з $V_z = 0$ дозволяє використовувати залежності (4.11) і (4.12) повною мірою. Якщо в якості суміжних необхідне використання модулів іншої конфігурації, коригування залежностей стосуються тільки складових потужностей сил зрізу $N_{c \rightarrow}^+$ і $N_{c \downarrow}^-$.

4.1.3 Аналіз можливості використання модуля у якості внутрішнього ізмежування за похилою межею з застійною зоною

Якщо розглядати випадок використання розробленого кінематичного модуля як такого, що межує із застійною («мертвою») зоною в нижній частині заготовки, то необхідна заміна потужності сил тертя на відповідну потужність сил зрізу у вигляді:

$$N_{c \triangleright} = N_t \Big|_{\mu_s=0.5} = (1 + k_1^2) \cdot N_{c \rightarrow}^+, \quad (4.14)$$

Таким чином, отримаємо відповідні величини приведенного тиску деформування згідно (4.14) у вигляді:

$$\Delta \bar{p} \triangleright = \frac{N_d + (2 + k_1^2) N_{c \rightarrow}^+ + N_{c \downarrow}^-}{\pi \sigma_s V_i R_i^2}; \quad (4.15)$$

$$\Delta \bar{p}_1 \triangleright = \frac{N_{d_1} + (2 + k_1^2) N_{c \rightarrow}^+ + N_{c \downarrow}^-}{\pi \sigma_s V_i R_i^2}; \quad (4.16)$$

$$\Delta \bar{p}_2 \triangleright = \frac{N_{d_2} + (2 + k_1^2) N_{c \rightarrow}^+ + N_{c \downarrow}^-}{\pi \sigma_s V_i R_i^2}. \quad (4.17)$$

Проведемо дослідження впливу на раціональність використання лінеаризації інтенсивності швидкостей деформації у вигляді (4.16) та верхньої оцінки у вигляді

(4.17) у порівнянні із чисельними розрахунками (4.15). Проаналізуємо докладно вплив на характер змінення відповідних залежностей вигляду (4.15) – (4.17) за різних співвідношень геометричних розмірів кінематичного модуля. Використовуємо вертикальні розміри модуля h_i , отримані відносно довжини R_i . За всього спектру співвідношень $0.25 < h_i / R_i < 1.5$ характер зміни кривих ідентичний. Найбільш наближеною до величини $\Delta \bar{p} \triangleright$ є верхня оцінка (без використання інтенсивності швидкостей деформації) у вигляді $\Delta \bar{p}_2 \triangleright$. При цьому із збільшенням кута нахилу β (збільшенням величини \bar{h}) приведений тиск деформування всередині кінематичного модуля монотонно зростає, зростає і відмінність у результатах, отриманих чисельно та запропонованих верхніх оцінок. Наявності можливості оптимізації за величиною \bar{h} , що визначає кут нахилу похилої межі без урахування складових суміжних модулів немає (рис. 4.4).

Дослідимо окремо внесок у загальну величину приведенного тиску деформування всередині кінематичного модуля та характер зміни потужностей сил зрізу за різних співвідношень кута нахилу β , що визначається відповідно до величини \bar{h} (рис. 4.5). Характер зміни потужності сил зрізу у вигляді $\bar{N}_{c \rightarrow} = N_{c \rightarrow}^+ / \pi \sigma_s V_i R_i^2$ та $\bar{N}_{c \downarrow} = N_{c \downarrow}^- / \pi \sigma_s V_i R_i^2$ від \bar{h} не змінюється та є монотонно зростаючими без наявності точки мінімуму. Однак якщо для $\bar{h} = 0.25$ потужність сил на межі виходу $\bar{N}_{c \downarrow}$ є набагато меншою за потужність сил зрізу на поверхні входу $\bar{N}_{c \rightarrow}$, то для $\bar{h} = 0.75$ ця властивість не справджується, бо навпаки найбільший внесок в величину приведенного тиску деформування привносить саме величина $\bar{N}_{c \downarrow}$. Для відношення характерного $\bar{h} = 0.5$ відмінність між потужностями сил зрізу невелика. По відношенню до всієї величини приведенного тиску деформування найбільша із потужностей зрізу може сягати 30–35%, що є досить суттєвим фактором.

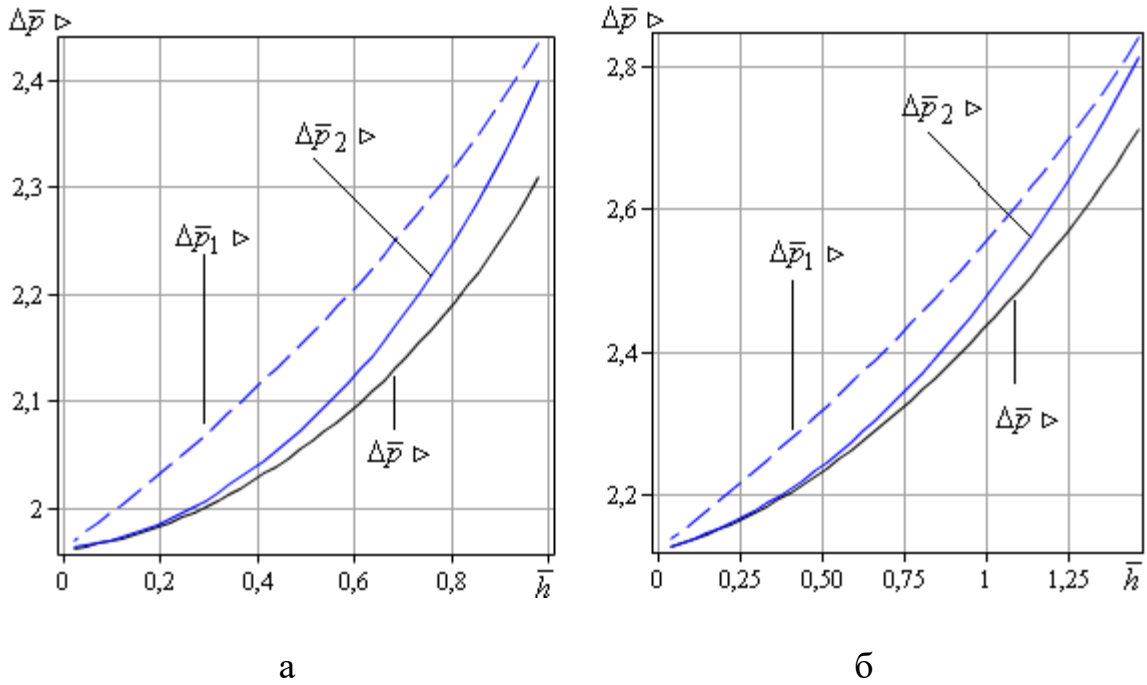


Рисунок 4.4 – Залежності приведенного тиску $\Delta\bar{p}$ і його верхніх оцінок $\Delta\bar{p}_1$ і $\Delta\bar{p}_2$ від \bar{h} для $\bar{h}_i = 1$ (а) та $\bar{h}_i = 1.5$ (б)

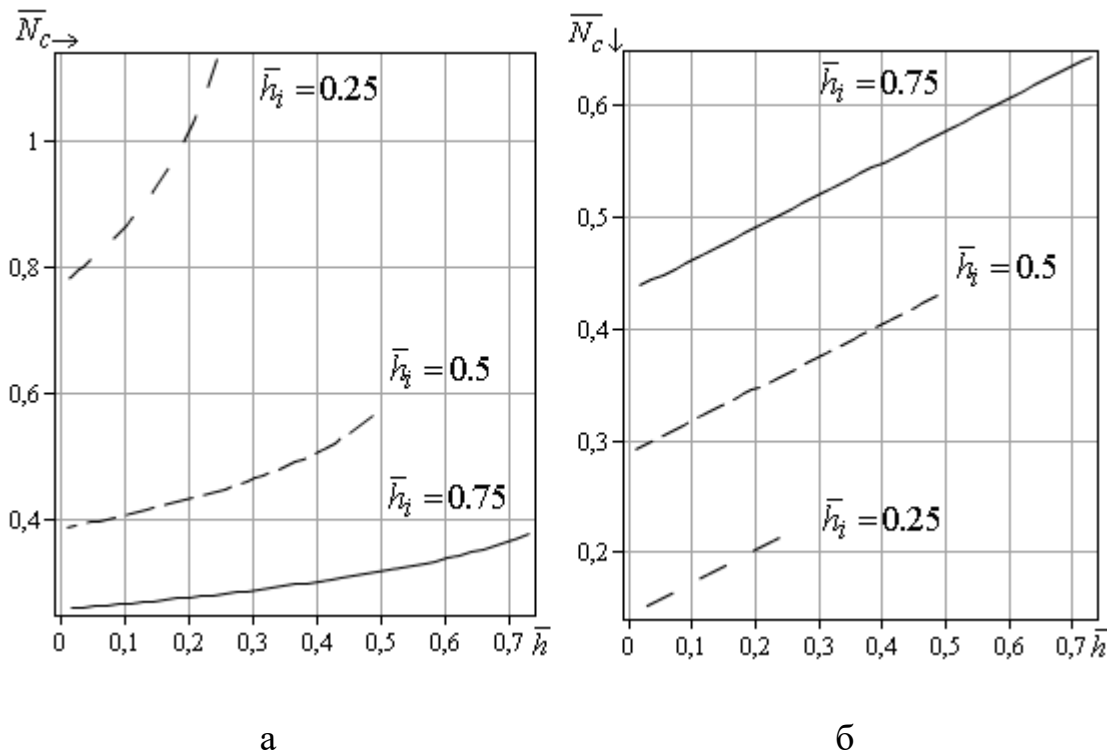


Рисунок 4.5 – Залежності потужностей зрізу у вигляді $\bar{N}_{c \rightarrow} = N_{c \rightarrow}^+ / \pi \sigma_s V_i R_i^2$ (а) та $\bar{N}_{c \downarrow} = N_{c \downarrow}^- / \pi \sigma_s V_i R_i^2$ (б) від \bar{h}

Тому, враховуючи, що в розрахунковій схемі всього процесу повна потужність сил зрізу враховує складову іншого суміжного модуля (як потенціуючи, так і зменшуючи остаточно цю величину), то саме конфігурація суміжних модулів із відповідними КМПШ буде по-різному впливати на можливість подальшої оптимізації процесу деформування від кута нахилу похилої межі.

Розроблений осьовий трапецеїдальний кінематичний модуль з нижньою похилою межею заготовки та інструменту вигляду $z = z_1(r)$ розширює базу уніфікованих кінематичних модулів. Досліджено можливість спрощення потужності сил деформування всередині даного модуля із застосуванням лінеаризації інтенсивності швидкостей деформації (4.5) і верхньої оцінки виду (4.7), знайдено потужності сил зрізу та тертя на поверхнях входу і виходу. Це дозволило отримати величину приведенного тиску у вигляді (4.11), що вимагає чисельних розрахунків і більш спрощених верхніх оцінок (4.12) і (4.13). Проаналізовано вплив кожної зі складових величини приведенного тиску та різних умов тертя для заміни потужності сил деформування на її верхні оцінки. Виявлено значні відхилення в характері зміни величини приведенного тиску при заміні на $\Delta\bar{p}_1$ для умов тертя $\mu_s = 0.08 \div 0.16$, характерних для процесів холодного видавлювання. При цьому для всіх умов раціональною є заміна величини приведенного тиску її верхньою оцінкою $\Delta\bar{p}_2$ у вигляді (4.13). Підтверджено можливість оптимізації величини приведенного тиску за параметром \bar{h} . Використання найпоширеніших модулів в якості суміжного верхнього – жорсткого кінематичного модуля з $V_r = 0$ (або поверхні інструменту) і в якості правого суміжного – модуля з $V_z = 0$ дозволяє використовувати залежності (4.11) і (4.13) повною мірою. Якщо в якості суміжних необхідним є використання модулів, відмінних від даних, тоді коригування залежностей (4.11) і (4.13) стосується тільки складових потужностей сил зрізу.

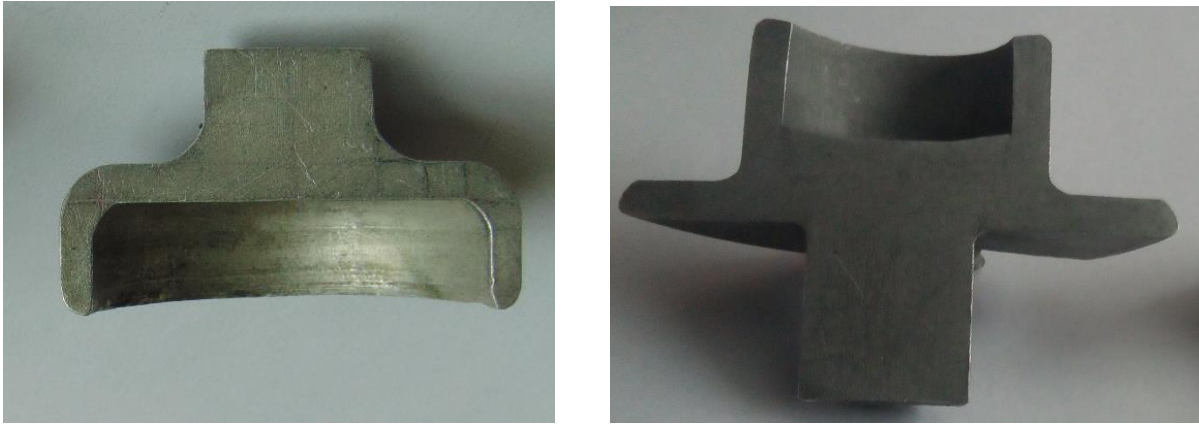
Дослідження даного кінематичного модуля з похилою прямолінійною межею як внутрішнього з наявністю «мертвої» зони в нижній частині заготовки

підтвердило раціональність використання верхньої оцінки потужності сил деформування без застосування лінеаризації виразу інтенсивності швидкостей деформації. Виявлено суттєвий вплив на величину приведенного тиску деформування всередині розробленого кінематичного модуля складових потужностей зрізу на поверхнях входу та виходу. При цьому за менших значень \bar{h} найбільший вплив несе потужність сил зрізу на поверхні входу, а при збільшенні \bar{h} поступово зростає внесок потужності сил зрізу на поверхні виходу. Це сприятиме розширенню можливостей енергетичного методу для розрахунків процесів холодного видавлювання, в тому числі комбінованого з декількома ступенями свободи течії металу. Загальні характеристики, обмеження та властивості розробленого кінематичного модуля зазначено в додатку В (табл. В.2).

4.2 Розробка кінематичного трапецеїдального модуля із заокругленням

Варіювання форми інструменту (пуансона та матриці) із введенням таких конструктивних особливостей, як наявність фасок різного кута нахилу та заокруглень різного радіусу, розширюють можливості процесів комбінованого видавлювання. Для процесів з одним ступенем свободи течії металу це сприяє зниженню силових параметрів режиму деформування та більш сприятливим умовам напружено-деформованого стану у зоні контакту інструменту та заготовки [107, 128, 138, 159]. Для процесів комбінованого видавлювання з декількома ступенями свободи течії металу до цих переваг додається можливість керування формоутворенням деталі, що дозволяє уникнути такого дефекту, як невиконання форми та розмірів напівфабрикату та утягнення. Це, в свою чергу, є вагомим фактором розширення області застосування саме процесів комбінованого видавлювання із двома та більше ступенями свободи течії металу. Наявність широкого застосування процесів комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання (послідовного – рис. 4.6, а) та з декількома ступенями свободи течії

при виготовленні деталей із фланцем (рис. 4.6, б) вимагає аналізу впливу такого фактору як наявність заокруглення матриці в зоні переходу до радіальної течії.

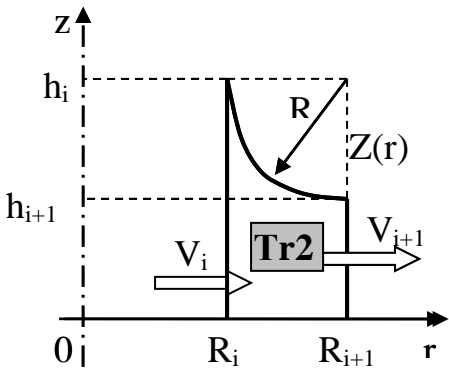


а

б

Рисунок 4.6 – Отримані деталі з наявністю заокруглень при послідовному радіально-прямому видавлюванні з роздаванням (а) та комбінованому радіально-поздовжньому видавлюванні з декількома ступенями свободи течії (б)

Вплив наявності заокруглення на матриці для процесів з одним ступенем свободи течії металу стосується перш за все можливості зниження силових параметрів процесу та формування більш сприятливого напружено-деформованого стану в зоні контакту заготовки та інструменту. Для процесів комбінованого видавлювання з декількома ступенями свободи течії металу, крім зазначених вище переваг, радіус заокруглення можна розглядати у якості керуючого формоутворенням деталі фактора. Наявність широкого кола процесів видавлювання із розвинутою радіальною складовою течії металу вимагає більш детального дослідження з точки зору відображення реальної картини течії металу у фланцеву зону із урахуванням наявності фасок або заокруглень на поверхні контакту матриці із заготовкою (рис. 4.7). Узагальненням трапецеїдального кінематичного модуля (табл. 2.2) можна вважати модуль II-A із варіюванням форми кривої, що визначає верхню похилу межу [254].



а

$$\text{КМПШ: } \begin{cases} V_z = \frac{R_i h_i V_i}{r z^2(r)} z'(r) \cdot z, \\ V_r = \frac{R_i h_i V_i}{r z(r)}, \end{cases}$$

де $z_i(r)$ – будь-яка крива, що проходить через точки (R_i, h_i) та (R_{i+1}, h_{i+1}) .

б

Рисунок 4.7 – Узагальнений трапецеїдальний кінематичний модуль (а) та КМПШ (б)

Як було зазначено в розділі 3, якщо у якості похилої межі використовувати чверть кола радіусу R , то функція $z(r)$ приймає вигляд $z(r) = h_i + R - \sqrt{R^2 - (r - (R_i + R))^2}$, для якої її похідна при $r = R_i$ не існує, що виключає можливість її розглядання для заданого КМПШ. Подолати цю проблему можна шляхом заміни кривої, що відображає чверть кола на наближену до неї. Розглянемо криві, які наближені за формою до чверті кола [254]:

$$z_1(r) = \frac{A}{r - R_i \left(1 - \frac{R}{2\pi}\right)} + B, \quad (4.18)$$

$$\text{де } A = \frac{R^2 R_i}{2\pi} \left(1 + \frac{R_i}{2\pi}\right), \quad B = h_i - \frac{2\pi A}{R_i R};$$

$$z_2(r) = \frac{(r - R_{i+1})^4}{R^3} + h_{i+1}.$$

Продемонструємо відмінність даних кривих від чверті кола (рис. 4.8), переходячи до відносних величин $\bar{R}_i = 1$, $\bar{R} = R/R_i$, $\bar{h}_i = h_i/R_i$, $\bar{h}_{i+1} = h_{i+1}/R_i$.

Крива чверті кола відображена чорною лінією, наближені криві – синьою для $z_1(r)$ та червоною – для $z_2(r)$ пунктирними лініями. Характер зміни кривих наближено подібний, однак відхилення кривої $z_1(r)$ за довжиною дуги та площею криволінійної трапеції від чверті кола є меншим по відношенню використання наближення у вигляді $z_2(r)$.

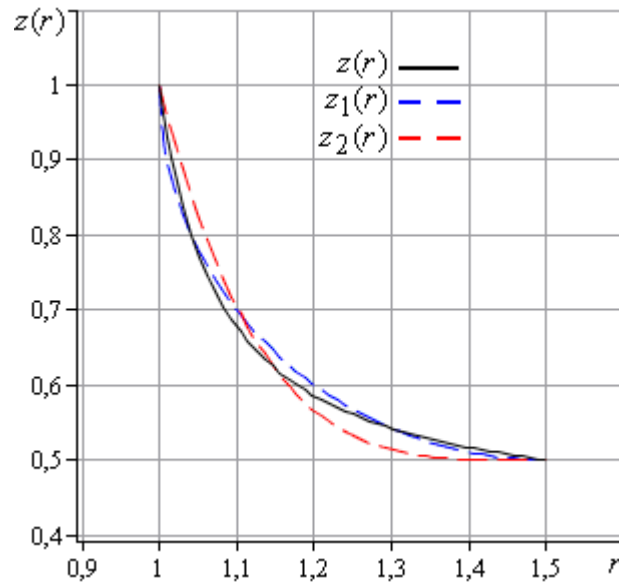


Рисунок 4.8 – Порівняльний аналіз поведінки кривих $z(r) = h_i - \sqrt{R^2 - (r - R_{i+1})^2}$ та $z_1(r)$ і $z_2(r)$ при $\bar{R}_i = 1$, $\bar{h}_{i+1} = 0.4$

Особливість використання форми наближення у вигляді $z_1(r)$: відхилення за довжиною дуги (перевищення l_1 за кривою $z_1(r)$ відносно довжини l чверті кола) не перевищує 0,8 %, а за площею криволінійної трапеції, обмеженої даними кривими, становить ще менше. Відхилення $z_2(r)$ від чверті кола за довжиною дуги l_2 та площею є більш суттєвими та залежать від геометричного розташування. Таким чином, задана крива $z_1(r)$ є раціональною за $z_2(r)$ і може бути використана у вигляді наближеної заміни чверті кола. Ця заміна надає можливість використання КМПШ у наведеному вище вигляді (рис. 4.7), де на відміну від чверті кола виконується умова існування похідної від вказаної функції всюди в межах

кінематичного модуля, що надає можливість проводити необхідні розрахунки. Запишемо складові приведенного тиску деформування всередині кінематичного модуля Tr_2 із урахуванням потужності сил деформування, зрізу на поверхні між суміжними кінематичними модулями та тертя на поверхні контакту інструменту та заготовки. Наведемо потужності сил тертя на поверхні заокруглення та на нижній межі кінематичного модуля у вигляді [254]:

$$N_{ti} = \frac{4\pi\sigma_S\mu_S V_i R_i h_i}{\sqrt{3}} \left[\frac{2}{B} \left[R - \frac{A}{B} \ln \left| \frac{BC + A}{B \frac{R_i R}{2\pi} + A} \right| + \frac{B^2}{A^2} \ln \left| \frac{(BR_i R + 2\pi A)C}{R_i R(BC + A)} \right| + \frac{B}{A} \left(\frac{1}{C} - \frac{2\pi}{R_i R} \right) - \frac{1}{2} \left(\frac{1}{C^2} - \frac{4\pi^2}{R_i^2 R^2} \right) \right] \right], \quad (4.19)$$

$$\text{де } C = R \left(1 + \frac{R_i}{2\pi} \right).$$

Однак лінеаризація інтенсивності швидкості деформації є невизначеною однозначно для всього об'єму кінематичного модуля, тому за рекомендацією використовуємо потужність сил деформування у вигляді верхньої оцінки (2.15):

$$N_d \leq \sigma_S \sqrt{M \cdot W}, \quad (4.20)$$

де $M = \iiint_V \dot{\varepsilon}_i^2 dV$, $\dot{\varepsilon}_i$ – інтенсивність швидкостей деформації;

$$V = 2\pi \left[A \left(R + R_i \left(1 - \frac{R}{2\pi} \right) \ln \left| \frac{2\pi C}{R_i R} \right| \right) + B \frac{R_{i+1}^2 - R_i^2}{2} \right] - \text{об'єм модуля.}$$

Потужності сил зрізу приймають вигляд:

$$N_{ci}^- = \frac{4\pi^3 \sigma_s A V_i h_i}{\sqrt{3} R_i R^2}; \quad (4.21)$$

$$\bar{N}_{ci} = \frac{N_{ci}^-}{2\pi \sigma_s V_i R_i h_i} = \frac{2\pi + R_i}{2\sqrt{3} R_i}; \quad (4.22)$$

$$N_{ci+1}^- = \frac{\pi \sigma_s R_i h_i A}{\sqrt{3} C^2}; \quad (4.23)$$

$$\bar{N}_{ci+1} = \frac{N_{ci+1}^-}{2\pi \sigma_s V_i R_i h_i} = \frac{R_i}{2\sqrt{3}(2\pi + R_i)}. \quad (4.24)$$

Величина приведенного тиску деформування кінематичного модуля Tr2 із урахуванням (4.19) – (4.23) приймає вигляд:

$$\bar{p}_r \frac{N_{di} + N_{ci}^- + N_{ci+1}^- + N_{ti}}{2\pi \sigma_s V_i R_i h_i}. \quad (4.25)$$

Питання використання у якості варіюємого параметра радіусу заокруглення R можна розглядати для величини приведенного тиску деформування всередині кінематичного модуля згідно (4.25). Для наочності не переходимо до безрозмірних величин. За будь-яких умов тертя, характерних для холодного видавлювання криві приведенного тиску деформування мають точку мінімуму, що вказує на можливості оптимізації форми кінематичного модуля за радіусом заокруглення. При цьому більш сприятливим умовам тертя відповідає більше значення оптимального радіусу заготовки, що є зрозумілим з точки зору відсутності (нульового значення) потужності сил тертя на поверхні заокруглення (рис. 4.9). Однак із збільшенням радіусу заокруглення відбувається збільшення об'єму самого кінематичного модуля та відповідно зміна потужності сил деформування всередині нього та потужностей зрізу на поверхнях входу та виходу. Цікавим є розглядання впливу (внеску) потужностей сил зрізу на поверхнях входу та виходу у повну величину приведенного тиску деформування.

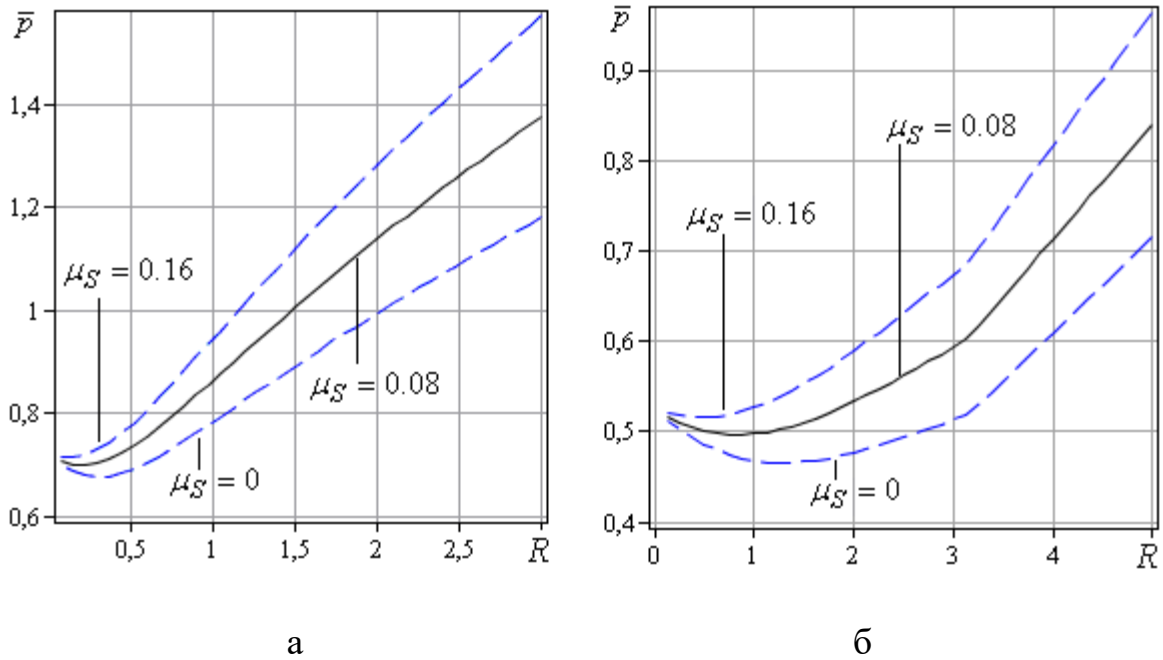


Рисунок 4.9 – Залежності від радіусу заокруглення приведенного тиску деформування при $h_{i+1} = 3$, $R_i = 18$ (а) та $h_{i+1} = 9$ (б)

Якщо розглядати порівняння величини приведенного тиску деформування та складових потужностей сил зрізу на поверхнях входу та виходу, отримаємо безрозмірні величини у вигляді:

$$\bar{N}_{ci} = \frac{N_{ci}^-}{2\pi\sigma_s V_i R_i h_i} = \frac{2\pi + R_i}{2\sqrt{3}R_i}; \quad (4.26)$$

$$\bar{N}_{ci+1} = \frac{N_{ci+1}^-}{2\pi\sigma_s V_i R_i h_i} = \frac{R_i}{2\sqrt{3}(2\pi + R_i)}. \quad (4.27)$$

Слід зазначити, що (4.26) та (4.27) є сталими відносно радіусу заокруглення і не змінюються за різних співвідношень h_{i+1} , а залежать тільки від відстані R_i розташування кінематичного модуля від вісі симетрії OZ. Вплив даних складових потужностей сил зрізу на повну величину приведенного тиску деформування є більш значним для більшої товщини фланцевої зони на виході із кінематичного модуля

h_{i+1} , для якої величина приведенного тиску деформування \bar{p} (рис. 4.10,а) є меншою по відношенню до $h_{i+1} = 5$ (рис. 4.10, б). Характер зміни приведенного тиску деформування для різних співвідношень кінематичного модуля є подібним. Наявність точки мінімуму за умов тертя, характерних для процесів холодного видавлювання ($\mu_s = 0.08$), свідчить про значний вплив радіусу заокруглення на властивості функції приведенного тиску деформування та можливості оптимізації за цим параметром. При чому збільшення висоти фланцевої зони h_{i+1} на виході із кінематичного модуля тягне за собою зміщення оптимальної величини радіусу заокруглення в сторону зростання.

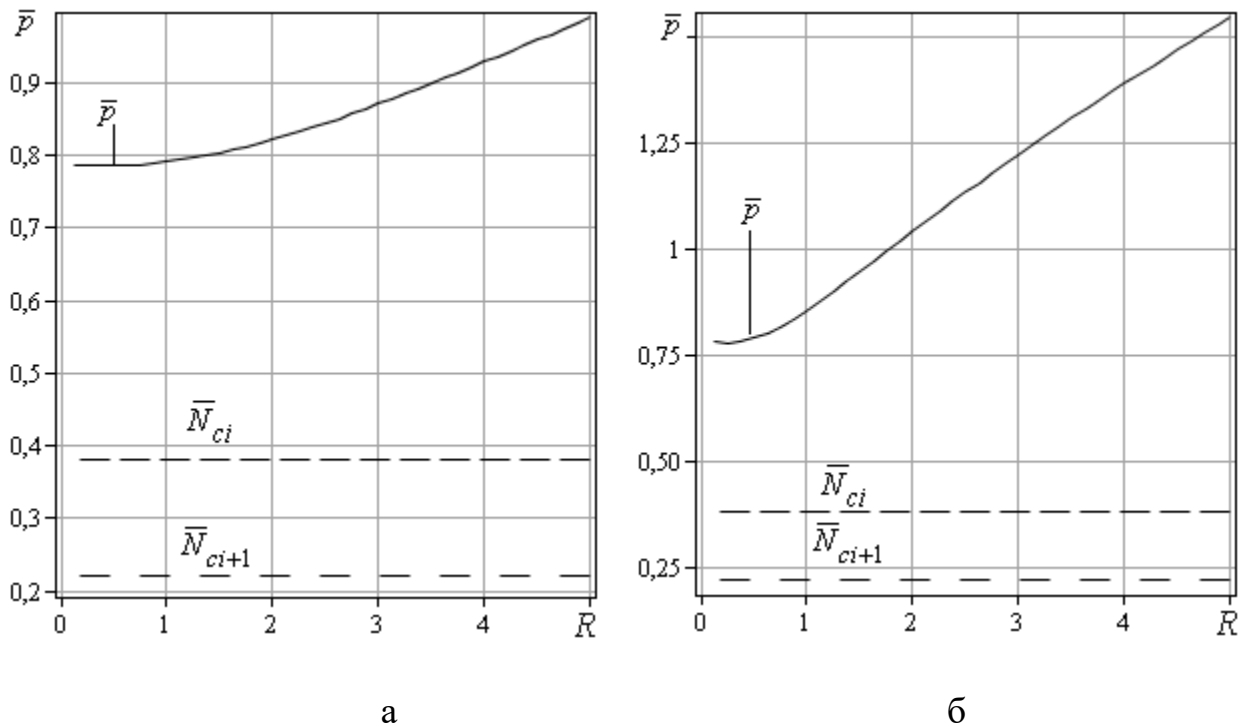


Рисунок 4.10 – Залежності від радіусу заокруглення приведенного тиску деформування \bar{p} та \bar{N}_{ci} і \bar{N}_{ci+1} при $R_i = 20$, $\mu_s = 0.08$ та $h_{i+1} = 15$ (а) та $h_{i+1} = 5$ (б)

Однак розглядання приведенного тиску деформування для кінематичного модуля Tr3 слід в контексті повної величини всієї розрахункової схеми вказує, що може потягти за собою відмінності у оптимальному значенні радіусу заокруглення.

Таким чином, для кінематичного трапецеїдального модуля було запропоновано використання наближених до чверті кола кривих двох типів $z_1(r)$ та $z_2(r)$. Рекомендовано використовувати наближення у вигляді кривої $z_1(r)$ за формулою (4.18) із відхиленням за довжиною дуги та за площею криволінійної трапеції, що не перевищує 0,8 % для всіх геометричних співвідношень. Використовуючи верхню оцінку потужності сил деформування, вдалося знайти приведений тиск деформування в аналітичному вигляді (4.25). Погіршення умов тертя за будь-яких співвідношень геометричних параметрів процесу призводить до зменшення оптимального значення радіусу заокруглення та збільшення величини приведенного тиску деформування. Це пов'язано із збільшенням площі контакту заготовки та інструменту та, відповідно, збільшенням складової потужності сил тертя та її вагомим вкладом у величину \bar{p} . При цьому складові потужностей сил зрізу у відносних величинах не залежать від радіусу заокруглення, їх вплив на повну величину приведенного тиску деформування є більш значним для більшої товщини фланцевої зони на виході із кінематичного модуля h_{i+1} . Характер зміни величини приведенного тиску деформування для різних геометричних співвідношень розробленого кінематичного модуля є подібним із наявністю точки мінімуму за $\mu_s = 0.08$. Таким чином, потрібно додаткове розглядання можливостей оптимізації за радіусом заокруглення в рамках всієї розрахункової схеми процесу. Загальні характеристики, обмеження та властивості розробленого кінематичного модуля зазначено в додатку В (табл. В.2).

4.3 Розробка внутрішніх криволінійних кінематичних модулів

4.3.1 Розробка внутрішнього кінематичного модуля трикутної форми з криволінійною межею

Як було зазначено раніше, актуальною задачею залишається дослідження процесів комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання, в тому числі аналіз

використання способів видавлювання з роздаванням при виготовленні порожнистих виробів із суцільної заготовки (рис. 1.7). Найуживанішим кінематичним модулем в осьовій зоні розвороту течії металу є кінематичний модуль 2а прямокутної форми (рис. 2.1, в, $V_{z2a} = -\frac{V_0}{h} z, V_{r2a} = \frac{V_0}{2hr}$). Однак його використання обмежує можливості енергетичного методу у питанні оптимізації даної розрахункової схеми за геометричними параметрами форми осередків деформації. З іншого боку, згідно висновків розділу 3, є необхідність у розробці трикутних криволінійних модулів із зміною течії металу від поздовжнього до радіального чи навпаки. При цьому слід розробляти кінематичні модулі, межі яких є функціями одного чи більше параметрів. Це дозволить повною мірою використовувати можливості ЕМВО оптимізації величини приведенного тиску деформування за наявним параметром оптимізації.

У якості альтернативного до прямокутного осьового модуля (рис. 2.1, в) можна запропонувати трикутний 2b з похилою межею (рис. 4.11). Форма кривої дозволяє реалізувати можливості оптимізації приведенного тиску деформування за параметром $\alpha \in (0, 1)$ [255].

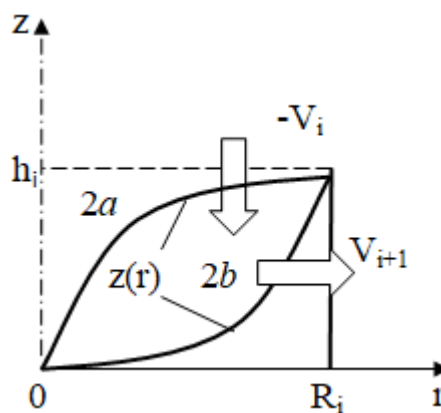


Рисунок 4.11 – Трикутний кінематичний модуль 2b із криволінійною межею та прямокутний кінематичний модуль 2a

Наведемо КМПШ трикутного кінематичного модуля 2b [25]:

$$\begin{cases} V_z = -\frac{\alpha V_i}{h_i} z, \\ V_r = \frac{V_i}{2h_i} \cdot \frac{R_i^2(1-\alpha) + \alpha r^2}{r}. \end{cases} \quad (4.28)$$

Вигляд кривої необхідно знайти із урахуванням неперервності нормальних складових на межі зрізу згідно КМПШ (4.28) та відповідності граничним умовам визначення кривої. Маємо:

$$z'(r) = \frac{\Delta V_z}{\Delta V_r}; z'(r) = \frac{-\frac{\alpha}{h_i} V_i z + V_i}{\frac{V_i}{2h_i} \frac{R_i^2(1-\alpha) + \alpha r^2}{r}};$$

$$z'(r) = -\frac{2r}{R_i^2(1-\alpha) + 2r^2} (h_i - \alpha z);$$

$$\int \frac{\alpha z}{h_i - \alpha z} = \int \frac{2r\alpha r}{R_i^2(1-\alpha) + 2r^2};$$

$$-\frac{1}{2} \ln|h_i - \alpha z| = \frac{1}{2} \ln(R_i^2(1-\alpha) + \alpha r^2) - \frac{1}{2} \ln C;$$

$$h_i - \alpha z = \frac{C}{R_i^2(1-\alpha) + 2r^2};$$

Звідки отримаємо:

$$z(r) = \left(h_i - \frac{C}{R_i^2(1-\alpha) + 2r^2} \right) \frac{1}{\alpha}$$

Маємо:

$$0 = h_i - \frac{C}{R_i^2(1-\alpha)}, \Rightarrow C = h_i R_i^2(1-\alpha).$$

Таким чином, отримаємо:

$$z(r) = \left(h_i - \frac{h_i R_i^2 (1 - \alpha)}{R_i^2 (1 - \alpha) + \alpha r^2} \right) \frac{1}{\alpha}$$

та остаточно отримаємо:

$$z(r) = \frac{h_i r^2}{R_i^2 (1 - \alpha) + \alpha r^2}, \quad (4.29)$$

де $\alpha \in (0, 1)$ – варіюємий параметр, що визначає форму кривої.

Перевірка підтверджує, що умову $z(R_i) = h_i$ виконано.

Конфігурація кривої в залежності від параметра α у вигляді (4.29) дозволяє описати кінематичний модуль з опуклою або увігнутою похилою межею і в подальшому використовувати параметр як параметр оптимізації (рис. 4.12).

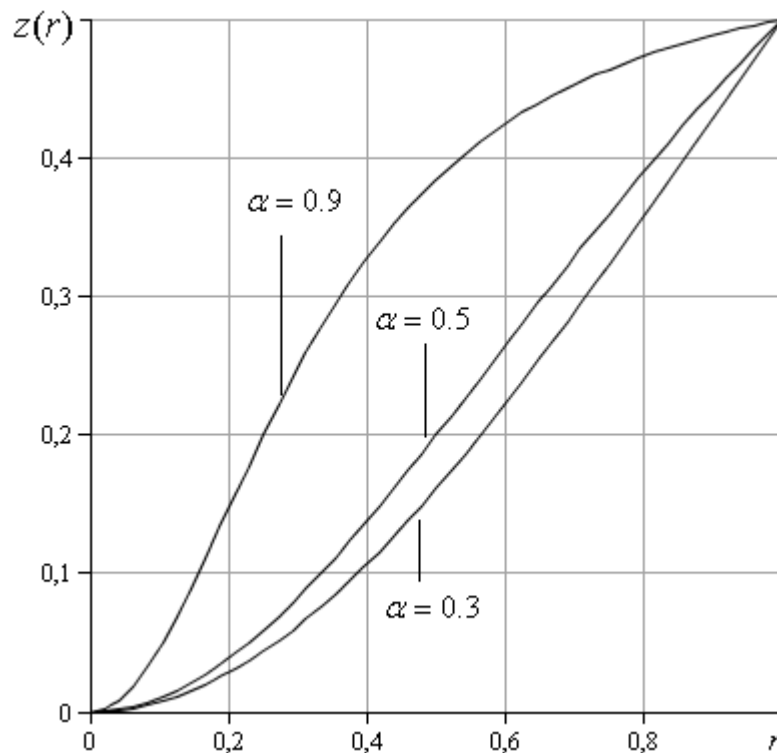


Рисунок 4.12 – Конфігурація $z = z(r)$ в залежності від параметра α при $\bar{h}_i = 0.5$

Це дозволить повною мірою використовувати можливості енергетичного методу з точки зору отримання мінімуму величин потужності і приведенного тиску деформування. Переходимо до безрозмірних величин, віднесених до R_i .

Величина потужності сил деформування для (4.29) в аналітичному вигляді:

$$N_d = \frac{2A\pi\sigma_S V_i}{\alpha\sqrt{3}} \left[\sqrt{3} \ln 3 - \sqrt{3} + \frac{\sqrt{3}}{1-B^2} - \frac{3}{2} \ln \left| \frac{1+B}{1-B} \right| - \sqrt{3} \ln \left| \frac{\sqrt{3}B-3}{\sqrt{3}B+1} \right| \right], \quad (4.30)$$

$$\text{де } A = \frac{R_i^2(1-\alpha)}{\sqrt{3}}, B = \frac{\sqrt{(1-\alpha)^2 + 3\alpha^2} + \alpha - 1}{\alpha\sqrt{3}}.$$

Даний кінематичний модуль може бути скомбінований виключно із верхнім суміжним жорстким модулем ($V_z = -V_0, V_r = 0$), а величини потужності сил зрізу приймають вигляд:

$$N_{c>} = \frac{\pi\sigma_S R_i h_i V_i}{\sqrt{3}} \left[\frac{R_i^2(3-2\alpha)}{3h_i^2} + \frac{1}{2C\alpha} \cdot \arctg C + \frac{(1-\alpha)(2\alpha-1)}{2\alpha} \right], \quad (4.31)$$

$$\text{де } C = \sqrt{\frac{\alpha}{1-\alpha}};$$

$$N_{c\downarrow}^- = \frac{\alpha\pi\sigma_S R_i h_i}{\sqrt{3}} V_i. \quad (4.32)$$

Величина потужності сил тертя на поверхні заготовки із інструментом приймає вигляд:

$$N_t = \frac{2\pi\sigma_S \mu_S R_i^3 V_i}{3\sqrt{3}h_i} (3-2\alpha). \quad (4.33)$$

Таким чином, обрана форма кривої, що описує верхню межу криволінійного трикутного кінематичного модуля, дозволила знайти всі складові відповідного енергетичного рівняння в аналітичному вигляді. При цьому можливість варіювання

параметра $\alpha \in (0, 1)$, що визначає форму кривої (ввігнутість чи опуклість), дозволяє ставити питання про його використання у якості параметра оптимізації всієї розрахункової схеми.

Запишемо вираз приведенного тиску деформування розробленого кінематичного модуля згідно (4.30)–(4.33) у вигляді:

$$\bar{p}_{\triangleright} = \frac{N_{d_{\triangleright}} + N_{c_{\triangleright}} + N_{c_{\downarrow}}^{-} + N_t}{\pi \sigma_s V_i R_i^2}. \quad (4.34)$$

Для умов тертя, характерних для процесів холодного видавлювання, характер кривих приведенного тиску деформування вигляду (4.34) від параметра $\alpha \in (0, 1)$ ідентичний із наявністю точки мінімуму (рис. 4.13, а)). При цьому збільшення висоти кінематичного модуля зміщує оцінку оптимального параметра α в меншу сторону від 0.93 до 0.69 відповідно. Для дослідження впливу складових, що відповідають потужностям сил зрізу у відносних величинах, введемо наступні позначення:

$$\bar{N}_{c_{\triangleright}} = \frac{N_{c_{\triangleright}}}{\pi \sigma_s V_i R_i^2}; \quad (4.35)$$

$$\bar{N}_{c_{\downarrow}}^{-} = \frac{N_{c_{\downarrow}}^{-}}{\pi \sigma_s V_i R_i^2}. \quad (4.36)$$

Вплив складових, що відповідають потужностям зрізу (4.35) та (4.36) на повну величину приведенного тиску деформування (4.34) представлений нижче. Для $\bar{h} = 0.25$ маємо вплив потужності сил зрізу на похилій межі набагато більший, ніж на поверхні виходу із кінематичного модуля (рис. 4.13, б). Така ж ситуація (але з меншим відхиленням) відповідає і $\bar{h} = 1$ (рис. 4.14). Причому для меншої відносної висоти кінематичного модуля характерне більше значення оптимального параметра α та відповідає більшій кривизні похилої межі, ніж для випадку $\bar{h} = 1$.

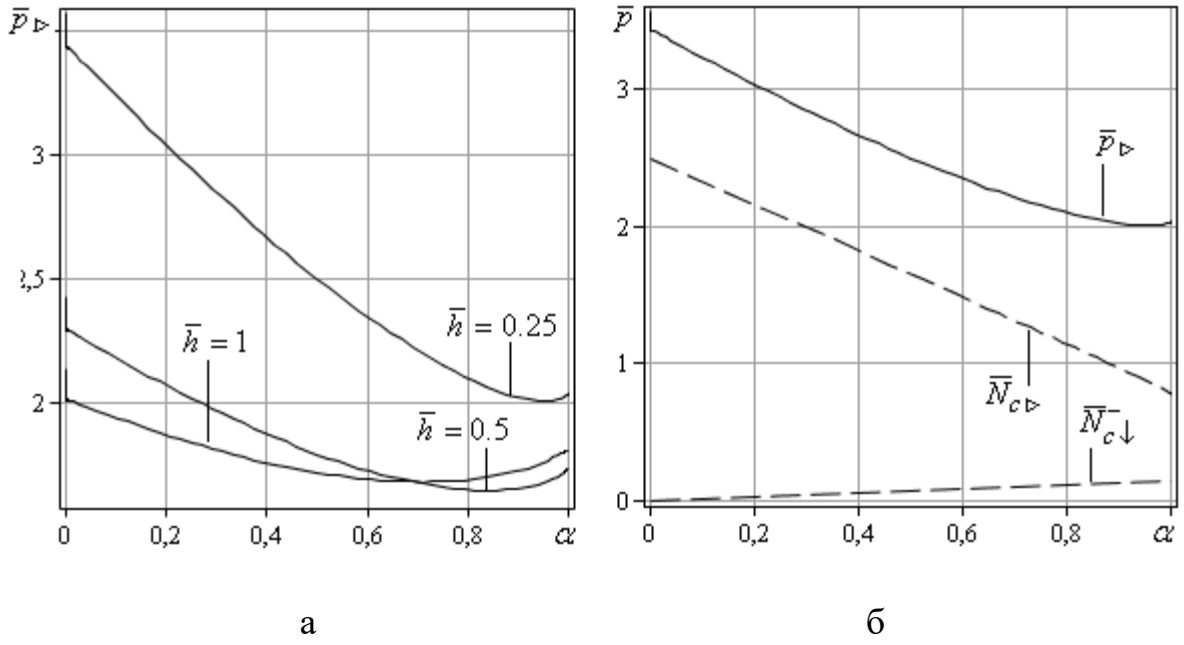


Рисунок 4.13 – Залежності приведенного тиску деформування \bar{p} для різних \bar{h} (а) та складових $\bar{N}_{c\triangleright}$ і $\bar{N}_{c\downarrow}$ (б) при $\bar{h} = 0.25$ та $\mu_s = 0.08$

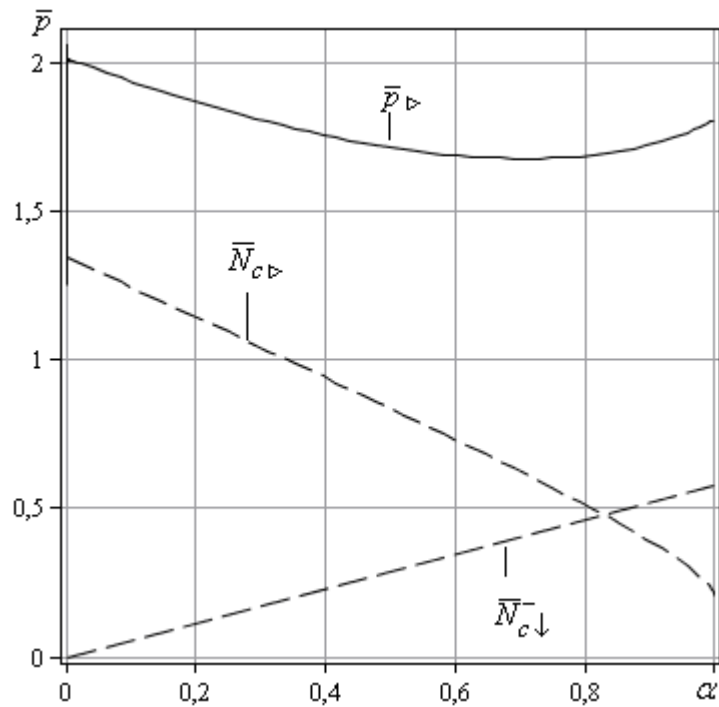


Рисунок 4.14 – Залежності приведенного тиску деформування \bar{p} та складових $\bar{N}_{c\triangleright}$ і $\bar{N}_{c\downarrow}$ при $\bar{h} = 1$ та $\mu_s = 0.08$

Запропонований в якості осьового трикутний кінематичний модуль з криволінійною похилою межею (рис. 4.11) дозволяє відобразити характер течії металу в осьовій зоні розвороту до радіального видавлювання. Отриманий аналітичний вираз приведеного тиску деформування осьового трикутного кінематичного модуля з похилою межею згідно (4.34) є функцією параметра α , що відображає особливості форми криволінійної межі. Аналіз поведінки функції приведеного тиску підтверджує можливість оптимізації даної величини за параметром α при різних співвідношеннях геометричних параметрів модуля та умов тертя. Отримані залежності приведеного тиску деформування розробленого модуля можуть бути вбудовані в розрахункові схеми процесів радіально-повздовжнього видавлювання, як з одним ступенем свободи течії металу, так із двома ступенями.

4.3.2 Розробка комплексів кінематичних модулів моделювання течії металу в осьовій зоні розвороту від прямого до радіального видавлювання

До процесів, у розрахункових схемах яких є необхідність використання кінематичних модулів складної конфігурації (трикутних чи трапецеїдальних, із заокругленням), можна віднести практично всі процеси комбінованого суміщеного або послідовного радіально-повздовжнього видавлювання. При цьому можлива побудова величезного числа різних наборів кінематичних модулів з різними КМПШ. Найбільш ефективними та раціональними із побудованих вважаються ті, вбудова яких в загальну розрахункову схему забезпечує мінімальну величину приведеного тиску деформування. Пошук альтернативних кінематичних модулів з одно боку складної конфігурації, а з іншого боку з не дуже складним КМПШ взамін дослідженим раніше (розділ 3) є актуальною задачею. Розглянемо випадки різного набору КМПШ для трапецеїдального кінематичного модуля із криволінійною

похилою межею з двома поверхнями входу та однією поверхнею виходу у вигляді комплексу наступного вигляду (рис. 4.15) [256].

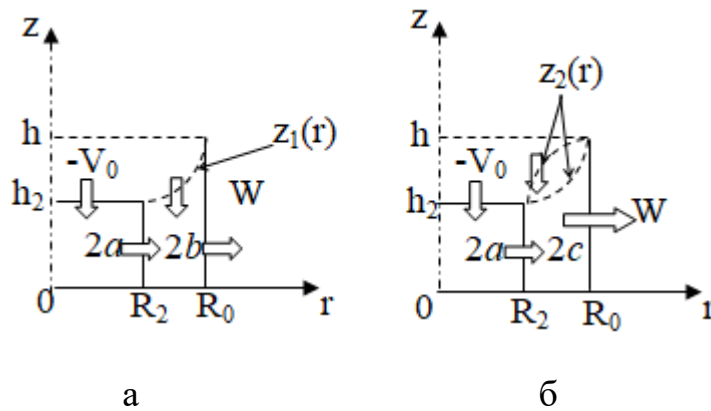


Рисунок 4.15 – Альтернативні комплекси кінематичних модулів осьової зони розвороту до радіальної течії

Такі кінематичні модулі є внутрішніми та дозволяють подрібнити розбиття на кінематичні модулі всередині заготовки, що повинно бути окремо досліджене з точки зору їх раціональності у порівнянні із уніфікованими осьовими кінематичними модулями прямолінійної форми. Один з них може бути отриманий із більш спрощеним КМПШ з відсутньою вертикальною складовою (рис. 4.15, а), інший може бути отриманий із запронованого вище осьового трикутного модуля (рис. 4.15, б) із похилою межею шляхом обирання його частини. Заміну прямокутному кінематичному осьовому модулю (роздел 2) розглянемо із точки зору більш дрібнішого розбиття на комплекс із двох кінематичних модулів, один з яких є трапецеїдальним. Таке розбиття може бути розглянутим для випадку радіального видавлювання та процесів, що містять таку складову.

Для найпростішого варіанту задавання КМПШ, що відповідає зміні від прямої до радіальної течії (за аналогією із осьовим прямокутним кінематичним модулем – рис. 2.1, в), для комплексу двох прилеглих кінематичних модулів має наступні співвідношення [256]:

$$2a: \begin{cases} V_{z2a} = -\frac{V_0}{h_2} z, \\ V_{z2a} = \frac{V_0}{2h_2} r. \end{cases} \quad 2b: \begin{cases} V_{z2b} = 0, \\ V_{z2b} = \frac{V_0 R_0^2}{2hr}, \end{cases} \quad (4.37)$$

$$\text{де } h_{2b} = \frac{R_2^2}{R_0^2} h, \quad z_1(r) = \frac{h}{R_0^2} r^2.$$

Для правомірності завдання даного типу КМПШ необхідне знаходження кривої, що відображає похилу межу згідно умови суцільності:

$$[\Delta V_z] dr - [\Delta V_r] dz = 0,$$

яку можна записати у вигляді:

$$z'(r) = \frac{V_0}{\frac{V_0 R_0^2}{2hr}} = \frac{2hr}{R_0^2},$$

звідки отримаємо:

$$\int dz = \int \frac{2hr}{R_0^2} dr = \frac{hr^2}{R_0^2} + C.$$

$$\text{Звідки маємо: } z(r) = \frac{hr^2}{R_0^2} + C.$$

Якщо дана крива проходить через точку (R_0, h) , тоді маємо:

$$h = \frac{hR_0^2}{R_0^2} + C, \Rightarrow C = 0, \text{ тоді } z(r) = \frac{hr^2}{R_0^2}.$$

Однак дана крива повинна проходити і через точку (R_2, h_2) , тому $h_2 = \frac{hR_2^2}{R_0^2}$, що

виконується за умови, що висота прямокутного кінематичного модуля є

величиною, залежною від параметрів трапецеїдального кінематичного модуля 2b.

Таким чином, комплекс кінематичних модулів 2a та 2b є визначеним за граничних умов та умови нестискання, фактично в цьому випадку варіації об'ємів даних модулів залежать від геометричного параметра R_2 . Зазначимо, що межування комплексу кінематичних модулів обмежується випадком жорсткого попереднього суміжного модуля ($V_{zi-1} = -V_0, V_{ri-1} = 0$).

Для завдання кінематичного модуля, як випадку трикутного, за умови заміни відповідних геометричних розмірів, маємо КМПШ вигляду 2c [256]:

$$\begin{cases} V_{z2c} = -\frac{\alpha V_i}{h_i} z, \\ V_{r2c} = \frac{V_i}{2h_i} \cdot \frac{R_i^2(1-\alpha) + \alpha r^2}{r}. \end{cases} \quad (4.38)$$

де $z(r) = \frac{hr^2}{R_1^2(1-\alpha) + \alpha r^2}$, $\alpha \in (0, 1)$ – параметр, що варіюється, та визначає

форму кривої.

Порівняємо відмінності у формі даних кривих, що визначають похилу межу згідно (4.38) (рис. 4.16). Використовуючи відносні геометричні параметри процесу $\bar{R}_0 = 1$, $\bar{h} = h/R_0$, отримали множину кривих вигляду $z_2(r) = z_2(r, \alpha)$, побудовану для різних фіксованих значень параметра $\alpha \in (0, 1)$, причому форма кривої для $\alpha \rightarrow 0$

наближається до $z_1(r) = \frac{h}{R_0^2} r^2$, для значень $\alpha \rightarrow 1$ маємо кардинальну відмінність у

властивостях двох типів кривих, в тому числі з точки зору напрямку опуклості.

Використовуючи дані для $r \in [\bar{R}_2, 1]$, де $\bar{R}_2 = R_2/R_0$ визначає ліву межу кінематичного модуля, з огляду на фіксованість форми, кінематичні модулі 2b та 2c відрізняються не тільки похилою межею, а й геометричними параметрами модуля, в тому числі його відносною висотою $\bar{h} = h/R_0$.

4.3.3 Порівняльний аналіз побудованих комплексів кінематичних модулів

Якщо провести порівняльний аналіз запропонованих КМПШ, то наближення $V_{r2}(r) = V_{r2c}$ до $V_{r1}(r) = V_{r2b}$ відповідає за формою кінематичного модуля за умови $\alpha \rightarrow 0$, значне зменшення складової КМПШ комплексу модулів 2а-2с у вигляді $V_{r2}(r) = V_{r2c}$ характерне для $\alpha \rightarrow 1$ (рис. 4.16, б). Такі розбіжності у поведінці функцій, що відображають радіальну складову течії металу всередині кінематичного модуля можуть пояснюватися перш за все відмінностями у його геометричних параметрах, різному значенню $\bar{h} = h/R_0$ та наявності вертикальної складової КМПШ для модуля 2с в протизагу повної її відсутності для випадку 2б.

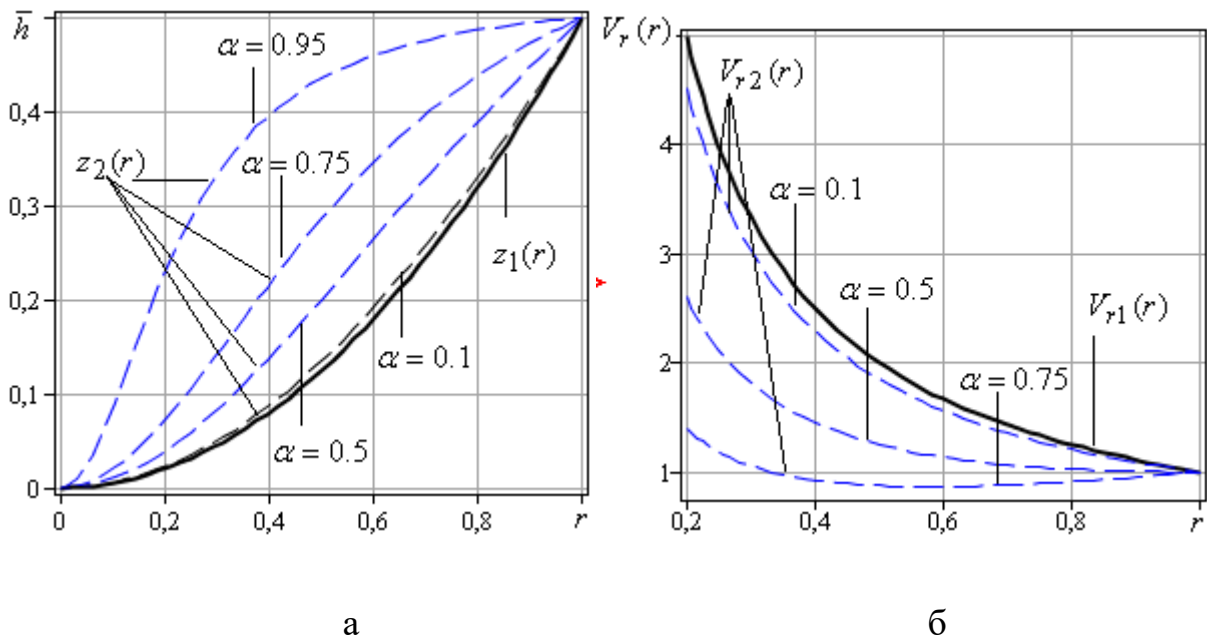


Рисунок 4.16 – Форми похилої межі кінематичних модулів 2б і 2с (а) та порівняльний аналіз радіальних складових швидкості з КМПШ (б)

Для потужності сил деформування кінематичних модулів 2б та 3с отримано вирази:

$$N_{d2b} = \frac{\pi\sigma_s(R_0^2 - R_2^2)}{\sqrt{3}} V_0; \quad (4.39)$$

$$N_{d2c} = \frac{2A\pi\sigma_s V_0}{\alpha\sqrt{3}} \left[\frac{\sqrt{3}}{1-B^2} - \frac{\sqrt{3}}{1-C^2} + \frac{3}{2} \ln \left| \frac{(1-B)(1+C)}{(1+B)(1-C)} \right| + \sqrt{3} \ln \left| \frac{(\sqrt{3}B+1)(C-\sqrt{3})}{(B-\sqrt{3})(\sqrt{3}C+1)} \right| \right], \quad (4.40)$$

$$\text{де } A = \frac{R_0^2(1-\alpha)}{\sqrt{3}}, B = \frac{\sqrt{(1-\alpha)^2 + 3\alpha^2} + \alpha - 1}{\alpha\sqrt{3}}, C = \frac{\sqrt{(1-\alpha)^2 R_0^2 + 3\alpha^2 R_2^2} + \alpha - 1}{R_2^2 \alpha \sqrt{3}}.$$

Порівняльний аналіз величин $\bar{N}_{d2b} = N_{d2b}/(\pi\sigma_s V_0)$ та $\bar{N}_{d2c} = N_{d2c}/(\pi\sigma_s V_0)$, розрахованих за формулами (4.39) та (4.40), проведений для геометричних параметрів у відносних величинах $\bar{R}_0 = 1$, $\bar{h} = h/R_0$ та $\bar{R}_2 = R_2/R_0$ вказує на істотні відмінності у поведінці отриманих функцій (рис. 4.17). Збільшення \bar{R}_2 призводить до зменшення значень складових $\bar{N}_{d2b} = N_{d2b}/(\pi\sigma_s V_0)$ (горизонтальні суцільні криві) та $\bar{N}_{d2c} = N_{d2c}/(\pi\sigma_s V_0)$ (пунктирні криві), що пов'язано із зменшенням об'єму відповідних кінематичних модулів.

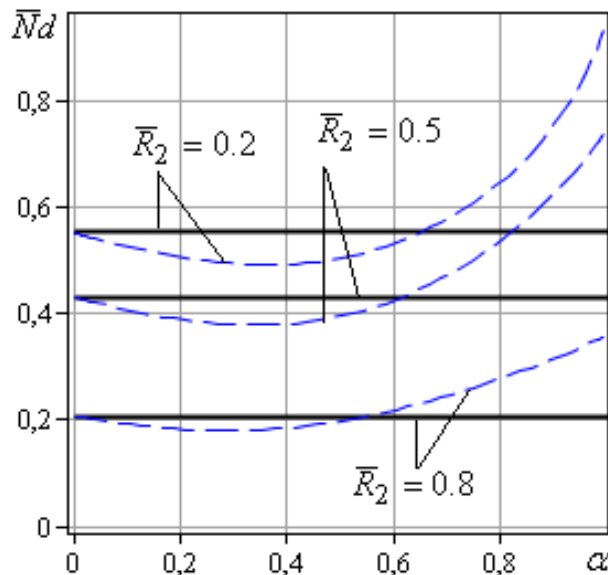


Рисунок 4.17 – Порівняльний аналіз $\bar{N}_{d2b} = N_{d2b}/(\pi\sigma_s V_0)$ та $\bar{N}_{d2c} = N_{d2c}/(\pi\sigma_s V_0)$ за різних значень \bar{R}_2

Для випадку 2с можливою є оптимізація (наявність точки мінімуму) за всіх можливих значень \bar{R}_2 , при зменшенні об'єму кінематичного модуля оптимальне значення параметра α теж зменшується. Отримані дані не залежать від значень відносної висоти з огляду на повну визначеність форми та об'єму кінематичного модуля від величини \bar{R}_2 . Подальший порівняльний аналіз для складових енергетичного рівняння має сенс тільки з огляду повного виразу комплексу кінематичних модулів або всієї розрахункової схеми. Використовуємо відомі складові приведенного тиску деформування модуля 2а та обчислимо складові трапецеїдального кінематичного модуля із криволінійною межею форми $z(r) = \frac{hr^2}{R_0^2}$.

Використовуючи відносні геометричні параметри процесу $\bar{R}_0 = 1$, $\bar{h} = h/R_0$, $\bar{h}_{2b} = h_{2b}/R_0$ та $\bar{R}_2 = R_2/R_0$, отримаємо величину приведенного тиску деформування для комплексу 1-2а-2b із урахуванням повної величини потужності сил деформування у зонах 2а та 2b, тертя 2а-0, 2b-0 та зрізу між модулями 1-2а, 1-2b, 2а-2b:

$$\bar{p}_{2a-2b}(\bar{R}_2) = \left[\begin{aligned} & \frac{1 + (\sqrt{3} - 1)\bar{R}_2^2}{\sqrt{3}} + \frac{2\mu_s(1 - \bar{R}_2)}{\sqrt{3}\bar{h}} + \frac{1}{\sqrt{3}\bar{h}} \left(1 - \bar{R}_2 + \frac{4\bar{h}^2}{3}(1 - \bar{R}_2^3) \right) + \\ & + (1 + 2\mu_s) \frac{\bar{R}_2}{3\sqrt{3}\bar{h}} + \frac{\bar{R}_2^3 \bar{h}}{\sqrt{3}} \end{aligned} \right]. \quad (4.41)$$

Дана величина приведенного тиску деформування (4.41) є залежною від положення розмежування \bar{R}_2 двох кінематичних модулів. Таким чином, можна дослідити характер залежності величини приведенного тиску деформування для різних геометричних співвідношень та умов тертя на оптимальне значення параметра \bar{R}_2 (рис. 4.18). Характер кривих приведенного тиску деформування не змінюється за різних умов тертя (рис. 4.18, а). Дані функції є монотонно спадаючими на всьому проміжку можливих значень параметра $\bar{R}_2 \in [0, 1]$. Однак вплив на характер змінення значень приведенного тиску деформування різних

співвідношень відносної висоти \bar{h} є значним. Незважаючи на властивість монотонного спадання даних функцій на всьому проміжку $\bar{R}_2 \in [0, 1]$, маємо наступну відмінність у характері змінення величини $\bar{p}_{2a-2b}(\bar{R}_2)$ при $\bar{h} < 1$ та $\bar{h} > 1$. Для першого випадку відносно невисокої області розбиття на кінематичні модулі функції $\bar{p}_{2a-2b}(\bar{R}_2)$ є випуклими донизу на всьому проміжку дослідження. Однак для відносно високої області розбиття при $\bar{h} > 1$ характер змінення величини приведенного тиску деформування відрізняється наявністю точки перегину та меншим відхиленням між найбільшим та найменшим значенням $\bar{p}_{2a-2b}(\bar{R}_2)$ на відріжку дослідження (рис. 4.18, б).

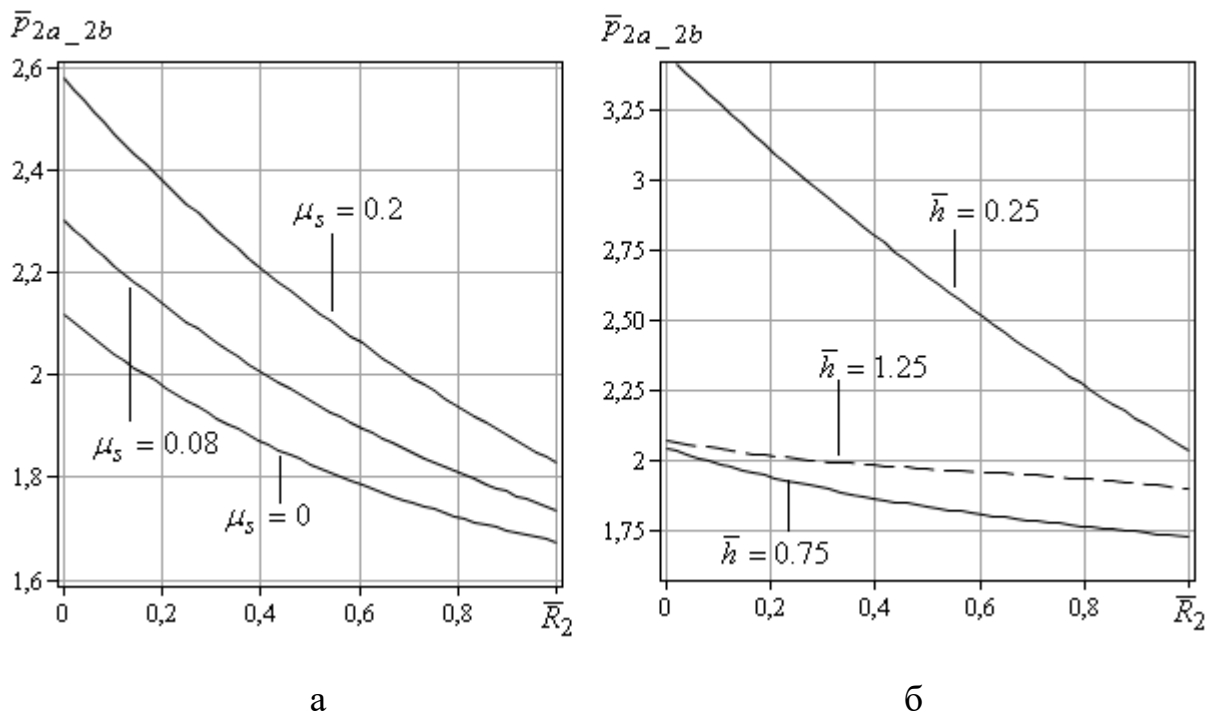


Рисунок 4.18 – Залежності приведенного тиску деформування комплексу кінематичних модулів $2a-2b$ від умов тертя при $\bar{h} = 0.5$ (а) і за різних \bar{h} при $\mu_s = 0.08$ (б)

Окремо побудуємо графіки функцій приведенного тиску деформування комплексу кінематичних модулів $2a-2b$ для $\bar{h} > 1$ при $\mu_s = 0.08$. Маємо наявність точки перегину для всіх кривих приведенного тиску деформування при $\bar{h} > 1$, при

цьому із збільшенням висоти кінематичного модуля 2б у відносних величинах проходить зміщення точки перегину в сторону зменшення із зменшенням розмаху значень кривої (рис. 4.19, а). Оцінити вплив внеску потужності сил зрізу на похилій поверхні межування із криволінійним трапецеїдальним модулем 2б оцінимо, використовуючи наступні позначення:

$$\bar{N}_{c\triangleright} = \frac{N_{c1-2b}}{\pi\sigma_s V_0 R_0^2} = \frac{1}{\sqrt{3h}} \left(1 - \bar{R}_2 + \frac{4\bar{h}^2}{3} (1 - \bar{R}_2^3) \right). \quad (4.42)$$

Відмінності у поведінці функцій приведенного тиску деформування та $\bar{N}_{c\triangleright}$ продемонстровано нижче (рис. 4.19, б). Даний комплекс кінематичних модулів цікавий перш за все порівнянням із найуживанішим кінематичним осьовим прямокутним модулем із зміною течії металу із прямого до радіального видавлювання із розмірами R_0 та h . Використовуючи відносні геометричні параметри процесу $\bar{R}_0 = 1$ та $\bar{h} = h/R_0$, отримаємо величину приведенного тиску деформування для комплексу 1-2-3 із урахуванням повної величини потужності сил деформування, тертя та зрізу між модулями 1-2 та 2-3:

$$\bar{p}_2 = 1 + \frac{\bar{h}}{\sqrt{3}} + (1 + 2\mu_s) \frac{1}{3\sqrt{3}\bar{h}}. \quad (4.43)$$

Порівняльний аналіз приведенного тиску деформування у вигляді \bar{p}_2 (4.43) та $\bar{p}_{2a_2b}(\bar{R}_2)$ продемонстровано нижче (рис. 4.20). Незважаючи на можливість оптимізації за параметром \bar{R}_2 за будь-яких значень відносної товщини фланцевої зони для характерних для холодного видавлювання умов тертя, характер кривих однотипний \bar{p}_{2a_2b} (спадання на всьому проміжку $[0,1]$ без наявності точки мінімуму). Тому більш ефективним слід вважати використання прямокутного модуля 2 замість комплексу 2а-2б згідно із нижчими значеннями величини приведенного тиску деформування \bar{p}_2 у порівнянні із \bar{p}_{2b} .

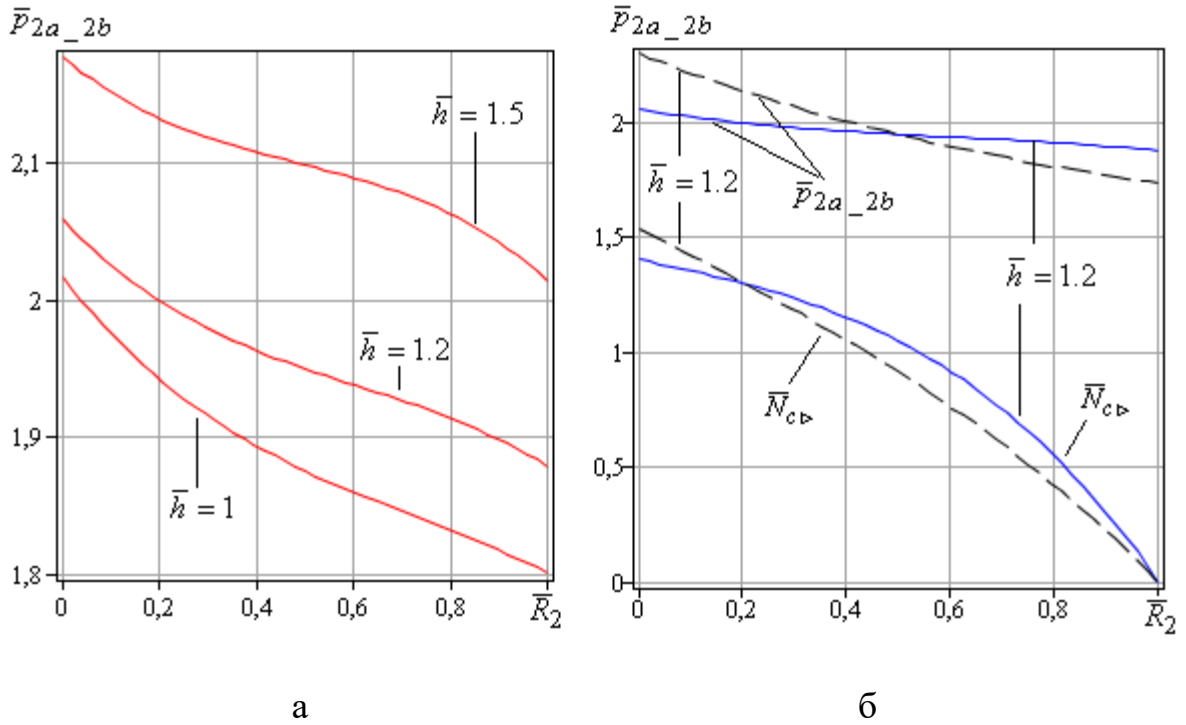


Рисунок 4.19 – Залежності приведенного тиску деформування \bar{p}_{2a_2b} (а) та складової $\bar{N}_{c\triangleright}$ (б) за різних \bar{h} при $\mu_s = 0.08$

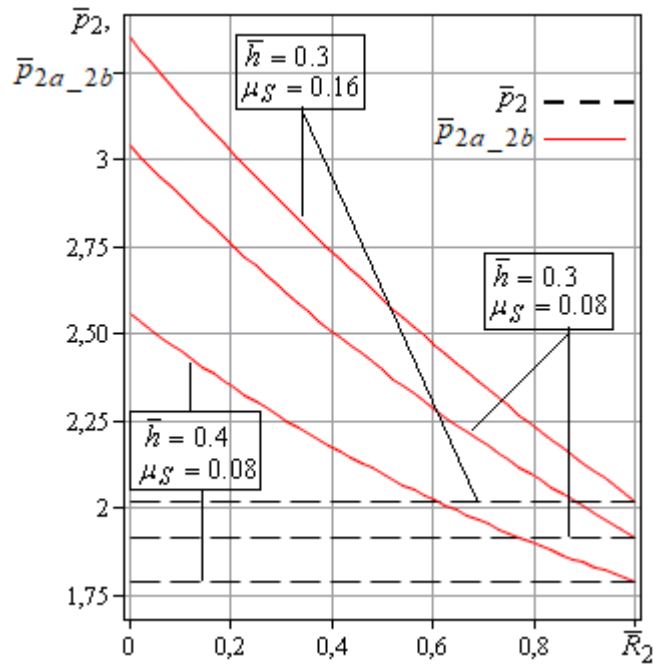


Рисунок 4.20 – Порівняльний аналіз приведених тисків деформування \bar{p}_2 та \bar{p}_{2b}

При граничному значенні $\bar{R}_2 = 1$ маємо рівність величин $\bar{p}_2(\bar{R}_2) = \bar{p}_{2a-2b}(\bar{R}_2)$, що відповідає виродженню модуля $2b$. Це вказує на нераціональність використання комплексу модулів $1-2a-2b-3$ замість $1-2-3$ для даної розрахункової схеми. Такий факт пояснюється невідповідність обраного КМПШ модуля $2b$ із відсутньою (нульовою) вертикальною складовою V_{z2b} , що описує моментальний перехід від прямого видавлювання до радіального в зоні $2b$ та не відповідає дійсності. Тому використання комплексу $2a-2b$ замість уніфікованого осевого прямокутного кінематичного модуля 2 , незважаючи на наявність параметра оптимізації \bar{R}_2 , є нераціональним.

Для альтернативного комплексу модулів $2a-2c$ запишемо потужності сил тертя та різку між модулями $1-2a$, $1-2c$, $2a-2c$ та $2c-3$:

$$N_{c2a-2c} = \frac{\pi\sigma_S R_2 h_{2c} V_0}{\sqrt{3}} \left(1 - \alpha \frac{h_{2c}}{h}\right); \quad (4.44)$$

$$N_{c2c\downarrow} = \frac{\pi\sigma_S \alpha R_0 h V_0}{\sqrt{3}}; \quad (4.45)$$

$$N_{t2c} = \frac{2\pi\sigma_S \mu_S V_0}{\sqrt{3}h} \left(R_0^2 (1-\alpha)(R_0 - R_2) + \alpha \frac{R_0^3 - R_2^3}{3} \right); \quad (4.46)$$

$$N_{c1-2c} = \frac{\pi\sigma_S h_{2c} V_0}{\sqrt{3}} \left(\frac{4h^2 R_0^4 (1-\alpha)^2}{\alpha^3} \times \left[\frac{\alpha^2 R_2}{4C^2} - \frac{\alpha^2}{4R_0^3} - \frac{\alpha^2 R_2}{8R_0^2 C} + \frac{\alpha^2}{8(1-\alpha)R_0^3} + \frac{\arctg D}{8R_0^3 D^3} - \frac{1}{8R_0^3 D^3} \arctg\left(\frac{R_2}{R_0} D\right) \right] + R_0^2 (1-\alpha)(R_0 - R_2) + \alpha \frac{R_0^3 - R_2^3}{3} \right), \quad (4.47)$$

$$\text{де } A = \frac{R_0^2 (1-\alpha)}{\sqrt{3}}; B_2 = \frac{\sqrt{(1-\alpha)^2 + 3\alpha^2} + \alpha - 1}{\alpha\sqrt{3}}; B_1 = \frac{\sqrt{R_0^4 (1-\alpha)^2 + 3\alpha^2 R_2^4} - R_0^2 (1-\alpha)}{\alpha\sqrt{3}R_2^2};$$

$$C = R_0^2 (1-\alpha) + \alpha R_2^2; D = \sqrt{\frac{\alpha}{1-\alpha}}.$$

Із урахуванням складових потужності зрізу, тертя та деформування для модуля $2a$ із попередніх розрахунків, отримаємо величину приведенного тиску деформування для комплексу $2a-2c$:

$$\bar{p}_{2a-2c}(R_2, \alpha) = \frac{\sum N_d + \sum N_c + \sum N_t}{\pi \sigma_S V_0 R_0^2}. \quad (4.48)$$

Величина приведенного тиску деформування може бути оптимізована у відносних величинах за параметрами $\bar{R}_2 \in [0, 1]$ та $\alpha \in (0, 1)$, що визначає форму похилої межі модуля $2c$. Порівняльний аналіз величин \bar{p}_2 (за формулою 4.43 з прямокутним осьовим кінематичним модулем 2) та $\bar{p}_{2a-2c}(R_2, \alpha)$ за (4.48) для наочності представимо у вигляді перерізів поверхонь $\bar{p}_{2a-2c}(R_2, \alpha)$ кривими $\bar{p}_{2a-2c}(R_2)_{\alpha=const}$, також дослідимо приведенний тиск деформування \bar{p}_{\triangleright} для криволінійного трикутного модуля (рис. 4.11) за формулою (4.34) (рис. 4.21).

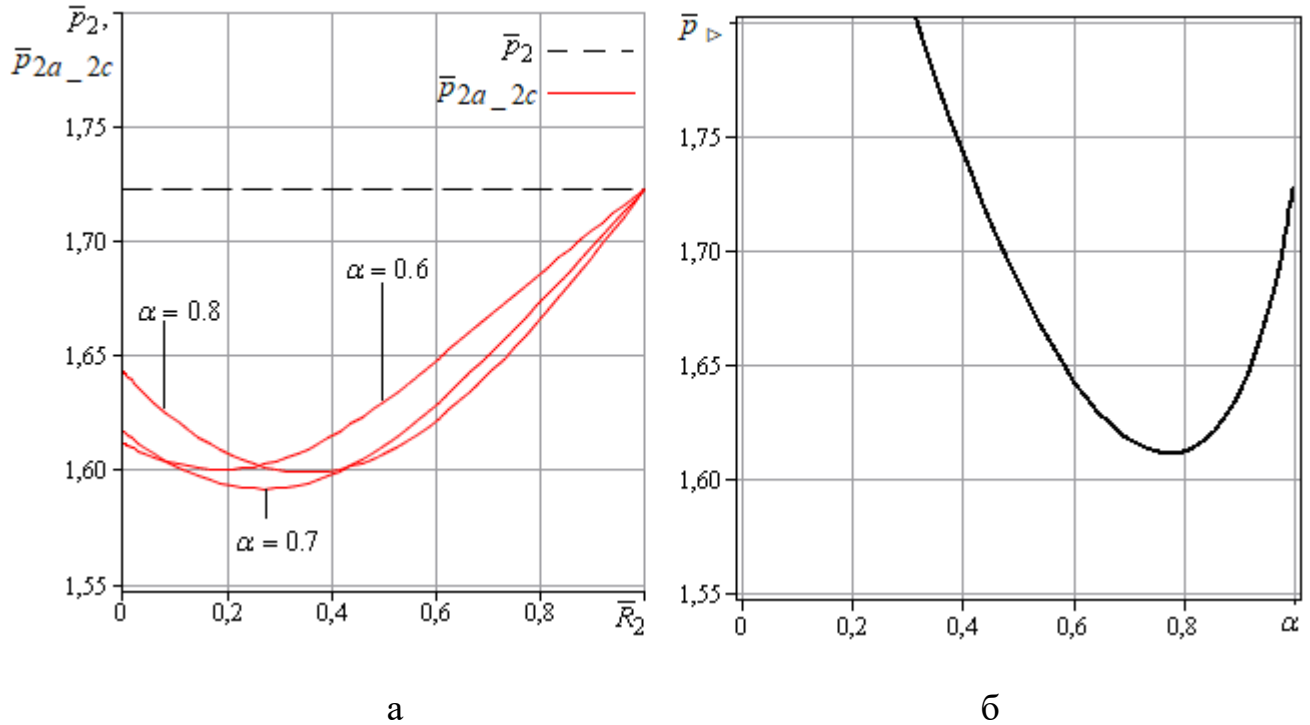
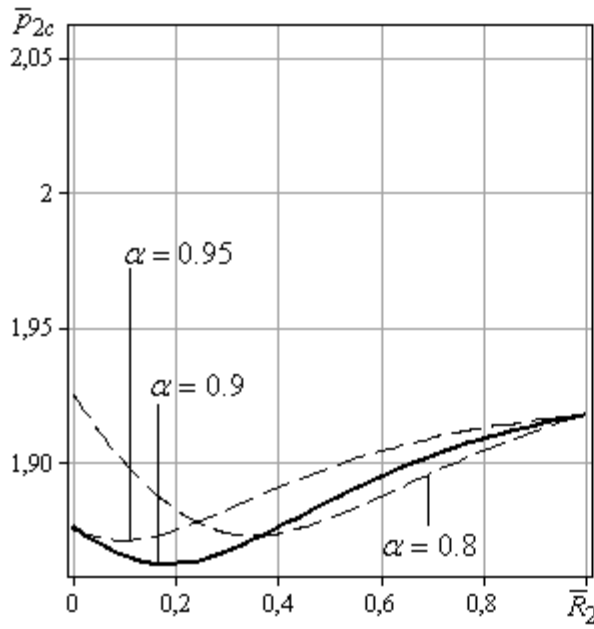


Рисунок 4.21 – Порівняльний аналіз приведених тисків деформування \bar{p}_{2a-2c} і \bar{p}_2 (а) та \bar{p}_{\triangleright} (б) при $\bar{h} = 0.7, \mu_S = 0.08$

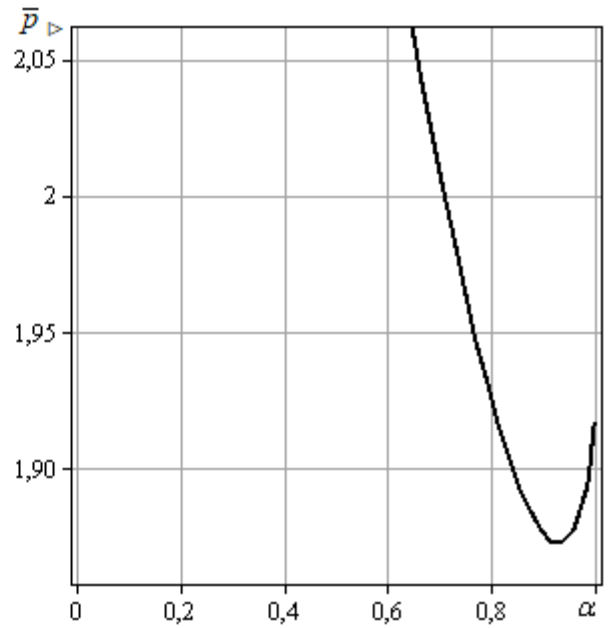
Однак комплекс $2a-2c$ кінематичних модулів має наступні особливості. Кінематичний трикутний модуль $2b$ (рис. 4.11) можна вважати частинним випадком комплексу $2a-2c$ за умови виродження зони $2a$ при $R_2=0$ (рис. 4.15, б). А кінематичний модуль $2c$ можна вважати узагальненням трикутного (рис. 4.11), бо відбувається виокремлення його правої частини, починаючи з $r=R_2$, при цьому ліва частина при $r < R_2$ замінюється осьовим кінематичним модулем прямокутної форми у вигляді $2a$ із виконанням умови їх суміжності. Якщо в даному комплексі кінематичних модулів $2a-2c$ покласти $R_2=0$, отримаємо виродження кінематичного модуля $2a$ та перехід до заміни цього комплексу одним кінематичним криволінійним трикутним модулем (рис. 4.11).

Порівняльний аналіз величин $\bar{p}_{2a-2c}(R_2, \alpha)$ (рис. 4.22, а) та \bar{p}_\triangleright (рис. 4.22, б) у вигляді перерізів поверхонь $\bar{p}_{2a-2c}(R_2, \alpha)$ кривими $\bar{p}_{2a-2c}(R_2)|_{\alpha=const}$ вказує на наявність точок мінімуму та можливість оптимізації приведених тисків деформування. При збільшенні відносної висоти модуля або комплексу $2a-2c$ з $\bar{h} = 0.3$ до $\bar{h} = 1$ характер кривих не змінює (рис. 4.23). Комплекс модулів $2a-2c$ (рис. 4.23, а) демонструє менші оптимальні значення приведенного тиску деформування по відношенню до криволінійного трикутного модуля $2b$ (рис. 4.23, б), що є його частинним випадком, відхилення складає до 5-10 %. Це можна пояснити можливістю оптимізації за двома параметрами R_2 та α у випадку комплексу $2a-2c$ та наявності тільки одного параметру оптимізації α у випадку трикутного модуля $2b$.

Однак порівняльний аналіз приведених тисків деформування $\bar{p}_{\triangleright-\Delta}$ та $\bar{p}_{2-\Delta}$ для комплексу кінематичних модулів $2a-2c$ за умови виродження у трикутний криволінійний кінематичного модуль у вигляді $2b$ та прямокутного осьового кінематичного модуля $2a$ (рис. 2.1, в) із урахуванням суміжного кільцевого трикутного кінематичного модуля (рис. 3.16, в) вказує на незначні відмінності у отриманих оптимальних значеннях цих величин (рис. 4.24).

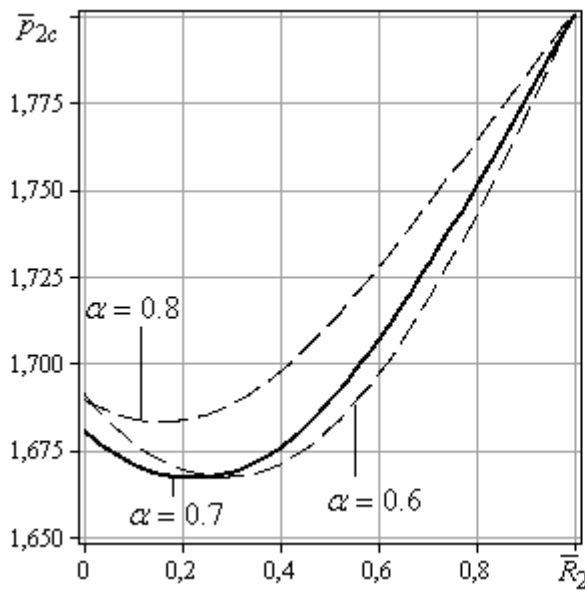


а

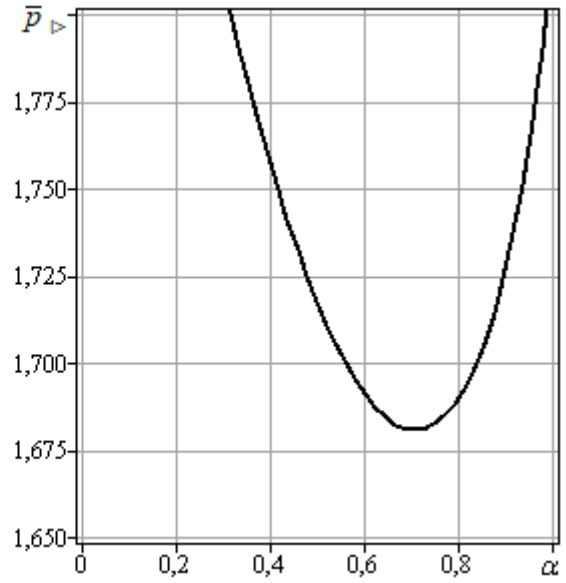


б

Рисунок 4.22 – Порівняльний аналіз приведених тисків деформування \bar{p}_{2a_2c} (а) та \bar{p}_\triangleright (б) при $\bar{h} = 0,3, \mu_S = 0,08$



а



б

Рисунок 4.23 – Порівняльний аналіз приведених тисків деформування \bar{p}_{2a_2c} (а) та \bar{p}_\triangleright (б) при $\bar{h} = 1, \mu_S = 0,08$

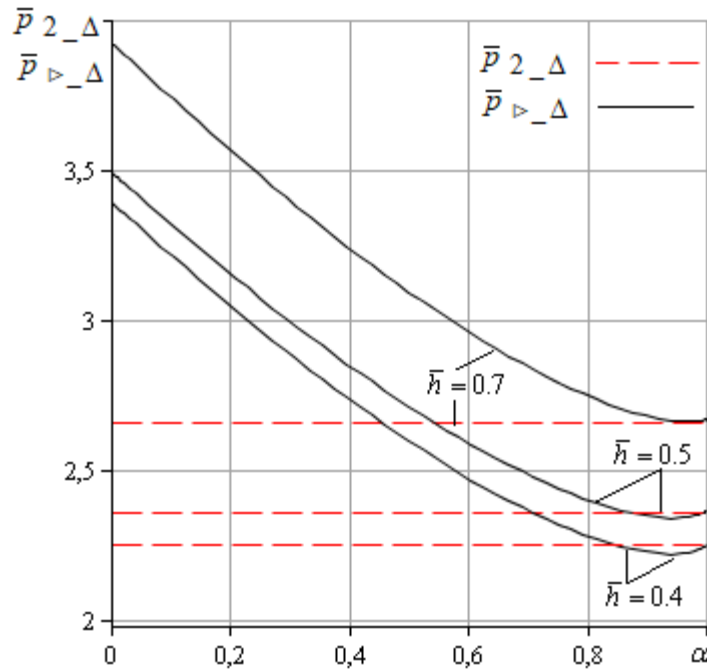


Рисунок 4. 24 – Порівняльний аналіз приведених тисків деформування $\bar{p}_{2_Δ}$ та $\bar{p}_{▷_Δ}$ при $\bar{R}_1 = 0.8$, $\bar{R}_2 = 1$, $\mu_s = 0.08$ за різних \bar{h}

Відхилення приведених тисків деформування, розрахованих для поєднання кінематичного модуля 2 (у вигляді прямокутного осьового модуля $\bar{p}_{2_Δ}$ та у вигляді розробленого криволінійного модуля $\bar{p}_{▷_Δ}$) із зовнішнім кільцевим трикутним кінематичним модулем (рис. 3.16, в) не перевищує 1–1,5%, що можна вважати незначним (рис. 4.24). Це відбувається за рахунок зниження впливу повного виразу потужності сил зрізу для межування зовнішнього трикутного кінематичного модуля типу із наявністю від’ємної вертикальної складової КМПШ, розрахованих як модуль різниці потужностей сил зрізу, отриманих за формулами (3.85) та (4.32). Таким чином, у якості альтернативи елементарним прямокутним кінематичним модулям розглянуто можливості використання трапецеїдальних кінематичних модулів. Кінематичний модуль 2с було отримано як узагальнення трикутного осьового модуля з верхньою криволінійною межею, шляхом виокремлення його частини та введенням додаткової швидкості входу. Отримано величини приведенного тиску деформування двох комплексів кінематичних модулів

2a-2b та 2a-2c із трапецеїдальними модулями з похилою межею різної форми. Порівняльний аналіз отриманих величин для розроблених схем і для найпростішого розбиття на кінематичні модулі прямокутної форми у вигляді 2 виявив нераціональність використання комплексу 2a-2b із трапецеїдальним модулем з нульовою вертикальною складовою. Це пояснюється невдалим вибором КМПШ всередині модуля (одномоментний перехід від прямого видавлювання до радіального в зоні 2b, що не відповідає дійсності). Для комбінації із трапецеїдальним модулем із ненульовою вертикальною складовою 2a-2c оптимізація приведенного тиску деформування можлива за двома параметрами, що визначають розміри та форму модулів 2a та 2c. Використання комбінації 2a-2c замість випадку розбиття на кінематичні модулі прямокутної форми є раціональним для будь-яких співвідношень процесу, особливо при наявності розвинутої радіальної течії у суміжних кінематичних модулях. Завдяки цьому вдається досягти зменшення прогнозованої величини приведенного тиску деформування до 7–10%. Кінематичний трикутний модуль 2b можна вважати частинним випадком комплексу 2a-2c за умови виродження зони 2a при $R_2=0$. Однак для межування із суміжним кінематичним модулем трикутної форми (рис. 3.16, в) з огляду на незначні відмінності рекомендовано використовувати найпростіший прямокутний осьовий модуль. Загальні властивості та обмеження щодо запропонованої систематизації наведено в додатку В (табл. В.3 та табл. В.4).

4.4. Удосконалення кінематичних трапецеїдальних модулів з двома ступенями свободи течії металу

Одним із напрямків, рекомендованих з точки розширення можливостей використання відомих кінематичних модулів складної конфігурації із двома ступенями свободи течії металу, є використання більш складних кривих для опису похилої межі.

До питання розширення можливостей внутрішнього кільцевого трапецеїдального кінематичного модуля

Для кільцевого трапецеїдального кінематичного модуля (рис. 3.9) була характерною можливість отримання величини приведенного тиску деформування у вигляді аналітичної функції із застосуванням верхньої оцінки за Коші-Буняковським [249]. З огляду на виявлені напрямки із розширення можливості використання кінематичного модуля, запропонуємо нову криву для опису похилої межі (табл. 4.1). За аналогією із найпростішим варіантом прямолінійності похилої межі даний кінематичний модуль може бути використаний у якості елемента розрахункової схеми процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання деталей з фланцем. Картина моделювання форми межі згідно даних зміни складової швидкості течії у вертикальному напрямку, отриманих у Qform2/3D (рис. 4.25) визначає опуклість донизу для кривої, що відображає межу розділу течії на зворотній та радіальній напрямки. Тому у якості альтернативи прямолінійної межі, запропоновано використовувати криву $z = z_2(r)$ у вигляді [257]:

$$z_2(r) = \frac{a}{r-b}, \quad (4.49)$$

$$\text{де } b = \frac{R_1(H+h_1) - h_1R_2}{H}, \quad a = h_1(R_2 - b).$$

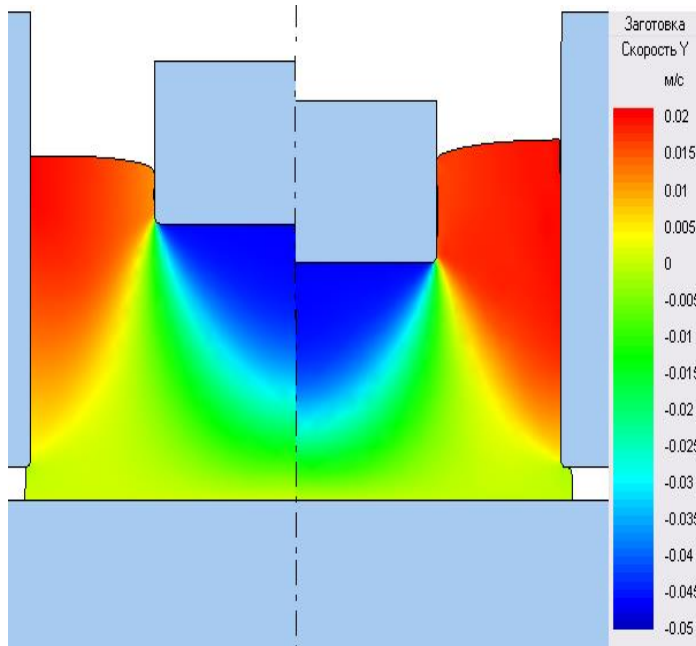
Маємо:

$$\begin{cases} z_2'(r) = -\frac{a}{(r-b)^2}, \\ z_2''(r) = \frac{2a}{(r-b)^3}. \end{cases} \quad (4.50)$$

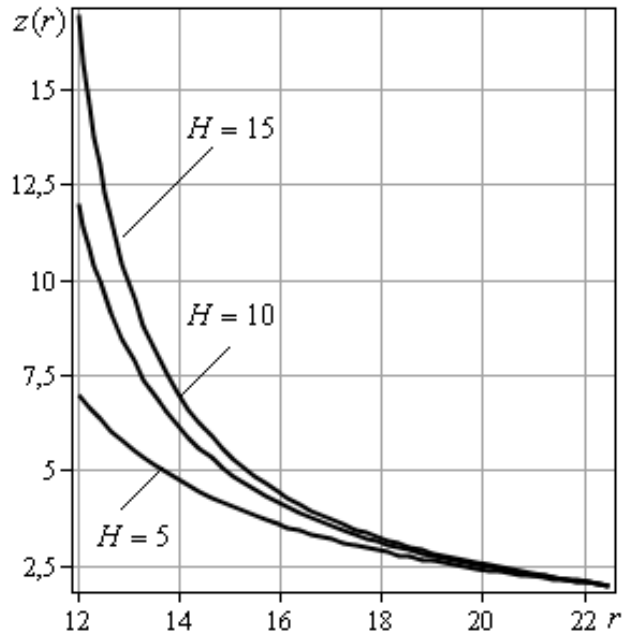
Отримані вирази (4.50) задовольняють умову неперервності $z'(r)$ та $z''(r)$ для $r \in [R_1, R_2]$, тому обрана форма кривої може бути використана у подальших розрахунках.

Таблиця 4.1 – Узагальнений кінематичний модуль та КМПШ

| | |
|--|--|
| <p>Узагальнений кінематичний модуль:</p> | <p>КМПШ: $\begin{cases} v_z = \frac{W + z'(r)v_r}{z(r)} z, \\ v_r = \frac{M + W(R_i^2 - r^2)}{2r z(r)}, \end{cases}$</p> <p>де $M = 2V_i R_i h_i$.</p> <p>Форма криволінійної межі довільна з урахуванням виконання умови неперервності $z'(r)$ та $z''(r)$ для $r \in [R_1, R_2]$.</p> |
|--|--|



а



б

Рисунок 4.25 – Моделювання форми межі розділу течії металу від радіального до зворотного напрямків у Qform2/3D (а) та теоретично у вигляді $z = z_2(r)$ (б) [257]

Потужності сил зрізу на поверхнях із суміжними модулями для кінематичного модуля із криволінійною межею (4.49) приймають вигляд [257]:

$$N_{c \triangleright} = \frac{\pi \sigma_s}{a \sqrt{3}} \left[\frac{M \left((R_{i+1} - b)^2 - (R_i - b)^2 \right)}{2} + \frac{W}{4} \left(2R_i^2 (R_{i+1}^2 - R_i^2) - R_{i+1}^4 + R_i^4 \right) - \right. \\ \left. - Wb \left(R_i^2 (R_{i+1} - R_i) - \frac{R_{i+1}^3 - R_i^3}{3} \right) + \frac{a^2 \left((R_{i+1} - b)^2 - (R_i - b)^2 \right)}{2(R_{i+1} - b)^2 (R_i - b)^2} \right], \quad (4.51)$$

$$N_{c i + 1 \downarrow \uparrow} = \frac{\pi \sigma_s R_{i+1}}{\sqrt{3}} \left| \frac{a \left(M + W (R_i^2 - R_{i+1}^2) \right)}{2R_{i+1} (R_{i+1} - b)^2} - \frac{W (R_i - b) h_{i+1}^2}{a} \right|, \quad (4.52)$$

$$N_{c i \downarrow}^- = \frac{\pi \sigma_s R_i}{\sqrt{3}} \left(\frac{aM}{2R_i (R_i - b)^2} - W h_i \right). \quad (4.53)$$

Потужності сил тертя на поверхнях заготовки із інструментом для кінематичного модуля із криволінійною межею (4.49) приймають вигляд:

$$N_t = \frac{2\pi \mu_s \sigma_s}{a \sqrt{3}} \left[\frac{Wb (R_{i+1}^3 - R_i^3)}{3} + \frac{(M + WR_i^2) \left((R_{i+1} - b)^2 - (R_i - b)^2 \right)}{2} - \frac{W}{4} (R_{i+1}^4 - R_i^4) \right]. \quad (4.54)$$

Використання верхньої оцінки за формулою Коші – Буняковського дозволило отримати вираз складових потужності сил деформування у вигляді:

$$N_d \leq \sqrt{V \iiint_V \dot{\epsilon}_i^2 dV}, \quad (4.55)$$

$$\text{де } V = 2\pi \int_{R_i}^{R_{i+1}} r dr \int_0^{z_2(r)} dz = 2\pi a \left(R_{i+1} - R_i + b \ln \left| \frac{R_{i+1} - b}{R_i - b} \right| \right) - \text{об'єм області кінематичного}$$

модуля із криволінійною межею.

Таким чином, можна отримати складові приведенного тиску деформування всередині кінематичного модуля із криволінійною межею за поверхнею приєднання

та необхідністю вбудовуваності із суміжними модулями за двома поверхнями згідно (4.51)–(4.54) у вигляді:

$$\bar{p}_2 = \frac{N_d + N_t}{\pi \sigma_s M} + \frac{N_{c_i \downarrow}^-}{\pi \sigma_s M} + \frac{N_{c_i + 1 \downarrow \uparrow}}{\pi \sigma_s M}, \quad (4.56)$$

де $M = 2V_i R_i h_i$.

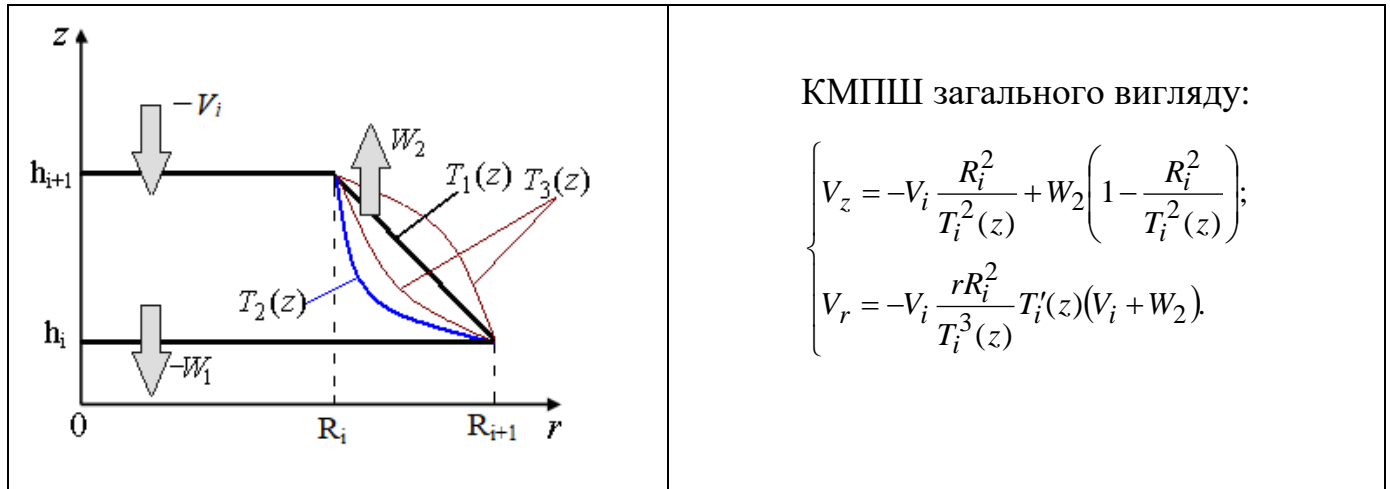
Дослідження раціональності обраної заміни кривої зводиться до порівняльного аналізу величин приведенного тиску деформування \bar{p}_1 для прямолінійної межі та \bar{p}_2 за схемою з криволінійною межею (4.56). Отримані вирази потужностей сил деформування, зрізу із суміжними кінематичними модулями та тертя на поверхні контакту заготовки та інструменту (4.51)–(4.55) можуть бути використані як складові у інших розрахункових схемах комбіновано видавлювання.

Згідно з отриманими даними застосування трапецеїдального кінематичного модуля із похилою криволінійною межею дозволить більш точно описати форму поверхні розподілу течії металу всередині заготовки. Однак питання раціональності такої заміни та визначення відповідних обмежень та рекомендацій мають бути вирішені для кожної розрахункової схеми із наявністю різних суміжних модулів окремо. Тобто в подальшому є необхідним порівняльний аналіз за приведеним тиском деформування.

До питання розширення можливостей осьового трапецеїдального кінематичного модуля

Розширення можливості використання осьового трапецеїдального кінематичного модуля (рис. 3.6) належить площині розширення комплексу функцій, що описують похилу межу різної форми та опуклості (табл. 4.2) .

Таблиця 4.2 – Узагальнений осьовий трапецеїдальний кінематичний модуль та КМПШ



Перехід до криволінійної похилої межі осьового трапецеїдального кінематичного модуля, призводить до ускладнення математичного апарату. Лінеаризація підінтегральних виразів інтенсивності деформацій також ускладнена через неможливість однозначного вибору функцій, які відповідають умові $|M_1| > |M_2|$ всередині всього об'єму даного кінематичного модуля. Істотно ускладнюється можливість отримання в аналітичному вигляді потужності сил деформування для довільно обраної функції $T=T(z)$, що проходить через точки (R_i, h_i) і (R_{i+1}, h_{i+1}) . Можливість використання прийому підбору «вдалих» функцій вигляду $T=T(z)$, що описують форму похилої межі для кінематичного осьового трапецеїдального модуля, для спрощення виразу інтенсивності швидкості деформації продемонстровано в роботах [242, 247, 248]. Використовуємо даний прийом та підберемо вид межі у вигляді функції $T=T_2(z)$, що задовольняє диференціальних рівнянь [247, 248]:

$$T''(z) \cdot T(z) - 3 \cdot [T'(z)]^2 = 0. \quad (4.57)$$

Враховуючи загальний розв'язок даного рівняння та граничні умови вигляду $T_2(h_{i+1}) = R_{i+1}$ і $T_2(h_i) = R_i$, остаточно отримаємо:

$$T_2(z) = \frac{1}{\sqrt{C_1 \cdot z + C_2}}, \quad (4.58)$$

де $C_1 = (R_{i+1}^2 - R_i^2) / (R_i^2 R_{i+1}^2 (h_i - h_{i+1}))$, $C_2 = 1/R_{i+1}^2 - C_1 h_{i+1}$.

Обирання у якості похилої межі функції у вигляді (4.58) дозволяє значно спростити вираз інтенсивності швидкості деформацій і використовувати в подальших розрахунках функцію вигляду:

$$\dot{\varepsilon}_i = -\frac{2 \cdot R_1^2}{T^3(z)} \cdot T'(z) \cdot (V_0 + W_2). \quad (4.59)$$

Таким чином, необхідність у використанні лінеаризації підінтегральних виразів для обчислення потужності сил деформування немає. Використовуючи (4.59), отримуємо потужність сил деформування у вигляді:

$$N_{\partial 2} = 2\pi\sigma_S R_{i+1}^2 (V_0 + W_2) \cdot \ln \frac{R_{i+1}}{R_i}. \quad (4.60)$$

Порівняльний аналіз інтенсивності швидкостей деформацій $\dot{\varepsilon}_i$ (рис. 4.26) для прямолінійної $T=T_1(z)$ і криволінійної $T=T_2(z)$ похилої межі згідно (4.59) показав на неможливість вказати однозначно на пріоритет обирання однієї з них. При цьому для даного осьового трапецеїдального кінематичного модуля отримані інженерні формули для розрахунку потужності сил деформування як в разі прямолінійної, так і в разі криволінійної похилої межі.

Однак вибір криволінійної похилої межі у вигляді $T=T_2(z)$ відповідає допущенню $\dot{\gamma}_{rz} = 0$ (нульовою складовою зсувної деформації), правомірність якого вимагає обов'язкової перевірки при розрахунках не тільки силових параметрів, але і формозмінення для конкретного процесу комбінованого видавлювання.

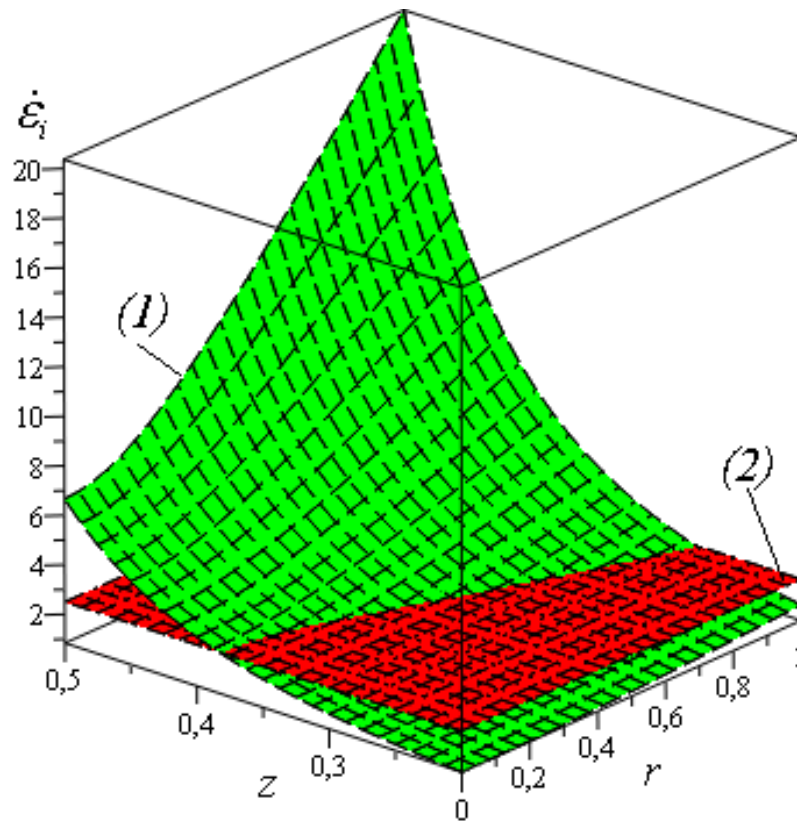


Рисунок 4.26 – Порівняльний аналіз величини $\dot{\varepsilon}_i$ для прямолінійної (1) і криволінійної (2) похилої межі при $\bar{R}_1 = 0.5$, $\bar{h}_1 = 0.2$, $\bar{H} = 0.3$

Потужності сил зрізу приймають вигляд:

$$N_{c \rightarrow}^+ = \frac{\pi \sigma_S}{3\sqrt{3}} (V_0 + W_2) C_1 R_{i+1}^3 R_i^2, \quad (4.61)$$

$$N_{c \leftarrow} = \frac{\pi \sigma_S}{3\sqrt{3} C_1} (V_0 + W_2) K R_{i+1}^2 \left[\frac{4(R_{i+1}^3 - R_i^3)}{R_i^3 R_{i+1}^3} + C_1^2 (R_{i+1}^3 - R_i^3) \right]. \quad (4.62)$$

Таким чином, всі складові енергетичного рівняння у формі (4.60)–(4.62) для отримання величини приведенного тиску деформування із урахуванням нової форми похилої межі знайдено.

4.5 Особливості оперативного вбудовування кінематичних модулів різної конфігурації в загальні розрахункові схеми

Згідно поділу розрахункових схем процесів комбінованого суміщеного та послідовного видавлювання із урахуванням осередків деформації (табл. 2.4) питання вбудованості окремих кінематичних модулів мають деякі відмінності. Для транзитного ОД розрахунки ведуться для окремих автономних осередків деформації із визначенням відповідних приведених тисків деформування у вигляді цілком визначених величин \bar{p}_1 та \bar{p}_2 . За припущення Л. Г. Степанського про необхідність виконання додаткової умови у вигляді рівноваги потужностей, що діють з обох боків від поверхні, що розділяє два самостійних ОД, знаходять параметр λ , що визнає швидкість руху жорсткої проміжної зони. Далі оптимізують оптимальне значення довжини проміжної зони і знаходять приведений тиск деформування всієї розрахункової схеми процесу.

Для схем із наявністю приєднаного ОД основним завданням стає пошук положення границі межування двох суміжних ОД із одним ступенем свободи течії металу. Таким чином, можна використовувати автономні комплекси кінематичних модулів із окремо знайденими приведеними тисками деформування у вигляді $\bar{p}_1 = \bar{p}_1^* + \bar{p}_{c1}$ та $\bar{p}_2 = \bar{p}_2^* + \bar{p}_{c2}$, де окремо виділено вирази приведенного тиску деформування для потужностей сил зрізу на границі межування. У якості \bar{p}_{c1} використовуємо величину вигляду:

$$\bar{p}_{c1} = \frac{N_{c1}^{\pm}}{\sigma_s V_i S}, \quad (4.63)$$

де S – площа перерізу приєднання кінематичного модуля.

Приєднання отриманих розрахункових схем автономних ОД відбувається у вигляді:

$$\bar{p} = k_1 \bar{p}_1^* + k_2 \bar{p}_2^* + \Delta[\bar{p}_c], \quad (4.64)$$

де k_1, k_2 є відношенням площин перерізів входу у розрахунковий комплекс першого та другого ОД до площі входу загальної розрахункової схеми процесу; $\Delta[\bar{p}_c]$ враховує повну величину приведенного тиску деформування, що відповідає потужності сил зрізу на поверхні межування двох приєднаних автономних ОД.

Для обчислення величини $\Delta[\bar{p}_c]$ використовують вираз:

$$\Delta[\bar{p}_c] = \begin{cases} |k_1 \bar{p}_{c1} - k_2 \bar{p}_{c1}|, & (1) \\ k_1 \bar{p}_{c1} + k_2 \bar{p}_{c1}, & (2) \end{cases}, \quad (4.65)$$

де у випадку (1) маємо складові КМПШ за перерізом межування одного знаку, а у випадку (2) – різного знаку.

Для подальшого обчислення рекомендовано позначати потужності сил зрізу для границь межування із урахуванням відповідного знаку «+» або «-». За потреби у формулу (4.65) оперативно додають складові приведенного тиску деформування, що не враховані у виокремлених відомих автономних приєднаних ОД або згідно зміни одного з модулів розрахункової схеми.

Для об'єднаних та послідовних ОД заміна одного кінематичного модуля іншим альтернативним відбувається в повній розрахунковій схемі із урахуванням приведенного тиску деформування, представлений у вигляді:

$$\bar{p}_1 = \bar{p}_1^* + \bar{p}_{ci}^\pm + \bar{p}_{ci+1}^\pm, \quad (4.66)$$

де $\bar{p}_{ci}^\pm, \bar{p}_{ci+1}^\pm$ – приведений тиск деформування, що відповідає приведенному тиску деформування потужності сил зрізу на поверхнях межування i та $i+1$.

У повній величині приведенного тиску деформування для врахування приведених тисків, що відповідають повному тиску деформування потужностей зрізу на перерізах i та $i+1$ знаходять аналогічно (4.66).

Для переважної частини оперативної заміни необхідним є заміна кінематичних модулів, які відображають зміни у конфігурації інструменту, в тому числі із наявністю фасок та заокруглень. Надалі згідно узагальнення таких кінематичних модулів враховуються знаки, що відповідають складовим приведеного тиску деформування потужності сил зрізу.

Висновки

1. Розроблений осьовий трапецеїдальний кінематичний модуль з нижньою прямолінійною похилою межею контакту заготовки та інструменту, що розширює базу уніфікованих кінематичних модулів складної конфігурації. Для спрощення потужності сил деформування всередині модуля рекомендовано використовувати верхню оцінку за Коші-Буняковським, що дозволило отримати величину приведенного тиску у аналітичному вигляді. Підтверджено можливість оптимізації величини приведенного тиску за параметром, що визначає кут нахилу нижньої похилої межі, що сприятиме розширенню можливостей енергетичного методу для розрахунків процесів холодного видавлювання, в тому числі комбінованого з декількома ступенями свободи течії металу.

2. Для подолання проблеми неможливості моделювання заокруглення на матриці в рамках відомого КМПШ для кінематичного трапецеїдального модуля було запропоновано використання наближених до чверті кола кривої із відхиленням за довжиною дуги та за площею криволінійної трапеції, що не перевищує 0,8 % за всіх геометричних співвідношень. Використовуючи верхню оцінку потужності сил деформування, визначено приведений тиск деформування в аналітичному вигляді та досліджено вплив геометричних співвідношень та умов тертя на можливості оптимізації за радіусом заокруглення R , що дозволить ставити питання розгляду даного параметра у якості фактора керування формоутворенням напівфабрикату.

3. Розширено базу уніфікованих кінематичних модулів із криволінійними межами та їх комплексів, що відображають характер зміни напрямку течії металу в осьовій зоні розвороту до радіальної течії. Отримано величини приведенного тиску деформування двох комплексів кінематичних модулів $2a-2b$ та $2a-2c$ із трапецеїдальними модулями з похилою межею різної форми у якості альтернативи осьового прямокутного кінематичного модуля із зміною напрямку течії. Обґрунтована нераціональність використання комплексу $2a-2b$ із трапецеїдальним модулем з нульовою вертикальною складовою, що невдалим вибором КМПШ всередині модуля, якому відповідає одномоментний перехід від прямого до радіального видавлювання. Рекомендовано використання комбінації $2a-2c$ замість випадку розбиття на кінематичні модулі прямокутної форми для будь-яких співвідношень процесу, особливо при наявності розвинутої радіальної течії у суміжних кінематичних модулях, що дозволяє зменшити прогнозовану величину приведенного тиску деформування до 10%.

4. Виявлено можливість використання частинного випадку (за умови виродження осьового прямокутного кінематичного модуля) комплексу $2a-2c$ із трапецеїдальними модулями з похилою межею у вигляді трикутного криволінійного модуля із можливістю оптимізації приведенного тиску деформування за параметром, що визначає форму похилої межі. Для межування із суміжним кільцевим кінематичним модулем трикутної форми, з огляду на незначні відмінності рекомендовано використовувати найпростіший прямокутний осьовий модуль, для випадків іншої конфігурації суміжних модулів можна рекомендувати використання комплексу $2a-2c$ із можливістю оптимізації за параметром α , що визначає форму похилої межі і за положенням R_2 , що визначає розміри модулів. Це дозволить для широкого кола задач досягти зменшення прогнозованої величини приведенного тиску деформування до 10% дозволило та теоретично обґрунтувати можливість зниження навантаження на інструмент.

5. Розширено можливості використання кінематичних трапецеїдальних модулів з двома ступенями свободи течії металу за рахунок нових форм криволінійних похилих меж, що дозволить описати складну картину розділу течії металу всередині заготовки при моделюванні процесів радіально-зворотного видавлювання. Для осьового трапецеїдального кінематичного модуля отримано приведеній тиск деформування згідно можливості спрощення виразу інтенсивності швидкості деформації на основі запропонованого диференціального рівняння. Для кільцевого трапецеїдального кінематичного модуля приведеній тиск деформування отримано в аналітичному вигляді на основі використання верхньої оцінки за Коші-Буняковським.

Результати досліджень відображені в опублікованих роботах [242, 247–249, 252–257].

РОЗДІЛ 5

МОДЕЛЮВАННЯ ЕНЕРГЕТИЧНИМИ МЕТОДАМИ ПРОЦЕСІВ ТОЧНОГО ОБ'ЄМНОГО ШТАМПУВАННЯ ВИДАВЛЮВАННЯМ

З огляду на актуальність розвитку та удосконалення саме процесів комбінованого видавлювання з декількома ступенями свободи течії металу та необхідність проведення попередньої оцінки дотримання відповідності розмірам готової деталі, проведемо моделювання цих процесів з використанням нових розрахункових схем, що містять кінематичні модулі складної конфігурації. За можливості необхідним є проведення порівняльного аналізу із попередньо отриманими теоретичними розрахунками та експериментально отриманими даними як за силовим режимом, так і за формоутворенням.

5.1 Моделювання процесу комбінованого радіально-прямого видавлювання деталей з фланцем та осьовим відростком

5.1.1 Побудова альтернативної розрахункової схеми процесу комбінованого радіально-прямого видавлювання деталей з фланцем та осьовим відростком

Суміщеним радіально-прямим видавлюванням можна виготовляти деталі з фланцем та осьовим відростком із суцільних та трубчастих заготовок. Побудова розрахункових схем даних процесів в рамках ЕМП [164, 258] базується на наявності приєднаного ОД та вимагає визначення границі межування двох автономних осередків деформації із можливістю спрощення розрахунків приведених тисків деформування кожного з них. При цьому розбиття кожного з автономних ОД на комплекс уніфікованих кінематичних модулів грає визначальну

роль в наближенні до дійсності прогнозованих оцінок як за розрахунками силового режиму, так і за формоутворенням напівфабрикату. Визначення положення поверхні розділу течії металу дає можливість встановити розміри приростів за ходом процесу. Точність встановлення положення цієї поверхні розділу течії визначається тим, наскільки близькі поля швидкостей течії в автономних зонах ОД до реальної картини течії металу в комбінованому процесі. Стосовно до процесу комбінованого радіально-прямого видавлювання деталей з осьовим відростком згідно отриманих даних викривлення ділильної сітки, отриманих експериментально та моделюванням в Qform 2/3D (рис. 5.1), була запропонована розрахункова схема РС-1, що містить трапецеїдальний кільцевий модуль 4 (рис. 5.2) [259]. Межа розділу течії на пряме видавлювання, яке формує осьовий відросток, відповідає набору модулів 1-3, 6 і радіальне - для модулів 1, 4, 5, визначається положенням стику модулів 3 і 4. При цьому в якості альтернативної розрахункової схеми РС-1а для порівняльного аналізу процесу можна використовувати окремий випадок виродження трапецеїдального кінематичного модуля 4 в прямокутний 4а (при $h_k = h$). В роботі [164] для процесу радіально-прямого видавлювання деталей з фланцем і стрижневим відростком проведені експериментальне і скінченно-елементне дослідження силового режиму і НДС заготовки. Однак висновки про неістотність впливу товщини фланцевої зони на положення межі розділу течії Rk і прийняте допущення про оптимальне співвідношення у вигляді $Rk / R_0 \approx 0.62$ носять обмежений характер і викликають сумніви у придатності для довільних співвідношень геометричних параметрів процесу деформування. Також питання можливості зниження прогнозованого значення енергосилових параметрів процесу є актуальним.

Дана розрахункова схема процесу побудована із урахуванням приєднаного ОД, що дозволяє окремо розглядати два автономних ОД радіального 1-4-5 та прямого видавлювання із обтисненням 1-(3, 2)-6 [259].

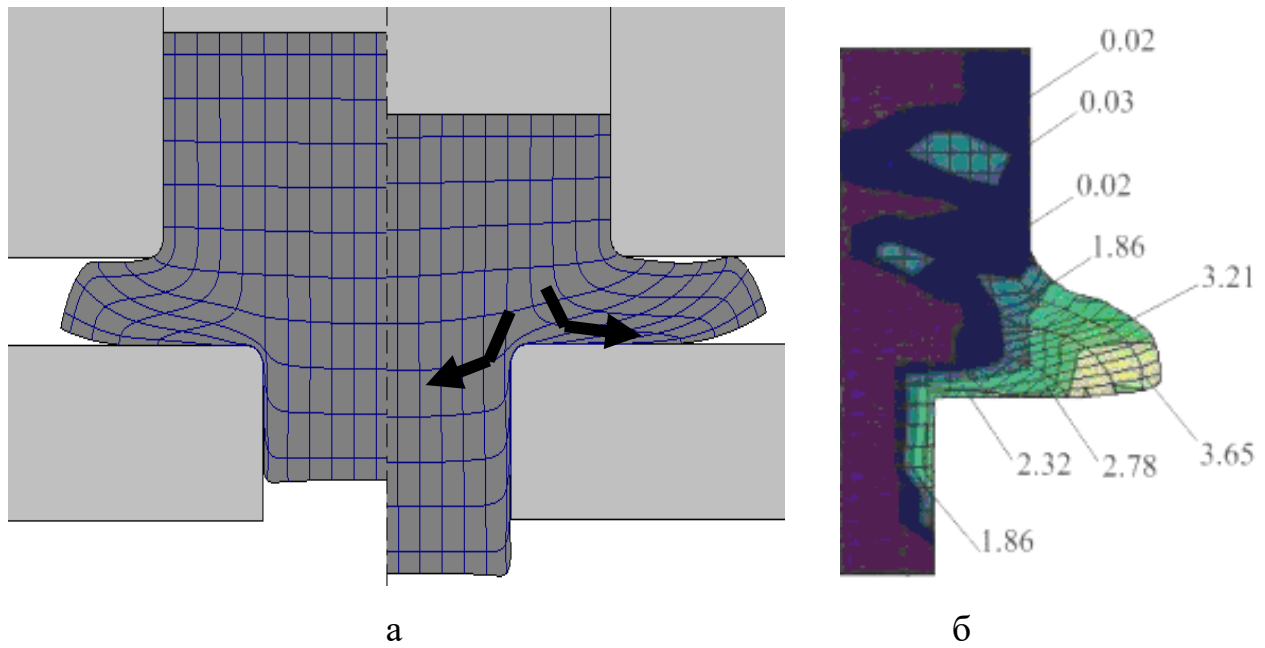


Рисунок 5.1 – Викривлення ділильної сітки деталі з АД31, отримане в Qform 2/3D (а) та розподіл деформацій (б)

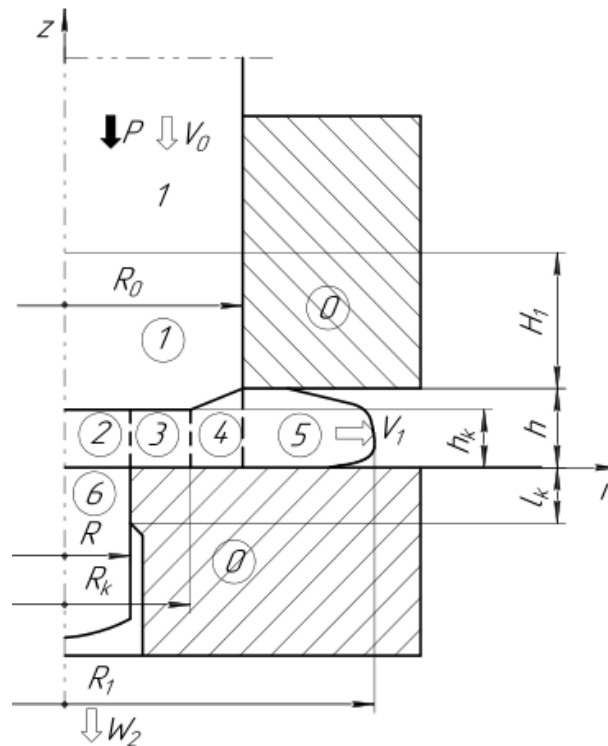


Рисунок 5.2 – Розрахункова схема процесу комбінованого суміщеного радіально-прямого видавлювання деталей з фланцем і осьовим відростком

Для інформативності наведемо КМПШ кінематичного модуля 4 із урахуванням використання частинного випадку кільцевого трапецеїдального модуля типу It-1 (рис. 3.21) за умов:

- 1) заміни кінематичних параметрів у вигляді: $W = V_0$, $V_i = 0$;
- 2) заміни геометричних параметрів кінематичного модуля у вигляді: $R_i = R_k$, $R_{i+1} = R_0$, $h_i = h_k$ та $h_{i+1} = h$.

Зведемо у порівняльну таблицю (табл. 5.1) КМПШ для трапецеїдального 4 та прямокутного 4а кінематичних модулів.

Таблиця 5.1 – КМПШ кінематичних модулів 4 і 4а

| Розрахункова схема РС-1 | Розрахункова схема РС-1а |
|--|--|
| <p>Трапецеїдальний кільцевий модуль 4:</p> $\begin{cases} V_{z4} = \frac{-V_0 + kV_r}{z(r)} z, \\ V_{r4} = \frac{-V_0(R_k^2 - r^2)}{2rz(r)}, \end{cases}$ $z_1(r) = a(r+b), \quad a = \frac{h_i - h_{i+1}}{R_i - R_{i+1}}, \quad b = \frac{h_{i+1}}{a} - R_{i+1}.$ | <p>Прямокутний модуль 4а:</p> $\begin{cases} V_{z4a} = -\frac{V_0}{h} z, \\ V_{r4a} = \frac{V_0(r^2 - R_k^2)}{2hr}. \end{cases}$ |

Для трапецеїдального кільцевого модуля згідно аналізу, проведеного в розділі 3, використовуємо верхню оцінку у вигляді (2.15) за умови наявності складових обчислення (табл. 5.2):

$$V = 2\pi \int_{R_k}^{R_0} r dr \int_0^{z(r)} dz = 2\pi a \left(\frac{R_0^3 - R_k^3}{3} + b \frac{R_0^2 - R_k^2}{2} \right), \quad (5.1)$$

$$N_{d4} \leq \frac{2\pi\sigma_S}{\sqrt{3}} \sqrt{a \left(\frac{R_0^3 - R_k^3}{3} + b \frac{R_0^2 - R_k^2}{2} \right) \left(4 \left(1 + \frac{a^2}{3} \right) (U_1 + U_2) + \left(4 + \frac{a^2}{3} \right) U_3 \right)}. \quad (5.2)$$

Таблиця 5.2 – Складові обчислення потужності сил деформування

| | |
|---|-------|
| $U_1 = \left(\int_{R_i}^{R_0} \dot{\varepsilon}_{z4}^2 r z(r) dr = \begin{bmatrix} A_1 = \frac{R_i^4 V_0^2}{b^3}, B_1 = \frac{V_0^2 (b^4 - R_i^4)}{b^3}, \\ C_1 = -\frac{V_0^2 (b^4 - 2R_k^2 b^2 + R_k^4)}{b^2}, \\ D_1 = \frac{V_0^2 (2R_k^2 b^2 + b^4 - R_k^4)}{b} \end{bmatrix} = \right.$ $\left. = \frac{1}{4a} \left(V_0^2 (R_0 - R_k) + A_1 \ln \frac{R_0}{R_k} + B_1 \ln \frac{R_0 + b}{R_k + b} - \frac{C_1}{R_0 + b} + \right. \right.$ $\left. \left. + \frac{C_1}{R_k + b} - \frac{D_1}{2(R_0 + b)^2} + \frac{D_1}{2(R_k + b)^2} \right) \right)$ | (5.3) |
| $U_2 = \left(\int_{R_k}^{R_0} v_r \dot{\varepsilon}_{z4} z(r) dr = \begin{bmatrix} A_2 = \frac{2R_k^2 V_0^2 (b^2 - R_i^2)}{b^3}, \\ B_2 = \frac{R_k^4 V_0^2}{b^2}, C_2 = -A_2, \\ D_2 = \frac{b^2 V_0^2 (b^2 - 2R_i^2) + R_i^4 V_0^2}{b^2} \end{bmatrix} = \right.$ $\left. = \frac{1}{4a} \left(-W^2 (R_0 - R_k) + A_2 \ln \frac{R_0}{R_k} - A_2 \ln \frac{R_0 + b}{R_k + b} - \right. \right.$ $\left. \left. - \frac{B_2}{R_0} + \frac{B_2}{R_k} - \frac{D_2}{R_0 + b} + \frac{D_2}{R_k + b} \right) \right)$ | (5.4) |
| $U_3 = \left(\int_{R_{ki}}^{R_0} \frac{v_r^2}{r} z(r) dr = \begin{bmatrix} A_3 = \frac{R_k^2 V_0^2 (R_i^2 - b^2)}{b^3}, \\ B_3 = -\frac{R_k^4 V_0^2}{b^2}, C_3 = \frac{R_k^4 V_0^2}{b}, \\ D_3 = -\frac{b^2 V_0^2 (b^2 - 2R_i^2) + R_k^4 V_0^2}{b^3} \end{bmatrix} = \right.$ $\left. = \frac{1}{4a} \left(V_0^2 (R_0 - R_k) + A_3 \ln \frac{R_0}{R_k} + D_3 \ln \frac{R_0 + b}{R_k + b} - \right. \right.$ $\left. \left. - \frac{B_3}{R_0} + \frac{B_3}{R_k} - \frac{C_3}{2R_0^2} + \frac{C_3}{2R_k^2} \right) \right)$ | (5.5) |

Визначення величини приведенного тиску деформування для РС-1а не викликає труднощів з огляду на розрахунки складових, наведених в доданку В1 для відповідних прямокутних кінематичних модулів. Для розрахунку автономних ОД при переході до безрозмірних величин відносно R_0 та вбудовуваності в загальну розрахункову схему введемо наступні співвідношення згідно (5.1)-(5.5):

$$\bar{N}_{d4} = \frac{N_{d4}}{\pi \sigma_s V_0 R_0^2}. \quad (5.6)$$

Виділимо окремо приведені тиски деформування для автономних ОД згідно рекомендаціям побудови приведених тисків деформування для схем з приєднаним осередком деформації у вигляді (4.64). Таким чином, для ОД радіального видавлювання отримаємо приведений тиск деформування у вигляді:

$$\bar{p}_{\rightarrow} = \frac{1}{1 - \bar{R}_k^2} \left[\bar{N}_{d4} + \frac{1 + k^2 + 2\mu_s}{\sqrt{3}k} A + \frac{\bar{h}}{\sqrt{3}} \left(1 - k \frac{1 - \bar{R}_k^2}{2\bar{h}} \right) + \frac{2(1 - \bar{R}_k^2)}{\sqrt{3}} \ln(1 + \Delta \bar{l}_1) + \frac{4\mu_s}{\sqrt{3}} \frac{(1 - \bar{R}_k^2) \Delta \bar{l}_1}{\bar{h}} \right] + \bar{p}_{c\downarrow}, \quad (5.7)$$

$$\text{де } A = \frac{1 - \bar{R}_k^2}{2} + \left(\bar{R}_k - \frac{\bar{h}_k}{k} \right) (1 - \bar{R}_k) + \left(\frac{\bar{h}_k^2}{k^2} - 2 \frac{\bar{R}_k \bar{h}_k}{k} \right) \ln \left(1 + \frac{k(1 - \bar{R}_k)}{\bar{h}_k} \right),$$

$$\bar{h}_k = \frac{\bar{h}}{\bar{R}_0 - \bar{R}_1} (\bar{R}_k - \bar{R}_1) - \text{відносна висота кінематичного модуля 4,}$$

$\bar{p}_{c4\downarrow} = \frac{1}{1 - \bar{R}_k^2} \frac{\bar{R}_k \bar{h}_k}{\sqrt{3}}$ – приведений тиск деформування для потужності сил зрізу на поверхні 3-4.

Використовуючи комплекс прямокутних кінематичних модулів для ОД прямого видавлювання отримаємо приведений тиск деформування у вигляді:

$$\bar{p}_{\downarrow} = \frac{1}{\bar{R}_k^2} \left[\begin{aligned} & \left(\bar{R}_k^2 - \bar{R}_1^2 + \frac{1}{\sqrt{3}} \left(2\bar{R}_k^2 - \sqrt{3\bar{R}_1^4 + \bar{R}_k^4} + \bar{R}_k^2 \ln \left(\frac{\bar{R}_k^2 + \sqrt{3\bar{R}_1^4 + \bar{R}_k^4}}{3\bar{R}_1^2} \right) \right) \right) + \\ & + \frac{\bar{R}_k^2 \bar{h}_k}{\sqrt{3}\bar{R}_1} + (1 + 2\mu_s)B + 2 \frac{(\bar{R}_k^2 - \bar{R}_1^2)\bar{R}_1}{3\sqrt{3}\bar{h}_k} + \frac{4\mu_s}{\sqrt{3}} \frac{\bar{R}_k^2 \Delta l_2}{\bar{R}_1} \end{aligned} \right] + \bar{p}_{c3\downarrow} \frac{1}{\bar{R}_k^2}, \quad (5.8)$$

$$\text{де } B = \frac{3\bar{R}_k^2(\bar{R}_k - \bar{R}_1) - (\bar{R}_k^3 - \bar{R}_1^3)}{3\sqrt{3}\bar{h}_k}, \quad \bar{p}_{c\downarrow} = \frac{1}{\bar{R}_k^2} \frac{\bar{R}_k \bar{h}_k}{\sqrt{3}} - \text{приведений тиск деформування}$$

для потужності сил зрізу на поверхні 4-3.

Величина приведенного тиску деформування згідно (5.7) та (5.8) всієї розрахункової схеми РС-1 приймає вигляд:

$$\bar{p} = (1 - \bar{R}_k^2) \bar{p}_{\rightarrow} + \bar{R}_k^2 \bar{p}_{\downarrow} + \frac{4\mu_s}{\sqrt{3}} (\bar{H}_0 - \Delta \bar{H}_x) + \left| (1 - \bar{R}_k^2) \bar{p}_{c4\downarrow} - \bar{R}_k^2 \bar{p}_{c3\downarrow} \right|. \quad (5.9)$$

В данному випадку маємо рівність $\left| \frac{1}{1 - \bar{R}_k^2} \bar{p}_{c4\downarrow} - \bar{R}_k^2 \bar{p}_{c3\downarrow} \right| = 0$, тому остаточно отримаємо для розрахункової схеми РС-1:

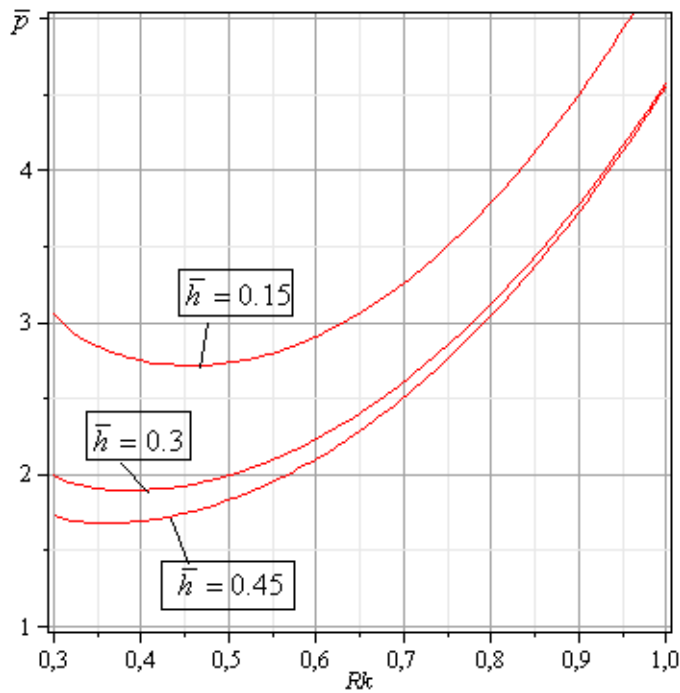
$$\bar{p} = \frac{1}{1 - \bar{R}_k^2} \bar{p}_{\rightarrow} + \bar{R}_k^2 \bar{p}_{\downarrow} + \frac{4\mu_s}{\sqrt{3}} (\bar{H}_0 - \Delta \bar{H}_x). \quad (5.10)$$

5.1.2 Аналіз величини приведенного тиску розрахункової схеми процесу

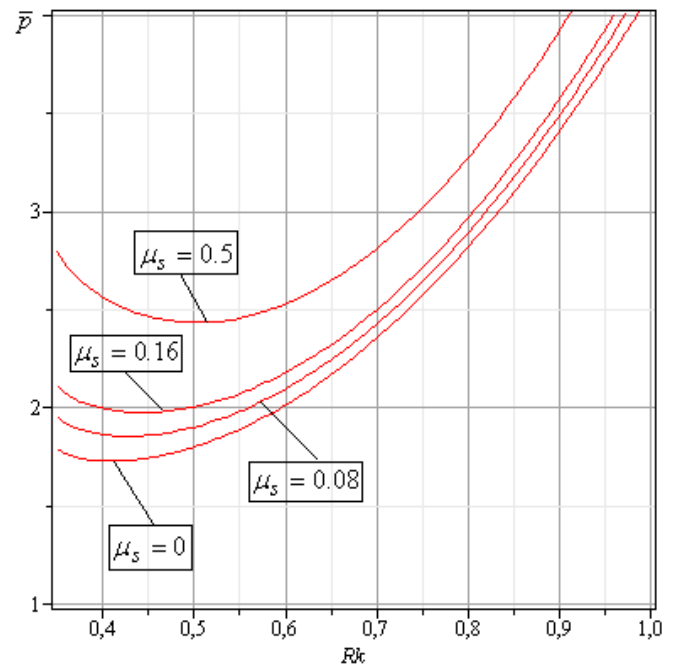
Для аналізу величина приведенного тиску деформування розробленої розрахункової схеми РС-1 в якості параметру оптимізації необхідно розглядати положення межі розділу течії $\bar{R}_k \in [\bar{R}_1, 1]$. При цьому граничні положення величини $\bar{R}_k = \bar{R}_1$ і $\bar{R}_k = 1$ відображають виродження процесу комбінованого радіально-прямого видавлювання в пряме або радіальне відповідно. Досліджуємо зміна

величини приведенного тиску на початковому етапі процесу деформування. Збільшення відносної товщини фланця \bar{h} при збереженні інших співвідношень процесу деформування веде до зниження величини приведенного тиску (рис. 5.3, а). При цьому оптимальне значення межі розділу течії в відносних розмірах \bar{R}_k зміщується вліво, тобто відповідає збільшенню розмірів модуля 4, що відповідає за формування фланцевої зони. Погіршення умов контактної тертя, навпаки, тягне за собою збільшення величини приведенного тиску і зміщення оптимального значення \bar{R}_k вправо, що говорить про більш інтенсивну течію металу в осьовий відросток (рис. 5.3, б). Це можна пояснити більш істотним впливом умов тертя, як таких, що перешкоджають течією у фланцеву зону з огляду на більшу площу контакту заготовки та нижньої матриці (модулі 4 і 5).

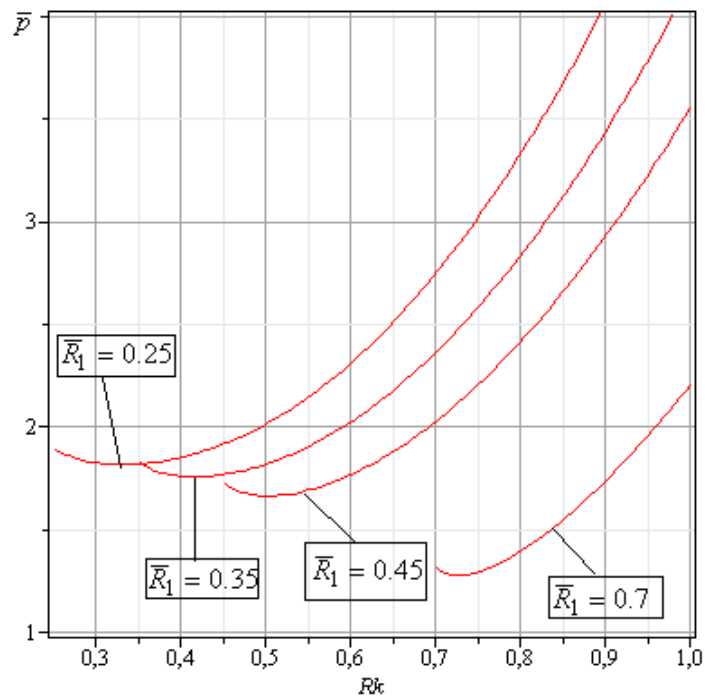
Оптимізація приведенного тиску за параметром \bar{R}_k можлива також для різних значень відносного радіуса осьового відростка при збереженні інших співвідношень процесу деформування. При цьому збільшення відносного радіуса осьового відростка веде до зниження приведенного тиску, відхилення величини \bar{R}_k від \bar{R}_1 при цьому несуттєво знижується (рис. 5.3, в). В рамках використання енергетичного методу критерієм вибору розрахункової схеми процесу як найбільш раціональної, є умова найменшого значення величини приведенного тиску деформування. Саме це забезпечує більш наближену прогнозовану оцінку силового режиму деформування та відповідне дійсності формоутворення напівфабрикату. Проведемо порівняльний аналіз величини приведенного тиску від параметру \bar{R}_k , отриманих для схеми РС-1 і її альтернативної РС-1а з прямокутним кінематичним модулем 4а (рис. 5.4). Оптимізацію величини приведенного тиску в разі розрахункової схеми РС-1а (5.10) також проводимо за параметром, що відповідає положенню межі розділу течії.



а



б



в

Рисунок 5.3 – Залежності приведенного тиску від параметру R_k при $R_1=0.6$, $\mu_s=0.08$ та різних \bar{h} (а), при $R_1=0.35$, $\bar{h}=0.3$ та умов тертя (б) та при $\bar{h}=0.35$, $\mu_s=0.08$ і різних R_1 (в)

Порівняльний аналіз розрахункових схем РС-1 і РС-1а показав істотну відмінність як в кількісній оцінці, так і в характері зміни функції приведенного тиску (рис. 5.4). Оптимізація за параметром \bar{R}_k для розробленої розрахункової схеми РС-1 є можливою при різних співвідношеннях процесу деформування (рис.5.3), оптимальне значення параметру \bar{R}_k не набуває своїх граничних значень, тобто виродження зони 3 відбувається. Для альтернативної схеми РС-1а характерне монотонне зростання при всіх можливих $\bar{R}_k \in [\bar{R}_1, 1]$ для $\bar{R}_1 = 0.5$ на початковому етапі деформування із відсутністю точки мінімуму, тобто оптимальне значення відповідає випадку виродження зони кінематичного модуля 3. З іншого боку є можливість такої оптимізації при збільшенні відносного радіуса осевого відростка, а саме для $\bar{R}_1 = 0.6$ функція приведенного тиску деформування має точку мінімуму без виродження модуля 3. При цьому для різних співвідношень величина приведенного тиску згідно схеми РС-1 однозначно нижче значень, отриманих на основі альтернативної схеми РС-1а, відхилення може досягати до 50% і вище (рис. 5.4).

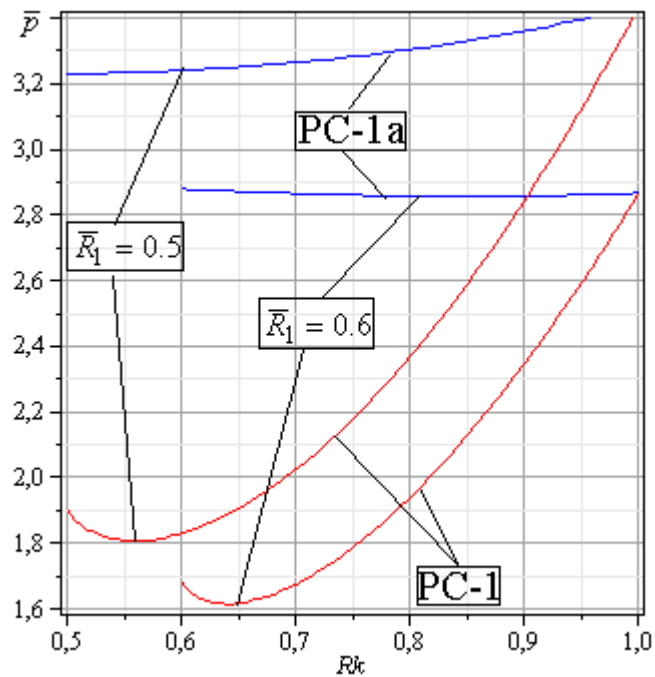


Рисунок 5. 4 – Залежності приведенного тиску \bar{p} від параметру \bar{R}_k при $\bar{h} = 0.6$, $\mu_s = 0.08$ і різних \bar{R}_1

Таким чином, більш кращою на етапі аналізу приденого тиску деформування як величини, що характеризує оцінку силового режиму процесу комбінованого радіально-прямого видавлювання деталей з фланцем і осьовим відростком, слід вважати розроблену схему РС-1.

5.1.3 Прогнозування формоутворення напівфабрикату в процесі комбінованого радіально-прямого видавлювання деталей з фланцем і осьовим відростком

Як зазначалося раніше, основною проблемою при оцінці технологічних можливостей процесів комбінованого видавлювання з декількома ступенями свободи течії металу є отримання даних про поетапне формозмінення напівфабрикату, що відповідають дійсності. Необхідним є контроль адекватності оцінки приростів розмірів напівфабрикату, отриманих на основі розроблених розрахункових схем. З метою перевірки спроможності оцінок формозміни напівфабрикату проведені експериментальні дослідження комбінованого радіально-прямого видавлювання деталей з фланцем і осьовим відростком з зовнішнім діаметром 42 мм і 28,2 мм, виготовлені в процесі комбінованого радіально-прямого видавлювання з АД1 (рис. 5.5).

З огляду на можливість визначення оптимального значення величини межі розділу течії згідно (5.10), збільшення напівфабрикату в радіальному напрямку $\Delta l_1 \rightarrow$ і $\Delta l_2 \downarrow$, що формує осьовий відросток, мають вигляд:

$$\begin{cases} \Delta l_2 \downarrow = \Delta l_i \downarrow = \Delta l_{i-1} \downarrow + \Delta \cdot \frac{R_{ki}^2}{R_0^2}, \\ \Delta l_1 \rightarrow = \sqrt{\frac{R_0^2 \Delta H x - R_1^2 \Delta l_2 \downarrow}{h}} + R_0^2 - R_0, \end{cases} \quad (5.11)$$

де i - номер ітерації, Δ - крок ітерації.



а



б

Рисунок 5.5 – Деталі з осьовим відростком, отримані комбінованим радіально-прямим видавлюванням

Проаналізуємо можливості використання розрахункової схеми РС-1 для прогнозування формоутворення за ходом процесу деформування при різних співвідношеннях процесу і їх вплив. Розрахунки (5.11) використовуються для будь-якої з розрахункових схем РС-1 і РС-1а для відповідних оптимальних значень величини $R_k \in [R_1, R_0]$. Вплив умов тертя на збільшення розмірів фланцевої зони представлено нижче (рис. 5.6). Сприятливі умови тертя ($\mu_s = 0$) сприяють більш інтенсивному заповненню фланцевої зони. Це говорить про тертя як несприятливий фактор з точки зору складової радіальної течії у фланцеву зону з огляду на більшу площу контакту заготовки з інструментом в зонах 4 і 5 в порівнянні із зоною 3.

Порівняльний аналіз збільшень напівфабрикату за ходом процесу, отриманих на основі схем РС-1 і РС-1а показує істотну відмінність в кількісному відношенні і характер їх зміни (рис. 5.7). За умов тертя $\mu_S = 0.08$, характерних для холодного видавлювання, на початковому етапі в рамках використання схеми РС-1а оптимальне значення $R_k \rightarrow R_1$, що відповідає виродження модуля 3 і переважній радіальній течії металу. Далі з наростанням впливу потужностей сил тертя на контакті заготовки з нижньої матрицею (модулі 4 і 5) походить зміщення R_k вправо в сторону збільшення і більш інтенсивне формування осьового відростка (рис. 5.7, синя суцільна лінія). При цьому на початковому етапі відбувається заниження оцінки приросту осьового відростка поряд із завищенням розмірів фланцевої зони. Для приростів $\Delta l_1 \rightarrow$ і $\Delta l_2 \downarrow$, отриманих на основі РС-1, збільшення швидкості формування осьового відростка відбувається більш плавно на всьому протязі процесу деформування, що відповідає дійсності (рис. 5.7). При цьому порівняльний аналіз з експериментально отриманими даними для приростів $\Delta l_2 \downarrow$ (рис. 7, точкові дані) показують адекватність розрахункової схеми РС-1 (відхилення не перевищують 7-10%) і значні відхилення для РС-1а (перевищення може становити в 2 рази на заключному етапі). Таким чином, підтверджена оцінка формоутворення деталі, отримана на основі розробленої розрахункової схеми РС-1.

Більш інформативно з точки зору оцінки зміни характеру плину металу по ходу процесу деформування дослідження зміни величини $\bar{\delta} = \bar{R}_k - \bar{R}_1$ - відхилення межі розділу течії R_k від R_1 (в відносних розмірах) (рис. 5.8). Для розрахункової схеми РС-1а фактична неможливість оптимізації за параметром \bar{R}_k ($\bar{R}_k \rightarrow \bar{R}_1$) характерна для початкового етапу процесу деформування (рис. 5.8, криві (2.1) і (2.2)). Для подальшого деформування характерний різкий стрибок величини $\bar{\delta} = \bar{R}_k - \bar{R}_1$ аж до переходу до прямого видавлювання (рис. 5.8, крива (2.2)). Для розрахункової схеми РС-1 оптимізація за \bar{R}_k можлива на всьому протязі процесу деформування і збільшення частки прямого видавлювання по відношенню до радіальної складової (збільшення) йде більш плавно (рис. 5.8, криві (1.1) - (1.4)).

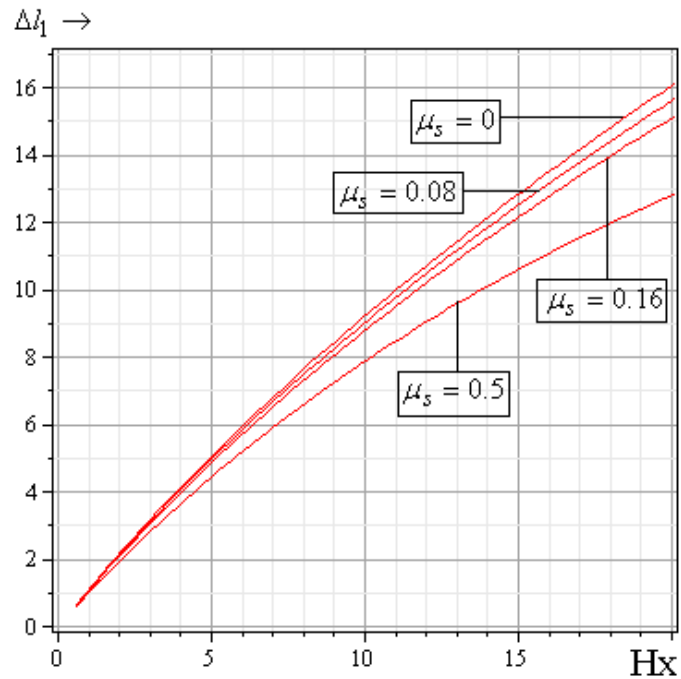


Рисунок 5.6 – Залежності збільшень напівфабрикату у фланцевій зоні за ходом процесу при $R_1 = 8$, $h = 7$, $R_0 = 20$, $H_0 = 30$ для схеми PC-1 за різних умов тертя

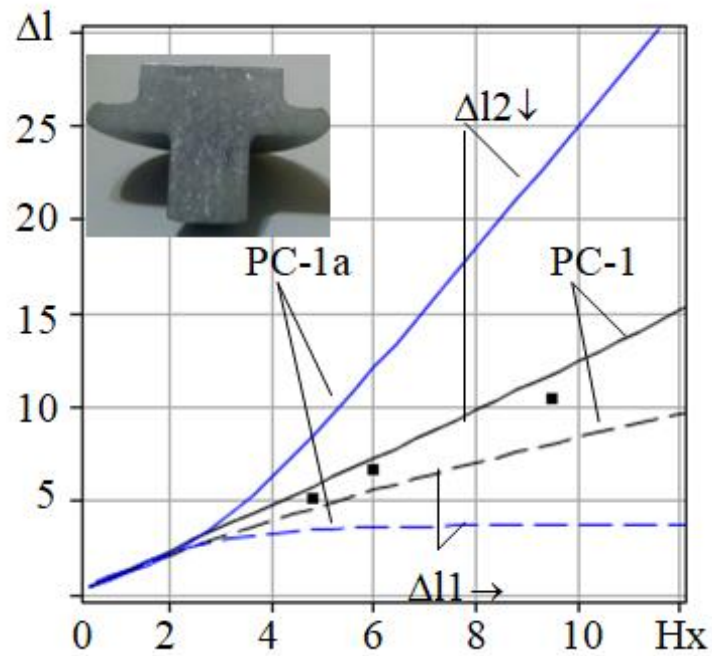


Рисунок 5.7 – Залежності приростів напівфабрикату за ходом процесу при $R_1 = 7.8$, $R_0 = 14.1$, $h = 4$, $H_0 = 20$, $\mu_s = 0.08$ для схем PC-1 (чорний) і PC-1a (синій)

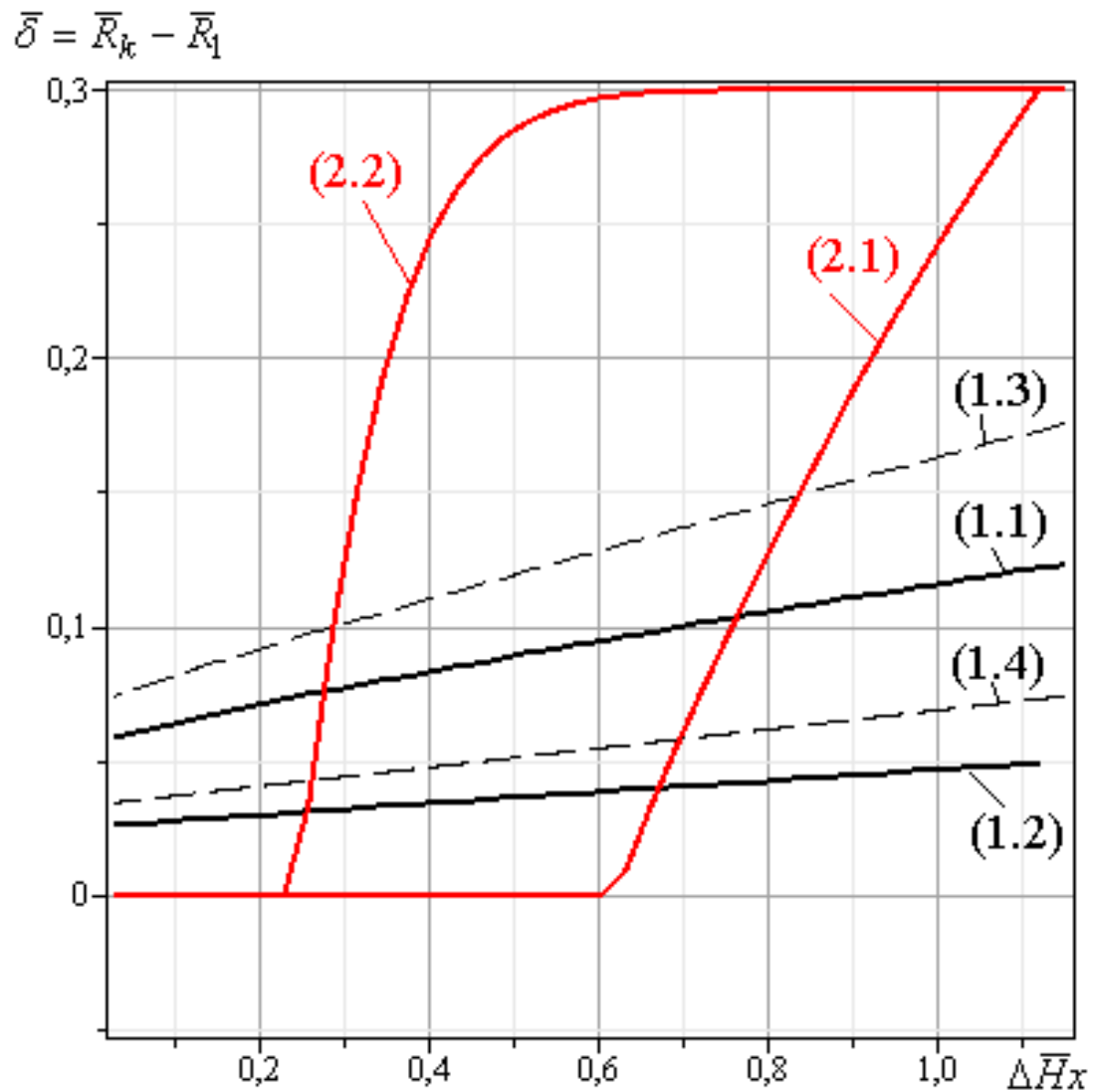


Рисунок 5.8 – Залежності відхилення $\bar{\delta} = \bar{R}_k - \bar{R}_1$ за ходом процесу при $\bar{h} = 0.35, \bar{H}_0 = 1.5$ для схем РС-1 (чорний) і РС-1а (червоний):

схема РС-1: (1.1) – $\bar{R}_1 = 0.4, \mu_s = 0.08$; (1.2) – $R_1 = 0.7, \mu_s = 0.08$;

(1.3) – $\bar{R}_1 = 0.4, \mu_s = 0.16$; (1.4) – $R_1 = 0.7, \mu_s = 0.16$;

схема РС-1а: (2.1) – $\bar{R}_1 = 0.4, \mu_s = 0.08$; (2.2) – $R_1 = 0.7, \mu_s = 0.08$.

При цьому погіршення умов тертя тягне за собою більш високі значення відхилень $\bar{\delta}$ для різних співвідношень процесу, що говорить про більш високу частку металу, яке формує осьовий відросток (рис. 8, криві (1.1) і (1.3), (1.2) і (1.4)). Таким чином, порівняльний аналіз оцінки формозміни напівфабрикату, отриманих на основі запропонованих розрахункових схем, і експериментально, дозволяє зробити висновок про перевагу використання РС-1, що містить трапецеїдальний кінематичний модуль 4.

Розроблена альтернативна розрахункова схема РС-1, що містить трапецеїдальний осьовий кінематичний модуль 4 (рис. 5.2), дозволяє описувати характер течії металу в зоні розділу течії металу до прямого і відцентрового радіального видавлювання. Розрахункову схеми РС-1а, що використовувалася раніше в роботі [164] можна розглядати як окремий випадок виродження трапецеїдального модуля 4 в прямокутний типу 4а. Отриманий вираз приведенного тиску згідно (5.10) дозволяє проводити оптимізацію даної величини за параметром R_k , що відповідає положенню межі розділу течії. Аналіз поведінки функції приведенного тиску деформування для РС-1 підтверджує можливості оптимізації даної величини за параметром R_k при різних співвідношеннях геометричних параметрів процесу деформування і умов тертя. Перевищення прогнозованих приведених тисків деформування, отриманих за РС-1а по відношенню до РС-1, може досягати 50% і вище, що свідчить про переваги використання РС-1 для оцінки силового режиму. Це пояснюється тим, що для початкового етапу деформування для РС-1а при невисоких значеннях радіуса осьового відростка і коефіцієнта тертя оптимальне значення $\bar{R}_k \rightarrow \bar{R}_1$. Таким чином, не в повній мірі для даного комплексу кінематичних модулів найпростішої прямокутної форми можна використовувати можливості оптимізації. Порівняльний аналіз приростів напівфабрикату за ходом процесу з експериментальними даними також підтверджує перевагу використання розрахункової схеми РС-1. Таким чином, розроблена розрахункова схема РС-1 з

наявністю трапецеїдального кільцевого модуля 4 дозволяє оцінити можливості використання процесу комбінованого радіально-прямого видавлювання з точки зору отримання необхідних розмірів деталі. Відхилення від експериментально отриманих даних не перевищує 7-10%, що говорить про раціональність та відповідність дійсності оцінки формозміни напівфабрикату на основі схеми РС-1. Перспективним є оцінка можливості використання РС-1 в якості автономного осередку деформації при моделюванні початкової стадії (транзитний ОД) процесу тристороннього радіально-зворотно-прямого видавлювання (рис. 1.17).

5.2. Розширення можливостей моделювання процесів послідовного радіально-прямого видавлювання

5.2.1 Моделювання процесів послідовного радіально-прямого видавлювання з обтисненням

Одним з ефективних способів отримання порожнистих деталей з внутрішнім фланцем є радіальне доцентрове видавлювання фланця з трубчастої заготовки. На силовий режим процесу пластичного деформування впливають такі основні чинники, як геометрія радіальної порожнини і перехідних кромek матриці та умови контактного тертя, а на працездатність штампів з роз'ємними деформуючими вузлами - значна сила розкриття [92, 260-262], що обумовлює коло задач із визначення впливу конструктивних елементів на силу деформування та розкриття деталей штампа. Для попередньої оцінки сили розкриття штампу використовували розрахункову схему (рис. 5.9, а), що містить прямокутні кінематичні модулі. Попередньо отримані дані щодо формування форми осередків деформування (рис. 5.9, б) дозволяють обрати у якості першого наближення прямокутну форму зони 2, що дозволило спростити подальші розрахунки.

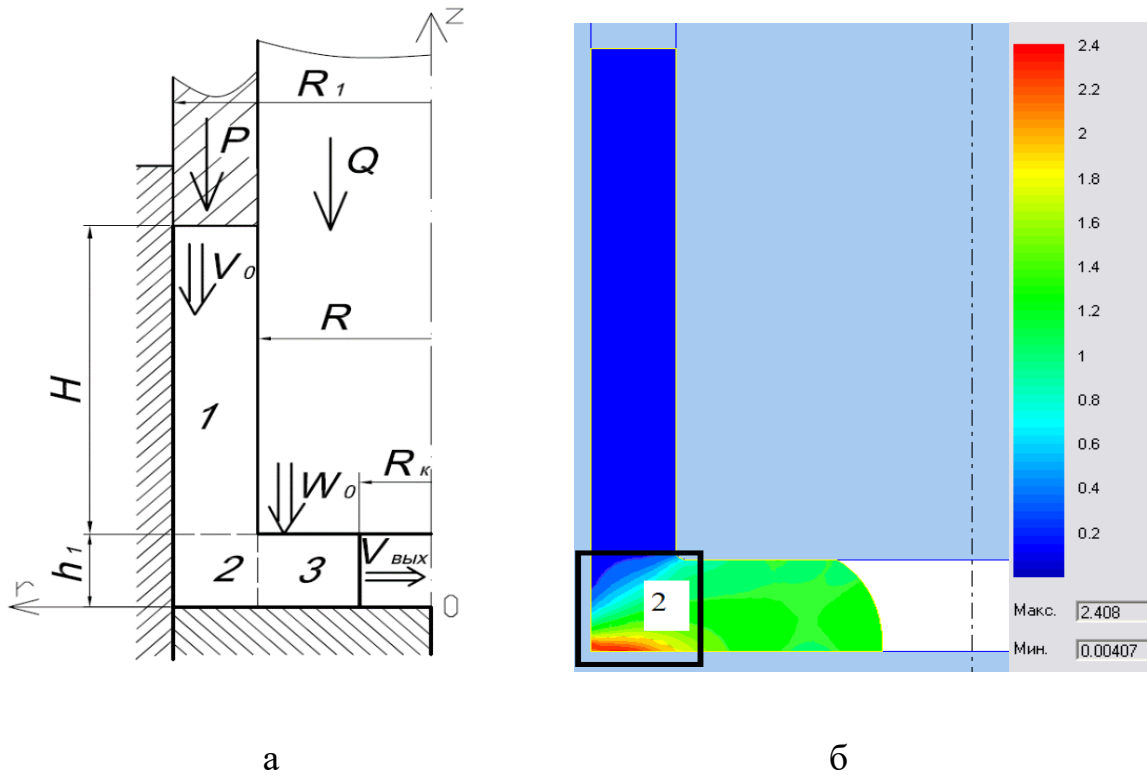


Рисунок 5.9 – Схема (а) та розподіл деформацій (б) процесу радіального доцентрового видавлювання фланця з трубчастої заготовки [262]

Приведений тиск деформування \bar{p} :

$$\bar{p} = \left[\frac{\frac{2}{\sqrt{3}} R_1^2 - \sqrt{R^4 + \frac{R_1^4}{3}} + \frac{R_1^2}{2\sqrt{3}} \ln \left| \frac{\left(\sqrt{3R^4 + R_1^4} + R_1^2 \right)}{3 \left(\sqrt{3R^4 + R_1^4} - R_1^2 \right)} \right|}{R_1^2 - R^2} + 1.08 \ln \frac{R_1}{R} + \frac{Rh_1}{\sqrt{3}(R_1^2 - R^2)} + \frac{2R_1^2 - R_1R - R^2}{3\sqrt{3}h_1(R_1 + R)} + \frac{4\mu_s R_1(H - h_1)}{\sqrt{3}(R_1^2 - R^2)} + \frac{4\mu_s R(H - h_1)}{\sqrt{3}(R_1^2 - R^2)} + \frac{2\mu_s R_1 h_1}{\sqrt{3}(R_1^2 - R^2)} + \frac{2\mu_s R_1^2}{\sqrt{3}h_1(R_1 + R)} - \frac{2\mu_s(R_1^2 + R_1R + R^2)}{3\sqrt{3}h_1(R_1 + R)} + \frac{4\mu_s(R - R_k)}{\sqrt{3}h_1} \right], \quad (5.11)$$

Приведений тиск розкриття оправлення \bar{q} :

$$\bar{q} = \frac{1.08(R_1^2 - R^2)}{2(R^2 - R_k^2)} + \frac{1.08R^2}{(R^2 - R_k^2)} \ln\left(\frac{R_1}{R}\right) - \frac{Rh_1}{\sqrt{3}(R^2 - R_k^2)} - \frac{4\mu_s(R^2 + RR_k + R_k^2)}{3\sqrt{3}h_1(R + R_k)} + \frac{4\mu_s R^2}{\sqrt{3}h_1(R + R_k)}. \quad (5.12)$$

Графічний аналіз залежностей (5.11) – (5.12) наведений нижче за різних технологічних умов (рис. 5.10). Збільшення приведенного тиску розкриття викликається зниженням відносної товщини фланця \bar{h}_1 , що обумовлюється зростанням ступіня деформування при поперечному видавлюванні. Вплив товщини фланця стає більш відчутним за умови погіршення умов тертя μ_s . Перевищення розрахункових даних для сплаву з АД31 у порівнянні з експериментальними склало для ЕМБП 20%, а для методу скінченних елементів 5% (рис. 5.11).

Однак за картиною формування осередків деформації всередині заготовки на основі моделювання в Qform2/3D (рис. 5.9, б) використання прямокутного модуля зони 2 розвороту течії металу до центру є достатньо грубим допущенням, що і призводить для високих перевищень у прогнозованих оцінках силових параметрів процесу деформування (порядку 20% та більше) [262].

З огляду на це в подальшому пропонується використання кінематичних модулів трикутної форми із наявністю мертвої зони в нижній частині зони 2 та двома криволінійними межами [250]. Для розрахункової схеми процесу комбінованого радіально-прямого видавлювання з обтисненням, що містить трикутні кінематичні модулі 2 і 3 з криволінійними і прямолінійною межами відповідно і жорсткі модулі 1 і 4 (рис. 5.12). Розроблена математична модель процесу деформування враховує викривлення ділильної сітки в зоні 2 розвороту від прямого до радіального видавлювання для АД1 та підтверджує правомірність вибору конфігурації кінематичного модуля 2 (рис. 5.12, б).

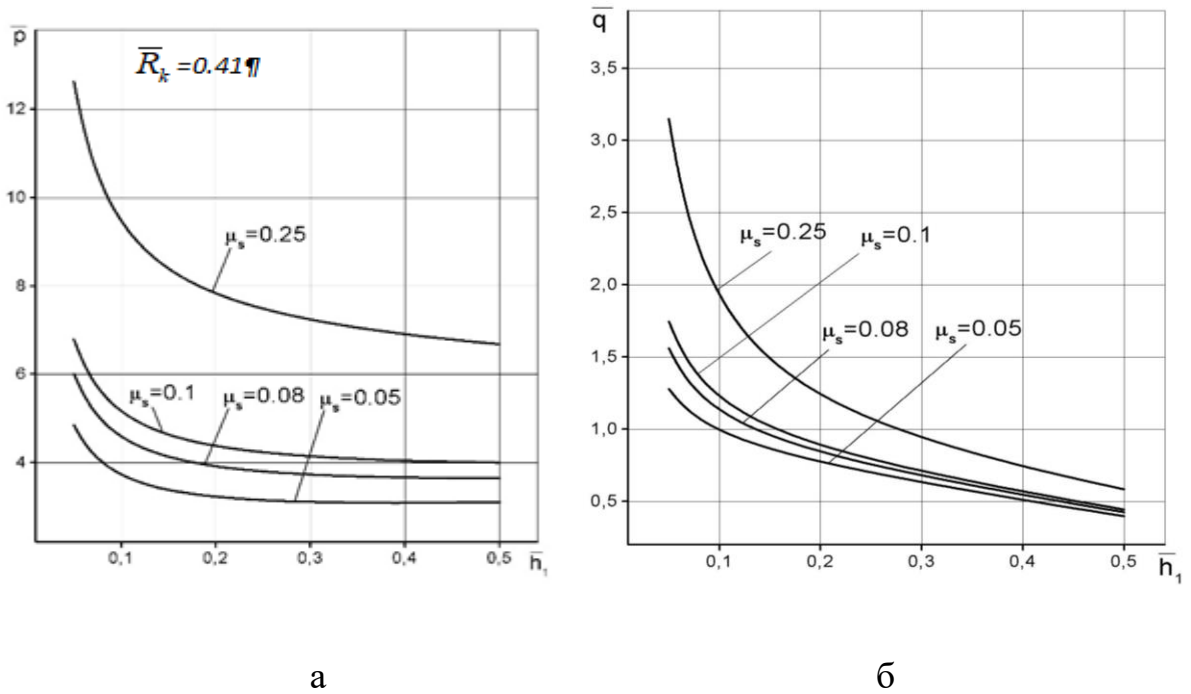


Рисунок 5.10 – Залежності сил приведенного тиску деформування (а) та розкриття (б) від відносної товщини фланця \bar{h}_1 [262]

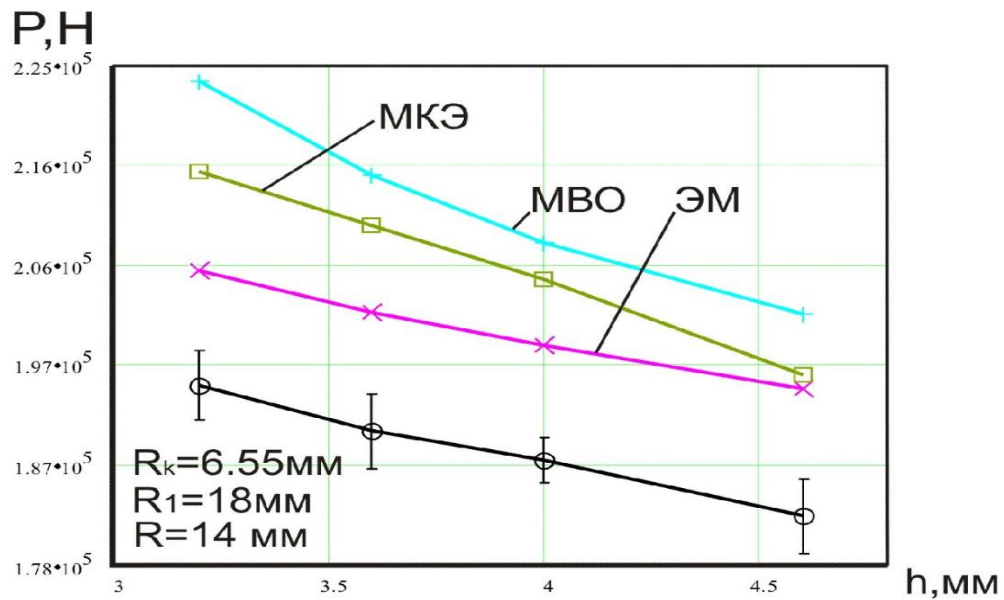


Рисунок 5.11 – Графік порівняння експериментальних і теоретичних даних сили видавлювання в залежності від висоти фланця для сплаву АД31 [262]

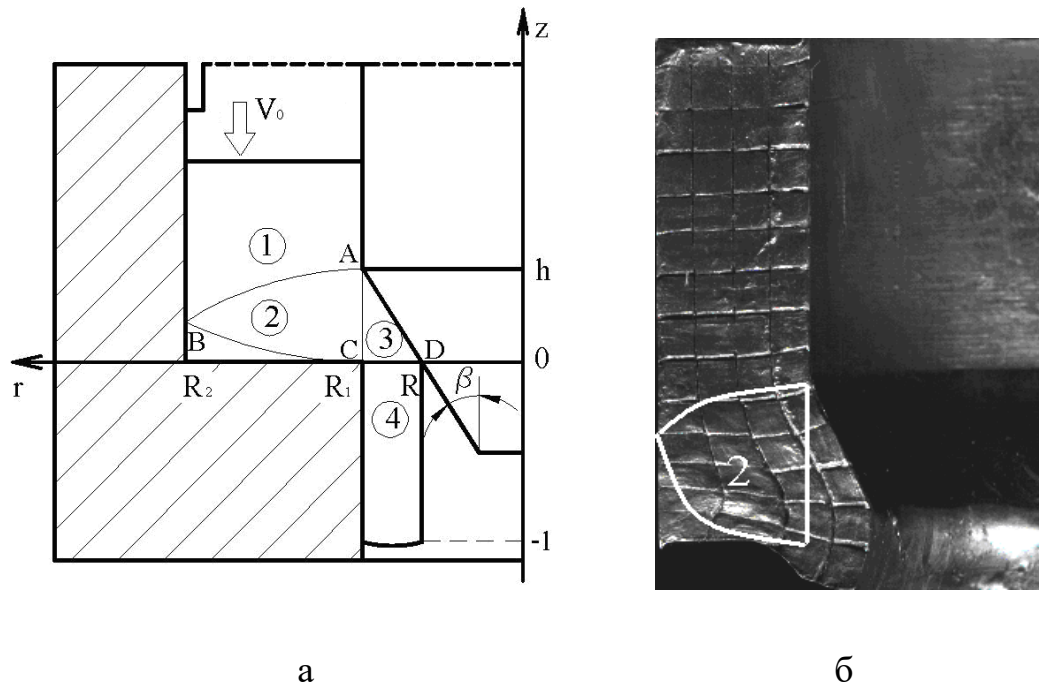


Рисунок 5.12 – Альтернативна розрахункова схема процесу комбінованого радіально-прямого видавлювання з обтисненням (а) та викривлення ділильної сітки для АД1 (б) при $R_2 = 22.5$ мм, $R_1 = 14$ мм, $h = 11.5$ мм [250]

Для модуля пластичної деформації 2 та 3 згідно розрахунків (3.75) – (3.78) та заміни геометричних та кінематичних параметрів на відповідні у формі $R_i = R_1$, $R_{i+1} = R_2$, $h_i = h$ та $V_i = V_0$ маємо цілком визначені відповідні складові приведенного тиску деформування. Для кінематичного модуля 3 із урахуванням зміни напрямку течії порівняно із розглянутим вище (рис.3.16, в) маємо наступні КМПШ, рівняння похилої межі та вираз інтенсивності швидкостей деформації [250]:

$$\begin{cases} V_{z_3} = -\frac{2C}{\operatorname{tg}\beta} \left(1 - \frac{\operatorname{tg}\beta}{2r} z\right) V_0; \\ V_{r_3} = -C \left(1 + \frac{R}{r}\right) V_0. \end{cases}, \quad (5.13)$$

$$\text{де } C = \frac{R_2^2 - R_1^2}{2h(R_1 + R)}, \quad Z_{AD} = \frac{1}{\operatorname{tg}\beta} (r - R), \quad \operatorname{tg}\beta = \frac{R_1 - R}{h}, \quad \dot{\varepsilon}_i = \frac{C}{\sqrt{3}r^2} V_0 \sqrt{4(r^2 + Rr + R^2) + z^2}.$$

Із урахуванням попередньо отриманих виразів (3.83) – (3.87) аналітичний вираз приведенного тиску деформування набуває вигляду:

$$\bar{p} = \frac{1}{(R_2^2 - R_1^2)} \cdot \left[\begin{aligned} & \frac{2}{\sqrt{3}} \left[R_2^2 \ln \frac{R_2}{R_1} - \frac{R_2^2 - R_1^2}{2} \right] + \frac{2}{\sqrt{3}} \left| \frac{(R_2^2 - R_1^2)(3R_1 + R)}{4R_1(R_1^2 - R^2)} - \alpha R_1 h \right| + \\ & + \frac{1}{\sqrt{3}} \left[2(R_2 - R_1) + \frac{4(2\alpha^2 - 2\alpha + 1)(R_2^3 - R_1^3)h^2}{3(R_2^2 - R_1^2)^2} \right] \frac{R_2^2 - R_1^2}{h} + \\ & + \frac{2}{\sqrt{3}} \left[\frac{R_1^2 - R^2}{2} + R(R_1 - R) \right] \frac{R_2^2 - R_1^2}{2(R_1 + R)h} \left(1 + 2\mu_s \left(1 + \frac{1}{\operatorname{tg}^2 \beta} \right) \right) + \\ & + \frac{4\mu_s}{\sqrt{3}} \frac{(R_2^2 - R_1^2)(R + R_1)l}{R_1^2 - R^2} + \frac{2\mu_s}{\sqrt{3}} R_1(H_0 - \Delta H_x - h) + \frac{\sqrt{VM}}{\pi} \end{aligned} \right], \quad (5.14)$$

де H_0 – початкова висота заготовки; ΔH_x – хід.

Отриманий вираз приведенного тиску деформування (5.14) може розглядатися як функція параметру $\alpha \in (0, 1)$, що визначає форму кінематичного модуля 2, а також технологічних параметрів R, R_1, R_2, h розрахункової схеми. Переходимо до безрозмірних величин, віднесених до R_2 та проаналізуємо поведінку приведенного тиску деформування в залежності від параметра $\alpha \in (0, 1)$. Використовуємо порівняльний аналіз величини приведенного тиску, отриманої при чисельному інтегруванні у вигляді \bar{p}_t і з використанням верхньої оцінки у вигляді \bar{p} згідно (5.14). При цьому параметри процесу відповідають стадії деформування з повним заповненням зони розвороту металу в трикутному модулі 3 (рис. 5.13). Характер кривих \bar{p}_t (суцільна лінія) і верхньої оцінки \bar{p} (пунктирна лінія) ідентичний для різних значень, при цьому відхилення верхньої оцінки у вигляді (8) від не перевищує 0,2 – 1%. Також для даних кривих не відбувається зміщення точки мінімуму, що відповідає за оптимальне значення параметра. Таким чином, використання величини приведенного тиску у вигляді згідно (5.14) виправдано і значно полегшує подальший аналіз даної величини. У

подальшому аналізі величини приведенного тиску використовуємо верхню оцінку. Варійованим параметром, що оптимізує величину приведенного тиску, є параметр $\alpha \in (0, 1)$, який відповідає за положення точки і форму меж кінематичного модуля 2 (рис. 5.14). Характер кривих при різних значеннях $\bar{R} = R / R_2$ різко відрізняється при визначенні точки мінімуму величини приведенного тиску, що відповідає оптимальному значенню параметра α . Це пов'язано із складовою потужності сил зрізу кінематичних модулів 2 і 3, яка змінює знак в залежності від співвідношень геометричних параметрів і α . Для $\bar{R} = 0.3$ точка мінімуму відповідає рівності нулю потужності сил зрізу кінематичних модулів 2 і 3, для інших значень ця умова не виконується. Характер кривих при різних значеннях $\bar{R}_1 = R_1 / R_2$ істотно залежить від складової потужності сил зрізу кінематичних модулів 2 і 3, при $\bar{R}_1 = 0.8$ точка мінімуму відповідає умові $N_{c_{2-3}} = 0$ (рис. 5.14). Для інших значень \bar{R}_1 ця умова не виконується. При цьому збільшення \bar{R}_1 веде до зниження величини приведенного тиску і зміщення в бік зменшення оптимального значення параметра α . Таким чином, використання формули (3.79) для визначення оптимального значення параметру α , визначеного без урахування складової потужності сил зрізу кінематичного модуля 3, суміжного до модуля 2, не відповідає дійсності.

За аналогією із попередніми дослідженнями кінематичного модуля 2, аналітично визначимо оптимальне значення параметру α , що відповідає оптимальному значенню величини приведенного тиску деформування з рівняння $\frac{d\bar{p}}{d\alpha} = 0$. Однак \bar{p} містить вираз за абсолютною величиною, що залежить від параметра α , що ускладнює пошук точки мінімуму і відповідає різним аналітичним виразам величини приведенного тиску в залежності від значень виразу (5.14). Для деяких співвідношень геометричних параметрів процесу деформування може бути отримано аналітичний вираз оптимального значення параметра α :

$$\alpha_{opt} = \frac{4R_2^3 + 3R_1R_2^2 - 7R_1^3}{8(R_2^3 - R_1^3)} \text{ при } (R_2^2 - R_1^2)(3R_1 + R) - 4R_1(R_1^2 - R_2^2) > 0. \quad (5.15)$$

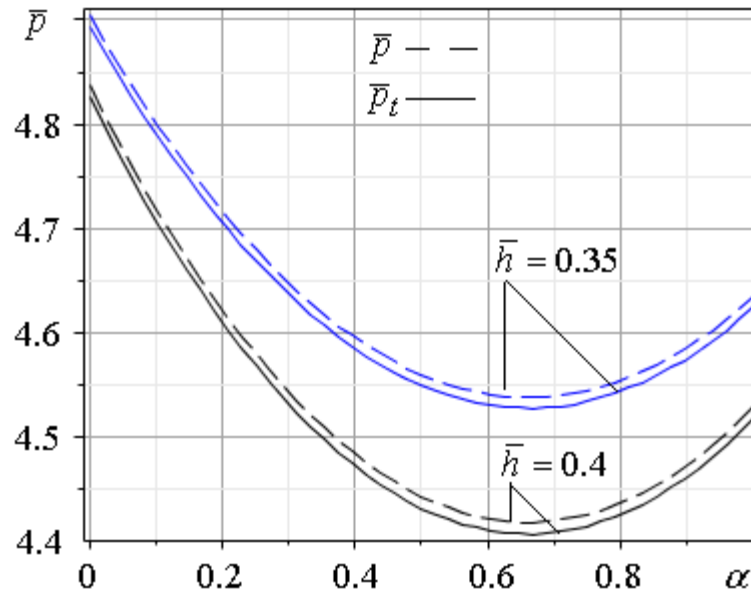


Рисунок 5.13 – Залежність приведенного тиску деформування від параметру α при $\bar{R} = 0.3$, $\bar{R}_1 = 0.5$, $\bar{H} = 1$, $\mu_s = 0.08$ та різних значень \bar{h}

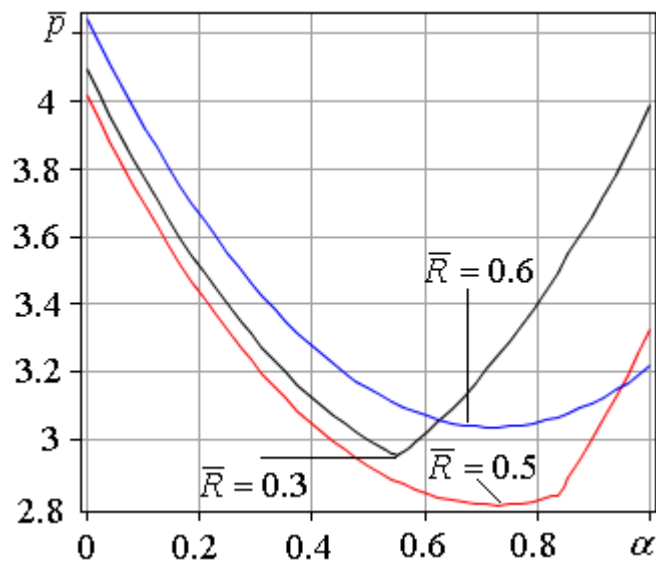


Рисунок 5.14 – Залежність приведенного тиску деформування від параметру α при $\bar{R}_1 = 0.8$, $\bar{h} = 0.5$, $\bar{H} = 1$, $\mu_s = 0.08$ та різних значеннях \bar{R}

Дане оптимальне значення відповідає кривій при $\bar{R} = 0.6$ (рис.5.14) і кривим $\bar{R}_1 = 0.5$ і $\bar{R}_1 = 0.6$ (рис.5.15). Після підстановки оптимального значення параметра α в формулу приведенного тиску (5.14), можлива подальша оптимізація за геометричними параметрами, наприклад, за кутом нахилу твірної оправлення β (рис. 5.16). Для отримання деталей необхідної товщини стінки, що видавлюються, величина \bar{R} повинна бути фіксованою. При цьому зниження зусиль деформування можна досягти варіюванням кута нахилу твірної оправлення β . Зменшення товщини стінки (збільшення \bar{R}) призводить до збільшення величини приведенного тиску і зменшення оптимального значення кута нахилу твірної оправлення. При цьому для всіх співвідношень геометричних параметрів характер кривих ідентичний, відхилення від оптимального значення в сторону зменшення призводить до більш суттєвого зростання величини приведенного тиску.

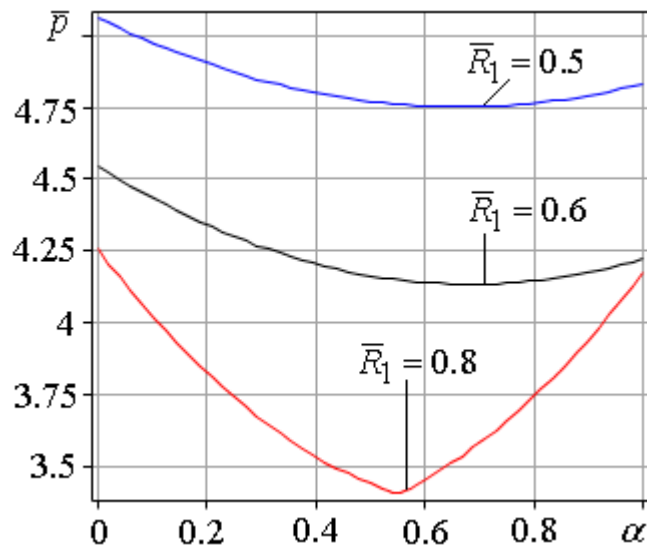


Рисунок 5.15 – Залежність приведенного тиску від параметру α при $\bar{R} = 0.3, \bar{h} = 0.3, \bar{H} = 1, \mu_s = 0.08$ та різних значень \bar{R}_1

Встановлено, що поміж відносних геометричних параметрів на величину \bar{p} найбільший вплив має відносна товщина стінки $\bar{S} = \bar{R}_1 - \bar{R}$, що видавлюється, і кут

нахилу твірної оправлення β . Зі збільшенням величини \bar{R} , тобто зі зменшенням товщини стінки, величина приведенного тиску зростає, що пов'язано зі збільшенням ступеня деформації. При цьому оптимальне значення кута нахилу твірної β зменшується, діапазон варіювання даного параметра відповідає $20 \div 30^\circ$ для різних співвідношень процесу деформування.

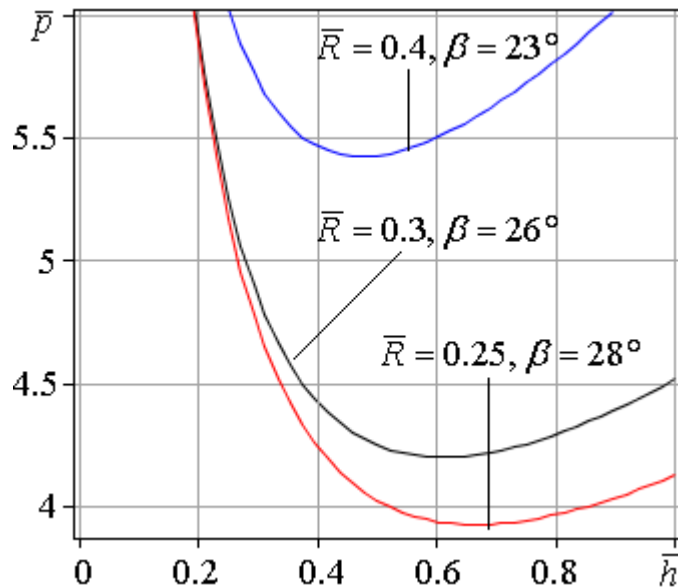


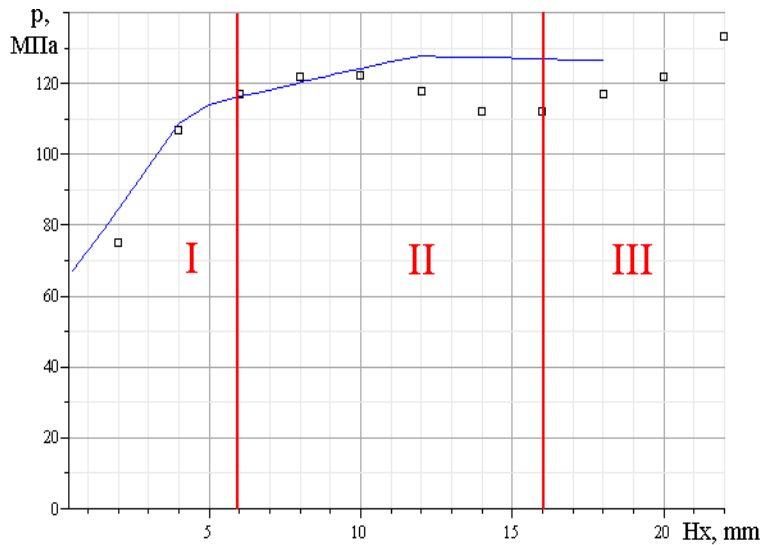
Рисунок 5.16 – Залежність приведенного тиску для $\bar{R}_1 = 0.6$, $\bar{H} = 1.5$, $\bar{H}_x = 0.3$, $\mu_s = 0.1$ при різних значеннях параметра β

Порівняльний аналіз теоретичних і експериментальних даних за силовим режимом процесу комбінованого радіально-прямого видавлювання з обтисненням

З метою перевірки адекватності отриманих розрахункових даних були проведені експериментальні дослідження з отримання порожнистих деталей комбінованим радіально-прямим видавлюванням з обтисненням (рис. 5.17). Проводилося видавлювання деталей з матеріалів С1 і АД1 (рис. 5.17). Дослідження НДС на основі МСЕ та експериментальних даних за силовим режимом процесу радіально-прямого видавлювання з обтисненням більш повно наведені в роботі [92].

За результатами досліджень побудований графік залежності тиску

видавлювання від ходу повзуна преса при $R_2 = 22.5$ мм, $R_1 = 14$ мм, $h = 11.5$ мм, $H_0 = 30$ мм для заготовки С1 (рис. 5.17, а). Аналіз експериментально отриманих даних (рис. 5.17, а, точкові дані) дозволяє виділити три стадії процесу за ходом видавлювання. На першій стадії (I) відбувається радіальна течія металу до зіткнення з оправленням, а потім розворот металу і початок течії металу за прямим видавлюванням, при цьому стадія є нестационарною і відбувається зростання тиску видавлювання. На другій стадії (II) течія металу відповідає стаціонарному процесу і тиск видавлювання зменшується в незначній мірі (зменшення становить 5-10%). Зменшення тиску видавлювання пояснюється зменшенням площі поверхні тертя між заготовкою і інструментом. На заключному етапі процесу (III) деформуючий пуансон доходить до осередку деформації внаслідок чого починається зростання тиску видавлювання. На кривій тиск-хід (рис. 5.17, а, точкові дані) ця стадія виглядає як зростання тиску видавлювання [250].



а



б

Рисунок 5.17 – Графік залежності тиску деформування від ходу повзуна пресу для С1 та отримані деталі з АД1 (б)

Розроблену розрахункову схему процесу комбінованого послідовного радіально-прямого видавлювання з обтисненням можна використовувати аж до виродження модуля 1. Таким чином, використання кінематичних модулів трикутної форми з криволінійними і прямолінійними межами дозволило описати осередки інтенсивної деформації для сталої стадії процесу деформування. Отримане оптимальне значення параметра α_{opt} (5.15) дозволило проаналізувати зміну величини приведенного тиску деформування (5.14) при різних співвідношеннях геометричних параметрів процесу. Встановлено, що оптимальні значення кута нахилу твірної оправки знаходиться в межах від 20° до 30° для різних співвідношень процесу деформування (рис. 5.16). При цьому розроблена розрахункова схема процесу комбінованого радіально-прямого видавлювання з обтисненням може бути використана також для фіксованої конфігурації оправки при ході повзуна до H_0-h , що є обмеженням використання запропонованої розрахункової схеми. Відхилення даних, отриманих на основі запропонованої розрахункової схеми процесу, від експериментально отриманих, не перевищує 13-15%. Відзначимо, що потужності сил деформування, зрізу та тертя у вигляді (5.11)-(5.13) для кінематичного модуля 3 можуть бути використані в різних розрахункових схемах при зміні сусідніх кінематичних модулів. Коригування при цьому будуть вимагати тільки розрахунки потужностей сил зрізу.

5.2.2 Моделювання процесів послідовного радіально-прямого видавлювання з роздаванням із наявністю складної конфігурації інструменту

Моделювання процесів послідовного радіально-прямого видавлювання з роздаванням із врахуванням конусності протипуансону

При отриманні виробів з порожниною постійного діаметра для зниження сили штампування і питомих зусиль на пуансоні, в порівнянні зі зворотним

видавлюванням, може бути використаний спосіб прямого видавлювання з роздаванням (рис. 1.7) [107, 139, 252, 263]. Сутність цього процесу деформування полягає в тому, що діаметр вихідної заготовки визначається діаметром порожнини, а формоутворення виробів виконується прямим видавлюванням (рис. 5.18, а) [252, 255, 264]. При цьому форма кінематичного модуля 2а визначається формою межі напівфабрикату 4 радіусу R_1 та нижнього пуансона 3 з кутом β , а конфігурація суміжних кінематичних модулів залежить від H та h_2 та того, наскільки розвиненою є радіальна течія в процесі послідовного радіально-прямого видавлювання з роздаванням (рис. 5.18, б). Таким чином, розроблений осьовий трапецеїдальний кінематичний модуль із прямолінійною похилою межею може бути використаний для урахування конусності протипуансону (рис. 5.18) [252, 264, 265].

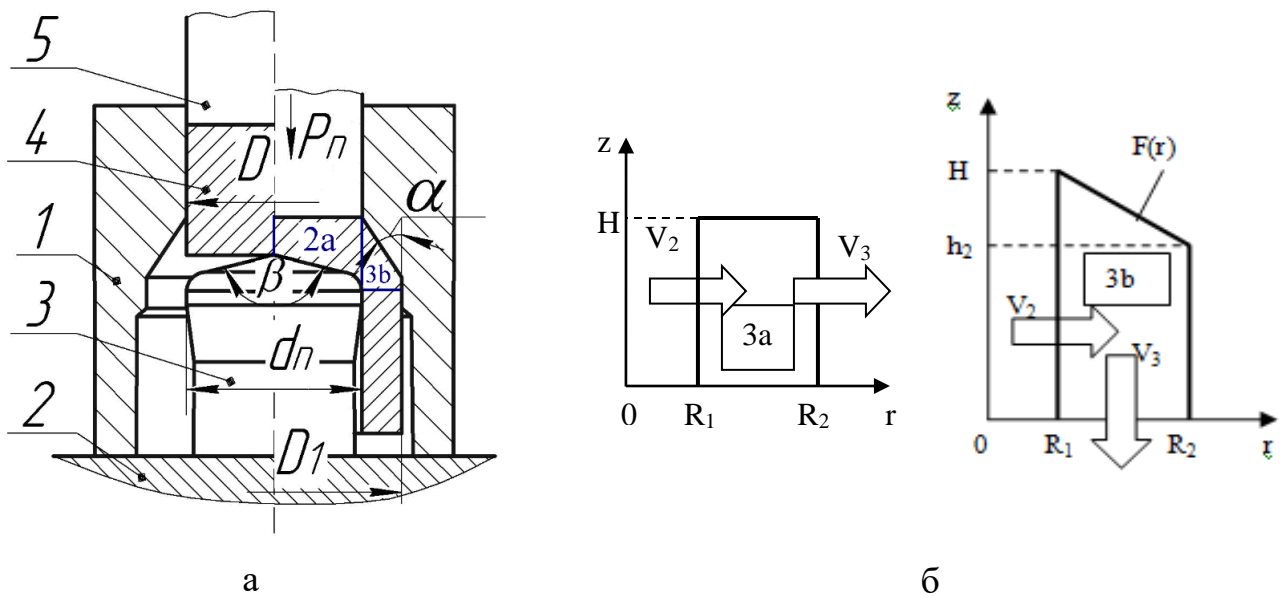


Рисунок 5.18 – Загальна схема (а) та варіативність суміжних модулів (б) процесу послідовного радіально-прямого видавлювання з роздаванням

Покладаючи в розрахунках (4.6) – (4.10) заміни $h_i = H$ та $R_i = R_1$, отримаємо вираз приведенного тиску деформування для даного кінематичного модуля із верхнім суміжним модулем 1 ($V_{z1} = -V_0$, $V_{r1} = 0$) у вигляді двох частин:

$$\Delta \bar{p}_{2a} = \frac{N_{d2a} + N_{c2a \rightarrow} + N_{t2a}}{\pi \sigma_s V_0 R_1^2} + \frac{N_{c \downarrow -3j}}{\pi \sigma_s V_0 R_1^2}, \quad (5.16)$$

де $N_{c \downarrow -3j}$ - повна потужність сил зрізу на вертикальній поверхні межування кінематичного модуля 2a та суміжного 3j різних конфігурацій.

Такий поділ є раціональним з точки зору достатньо великого впливу саме повної потужності сил зрізу на межі стикування двох суміжних уніфікованих кінематичних модулів на можливості оптимізації за обраними геометричними параметрами розрахункової схеми. Така властивість була продемонстрована вище при визначенні оптимального значення приведенного тиску деформування (рис. 4.4, рис. 4.5). Таким чином, можливості використання даного кінематичного модуля в загальній розрахунковій схемі процесу послідовного комбінованого видавлювання та оптимізації (за потреби) за геометричним параметром h , що визначає кут нахилу похилої межі кінематичного модуля 2a відносно горизонталі, вимагають врахування потужності сил зрізу із суміжним правим кінематичним модулем 3 різної конфігурації. Типовими внутрішніми кінематичними модулями, що можуть слугувати у якості суміжних до кінематичного модуля 2a є кінематичні модулі, що застосовують при дослідженні процесу комбінованого послідовного радіально-прямого видавлювання з розвиненим (3a) чи з нерозвиненим плином металу (3b) після зони розвороту (рис. 5.18, б) Таким чином повна величина потужності сил зрізу на межі кінематичних модулів 3a ($j=a$) або 3b ($j=b$) із розробленим кінематичним модулем 2a приймає вигляд:

$$N_{c \downarrow -3a} = N_{c2a-3a} = \frac{\pi \sigma_s R_1 H V_0}{\sqrt{3}} \left| 1 - \frac{k R_1}{2H} \right|; \quad (5.17)$$

$$N_{c \downarrow -3b} = N_{c2a-3b} = \frac{\pi \sigma_s R_1 H V_0}{\sqrt{3}} \left| \frac{R_1^2}{R_2^2 - R_1^2} + \frac{(k - k_3) R_1}{2H} - 1 \right|. \quad (5.18)$$

Таким чином, отримаємо величину приведенного тиску даного кінематичного модуля з урахуванням верхньої оцінки потужності сил деформування, тертя та зрізу із суміжними модулями 3а або 3б згідно (5.16)-(5.18) у вигляді:

$$\Delta\bar{p}_{2a_3a} = \frac{N_{d2a} + N_{c2a \rightarrow} + N_{c2a_3a} + N_{t2a}}{\pi\sigma_s V_0 R_1^2}; \quad (5.19)$$

$$\Delta\bar{p}_{2a_3b} = \frac{N_{d2a} + N_{c2a \rightarrow} + N_{c2a_3b} + N_{t2a}}{\pi\sigma_s V_0 R_1^2}. \quad (5.20)$$

Отримані величини (5.19) та (5.20) повністю визначають розрахунки всередині кінематичного модуля 2а та можуть бути використані при моделюванні процесів комбінованого поздовжньо-поперечного видавлювання із включенням додаткових складових відповідно до повного набору кінематичних модулів необхідної розрахункової схеми. Проведемо аналіз впливу умов тертя на поверхні контакту заготовки та нижнього пуансону на величину приведенного тиску для суміжного кінематичного модуля 3а для процесу комбінованого радіально-прямого видавлювання з розвиненою радіальною течією (рис. 5.18, б). Величина $\Delta\bar{p}_{2a_3a}$ зростає із погіршенням умов тертя, при цьому для всього діапазону $\mu_s = 0 \div 0.24$, характерного для процесів холодного видавлювання, дані функції мають точку мінімуму. Збільшення величини коефіцієнта тертя призводить до зменшення оптимального значення параметра $\bar{h} = h/R$ (R - зовнішній радіус отриманого відростка), що обумовлене зменшенням площі контакту заготовки та інструменту, і відповідно потужності сил тертя. Величина $\Delta\bar{p}_{2a_3a}$ зростає із зменшенням відносної товщини фланцевої зони \bar{H} , дані функції мають точку мінімуму для всіх розглянутих значень, крім $\bar{H} = 0.5$ (рис. 5.20). Це може бути обумовленим зменшенням впливу потужності сил тертя на площі контакту заготовки та інструменту по відношенню до повної величини приведено тиску деформування.

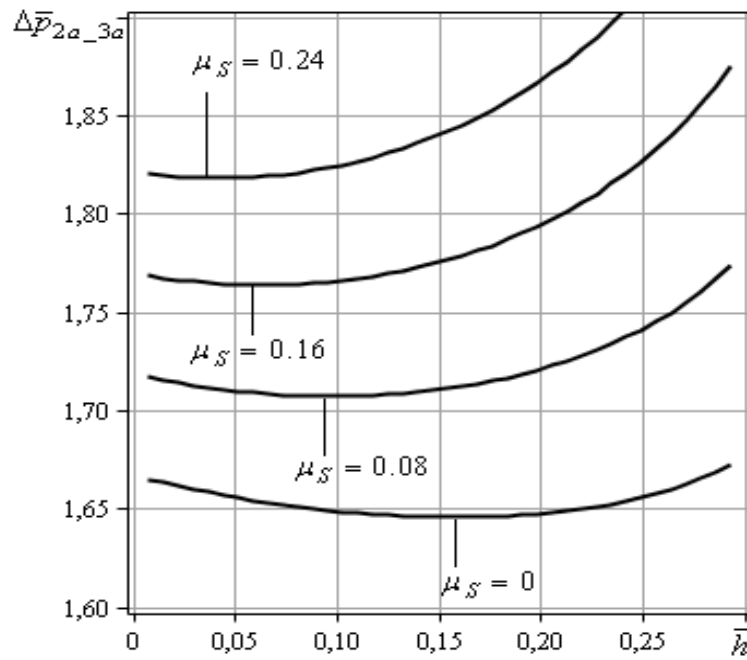


Рисунок 5.19 – Залежності величини $\Delta \bar{p}_{2a_3a}$ від параметра \bar{h} за різних умов тертя при $\bar{R}_1 = R_1/R = 0.5$ та $\bar{H} = H/R = 0.3$

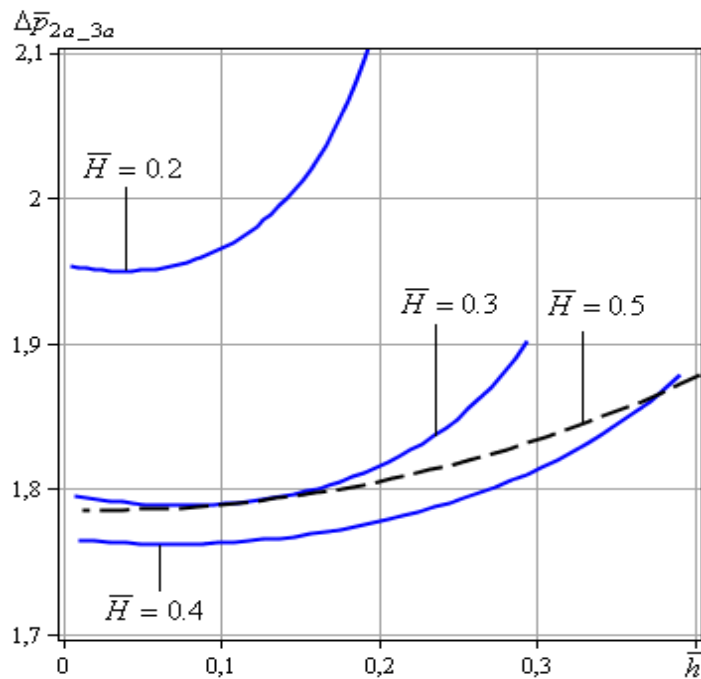


Рисунок 5.20 – Залежності величини $\Delta \bar{p}_{2a_3a}$ від параметра \bar{h} за різних \bar{H} при $\bar{R}_1 = R_1/R = 0.6$ та $\mu_S = 0.16$

Проведемо аналіз впливу умов тертя на поверхні контакту заготовки та нижнього пуансону на величину приведенного тиску для суміжного кінематичного модуля $3b$ (рис. 5.21) для процесу комбінованого радіально-прямого видавлювання з нерозвиненою радіальною течією. Для дослідження визначаємо відносні геометричні параметри у вигляді $\bar{R}_1 = R_1 / R_2$, $\bar{H} = H / R_2$, $\bar{h} = h / R_2$ та $\bar{h}_2 = h_2 / R_2$. Величина $\Delta\bar{p}_{2a_3b}$ зростає із погіршенням умов тертя, при цьому для всього діапазону $\mu_S = 0 \div 0.5$, дані функції мають точку мінімуму, крім граничного $\mu_S = 0.5$. Величина приведенного тиску $\Delta\bar{p}_{2a_3b}$ збільшується із зменшенням відносної товщини фланцевої зони (рис. 5.22). Вплив відносного геометричного параметра \bar{H} із збереженням інших співвідношень процесу деформування є значним, оптимальне значення величини \bar{h} зміщується в сторону збільшення, при чому для достатньо великої товщини фланцевої зони $\bar{H} = 0.5$ точки мінімуму немає, тобто величина \bar{h} , що відповідає оптимальному значенню приведенного тиску, прямує до \bar{H} (кінематичний модуль $2a$ вироджується у трикутний). При аналізі величин приведенного тиску деформування $\Delta\bar{p}_{2a_3a}$ та $\Delta\bar{p}_{2a_3b}$ виявлено великий вплив умов тертя на похилій межі між заготовкою та нижнім пуансоном як кількісно, так і якісно. За граничних значень $\mu_S = 0.5$ та $\mu_S = 0$ функції $\Delta\bar{p}_{2a_3a}$ та $\Delta\bar{p}_{2a_3b}$ можуть мати монотонний характер без наявності точки мінімуму. Таким чином, умови тертя можна вважати якщо і не визначальними, то такими, що суттєво впливають на можливість оптимізації приведенного тиску кінематичного модуля $2a$ за параметром \bar{h} , що характеризує нахил похилої нижньої межі. Вплив відносної величини товщини фланцевої зони \bar{H} за деяких геометричних співвідношень комбінації кінематичних модулів $2a$ та $3a$ і $3b$ відповідно, також впливає на можливість оптимізації приведенного тиску кінематичного модуля $2a$ за параметром \bar{h} . Таким чином, для осьового трапецеїдального кінематичного модуля з нижньою прямолінійною похилою межею $2a$ одержано величини приведених тисків $\Delta\bar{p}_{2a_3a}$ та $\Delta\bar{p}_{2a_3b}$ із врахуванням потужності сил деформування, сил тертя на поверхні інструменту та заготовки та зрізу на межі кінематичних модулів $2a$ та $3a$ і $2a$ та $3b$.

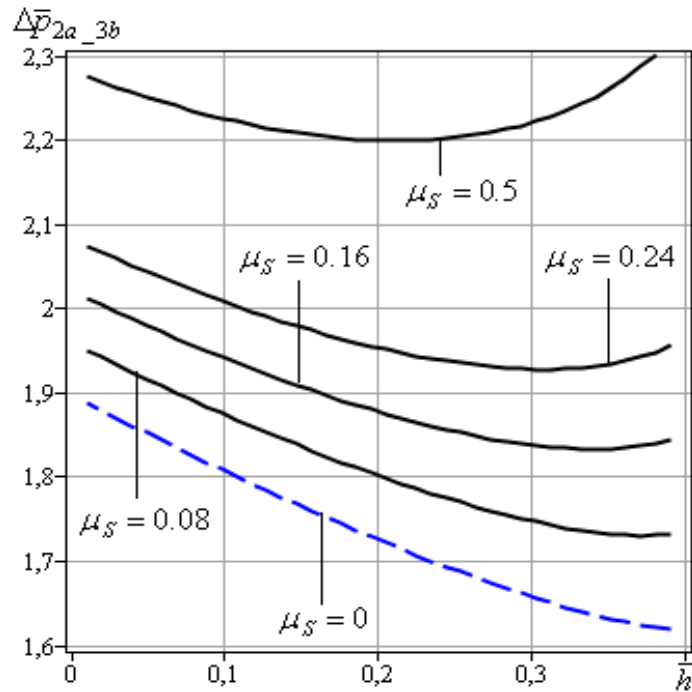


Рисунок 5.21 – Залежності величини $\Delta \bar{p}_{2a-3b}$ від параметра \bar{h} за різних умов тертя при $\bar{R}_1 = 0.8$, $\bar{H} = 0.4$, $\bar{h}_2 = 0.2$

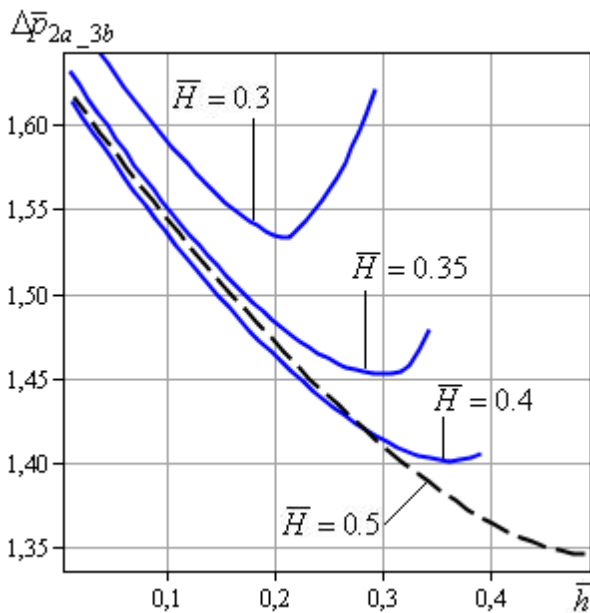


Рисунок 5.22 – Залежності величини $\Delta \bar{p}_{2a-3b}$ від параметра \bar{h} за різних \bar{H} при $\bar{R}_1 = 0.7$, c та $\mu_s = 0.16$

Умови тертя та відносну величину товщини фланцевої зони \bar{h} можна вважати такими, що суттєво впливають на можливість оптимізації приведенного тиску кінематичного модуля $2a$ за параметром h , що характеризує нахил похилої нижньої межі. Отримані результати сприятимуть визначенню оптимальних параметрів конфігурації інструмента та розробці відповідних конструкторсько-технологічних рекомендацій.

Моделювання процесів послідовного радіально-прямого видавлювання з роздаванням із врахуванням заокруглення на матриці

Наявність широкого кола процесів видавлювання із розвинутою радіальною складовою течії металу вимагає більш детального дослідження з точки зору відображення картини течії металу в зоні розвороту до радіальної течії і далі з течією до фланцевої зони та із урахуванням наявності фасок або заокруглень на поверхні контакту матриці із заготовкою (рис. 5.23). Однак переважна частина проведених раніше досліджень на основі ЕМБП базувалася на розробці спрощених розрахункових схем, основними елементами яких були кінематичні модулі прямокутної форми, а наявність заокруглення на матриці або не враховувалася, або замінювалася на наявність фаски із певним кутом нахилу. Прогнозовані оцінки силового режиму, отримані на основі спрощених розрахункових схем мали завищений характер із суттєвою похибкою у порівнянні із експериментально отриманими даними. Експериментальні дослідження викривлення ділильної сітки в зоні розвороту від прямого видавлювання до радіального (від центру до периферії) для матеріалу АД31 в процесі послідовного радіально-прямого видавлювання представлено нижче (рис. 5.23). При цьому розглядається процес із розвинутою складовою радіальної течії (табл. 1.7, ряд В). Аналіз характеру течії металу за розподілом інтенсивності напружень для матеріалу АД31 (рис. 5.23, б) дозволяє зробити висновки про варіанти кінематичних модулів 2 в осьовій зоні [255, 256, 263]. Як було зазначено раніше, найуживанішим кінематичним модулем в осьовій зоні

розвороту течії металу є кінематичний модуль 2а прямокутної форми ($V_{z2a} = -V_0 z/h$, $V_{r2a} = V_0/(2h)$). Однак його використання обмежує можливості енергетичного методу у питанні оптимізації даної розрахункової схеми за геометричними параметрами форми осередків деформації. У якості альтернативного кінематичного модуля можна запропонувати розроблений комплекс кінематичних модулів 2а-2с (рис. 4.15, б) [263].

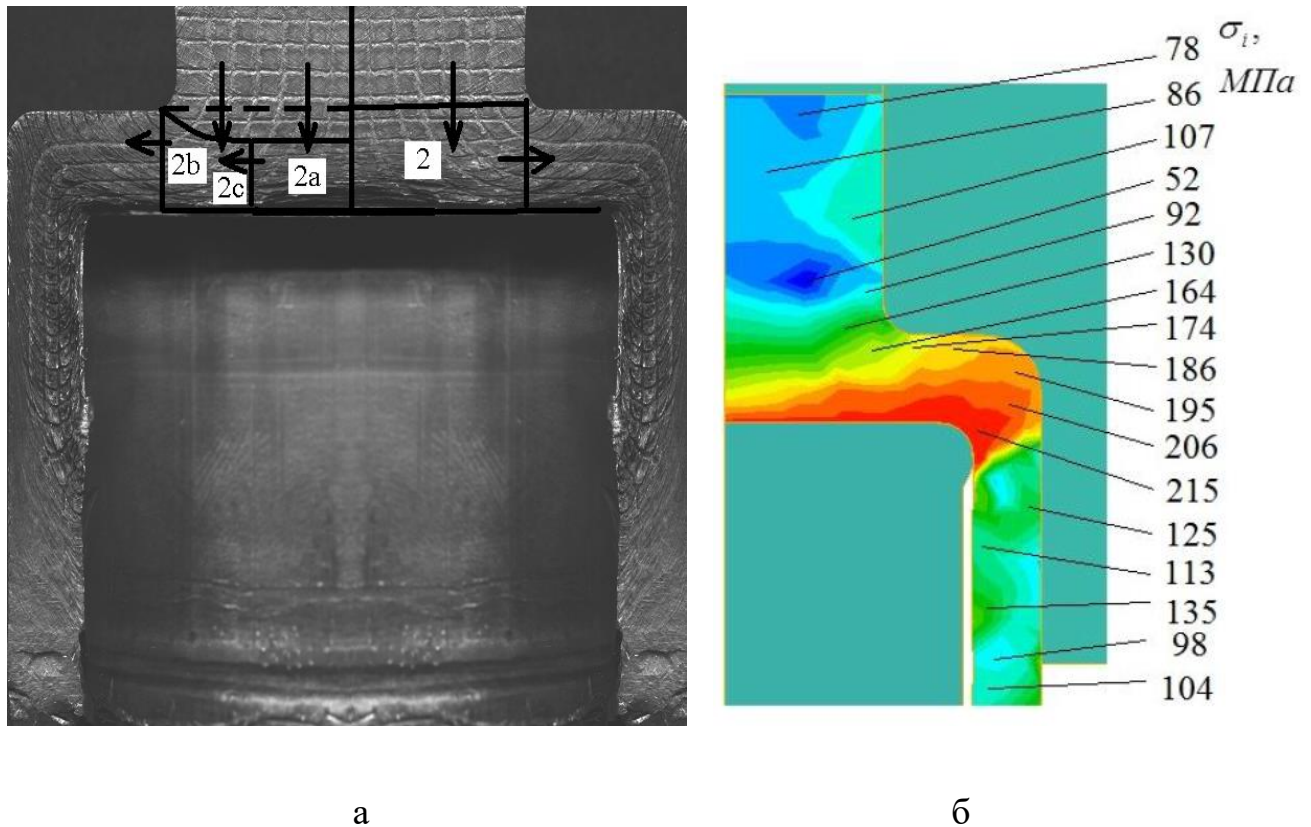


Рисунок 5.23 – Викривлення ділильної сітки із розбиттям на комплекс модулів (а) та розподіл інтенсивності напружень (б) в процесі послідовного радіально-прямого видавлювання з роздаванням для АДЗ1

Загальна розрахункова схема процесу із наявністю заокруглення (у найпростішому варіанті без заокруглення) на матриці та можливих варіантів кінематичного модуля 2 в осьовій зоні та можливих конфігурацій суміжного модуля 3 має наступний вигляд (рис. 5.24) [255, 256, 263].

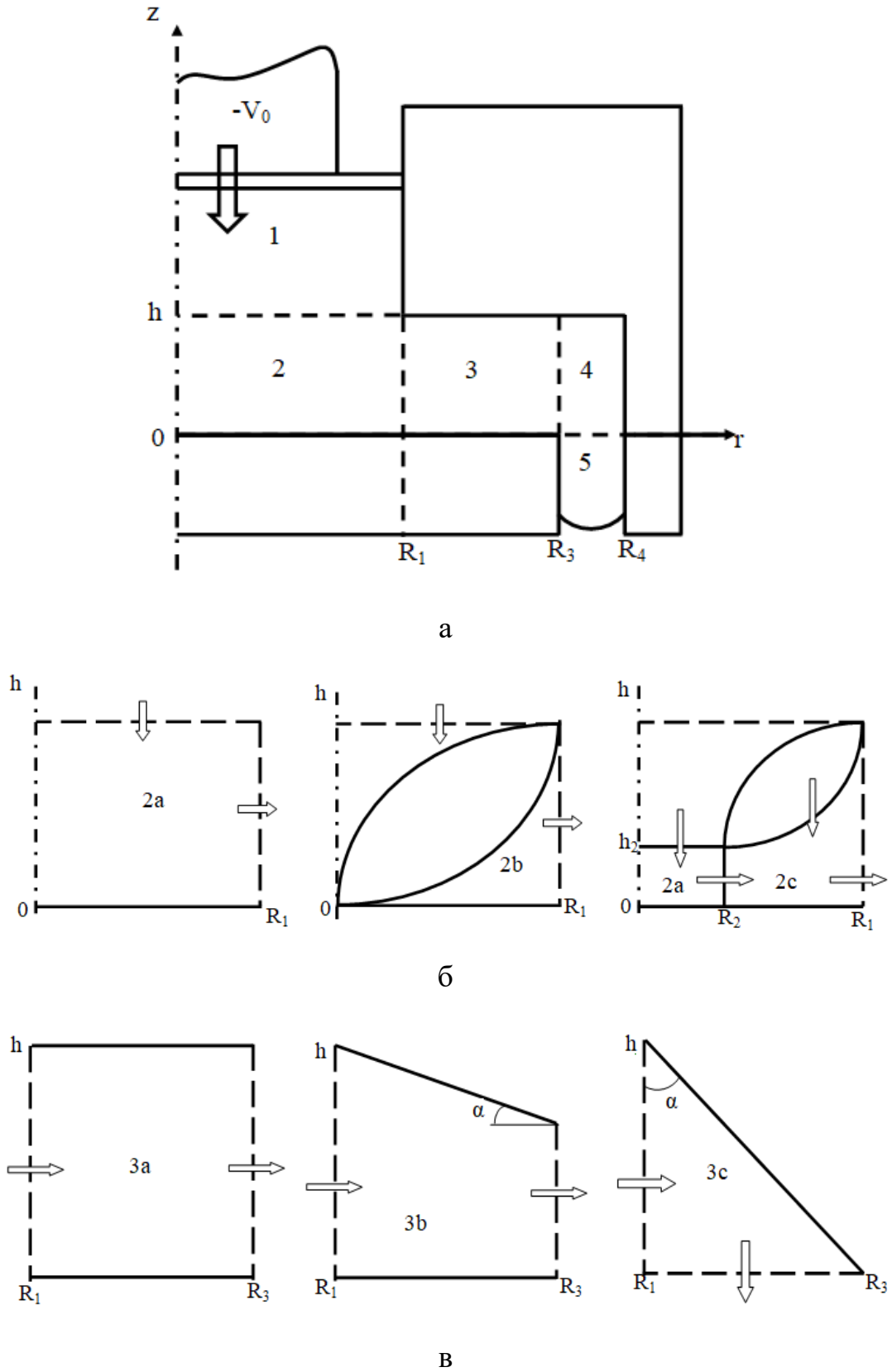


Рисунок 5.24 – Загальна розрахункова схема (а) та варіації кінематичного модуля 2 (б) та суміжних кінематичних модулів 3 (в)

При цьому враховуємо найуживаніші варіанти кінематичних суміжних модулів у вигляді 3a, 3b, 3c (рис. 5.24, в) та із заокругленням 3r у формі (рис. 4.7, а). Порівняльний аналіз раціональності використання кінематичного модуля 2 різної конфігурації у формах 2a та комплексу 2a-2c за (4.48) в залежності від наявності суміжних модулів різної форми повністю відображається шляхом порівняння приведенного тиску деформування за альтернативними розрахунковими схемами.

Достатньо до розрахунків всередині даного кінематичного модуля 2a прямокутної форми та розробленого комплексу 2a-2c або його частинного випадку виродження у трикутний кінематичний модуль 2b записати повні величини потужності сил зрізу у вигляді. Розглядаючи необхідність подальшої оптимізації повного виразу приведенного тиску деформування та проведення порівняльного аналізу, в подальших розрахунках використовуємо частинний випадок комплексу кінематичних модулів 2a-2c зони 2 у вигляді трикутного кінематичного модуля 2b із одним параметром варіювання $\alpha \in (0, 1)$, що визначає форму похилої межі. Маємо:

$$N_{c2a_3a} = \frac{\pi \sigma_s R_1 h}{\sqrt{3}} V_0, \quad (5.21)$$

$$N_{c2b_3a} = \frac{\alpha \pi \sigma_s R_1 h}{\sqrt{3}} V_0, \quad (5.22)$$

$$N_{c2a_3b} = \frac{\pi \sigma_s R_1 h}{\sqrt{3}} V_0 \left| \frac{R_1}{2h} \operatorname{tg} \alpha - 1 \right|, \quad (5.23)$$

$$N_{c2b_3b} = \frac{\pi \sigma_s R_1 h}{\sqrt{3}} V_0 \left| \frac{R_1}{2h} \operatorname{tg} \alpha - \alpha \right|, \quad (5.24)$$

$$N_{c2a_3c} = \frac{\pi \sigma_s R_1 h}{\sqrt{3}} V_0 \left| \frac{R_1 (3R_1 + R_2)}{2(R_2^2 - R_1^2)} \operatorname{tg} \alpha - 1 \right|, \quad (5.25)$$

$$N_{c2b_3c} = \frac{\pi \sigma_s R_1 h}{\sqrt{3}} V_0 \left| \frac{R_1 (3R_1 + R_2)}{2(R_2^2 - R_1^2)} \operatorname{tg} \alpha - \alpha \right|. \quad (5.26)$$

З точки зору дослідження можливості використання параметра $\alpha \in (0, 1)$ в якості варіюємого, необхідно розглядати величину приведенного тиску, що враховує потужності сил деформування, зрізу і тертя для різних комбінацій зони 2 і зони 3 згідно (4.43), (4.48), (5.21)-(5.26). Розглянемо величину приведенного тиску у вигляді:

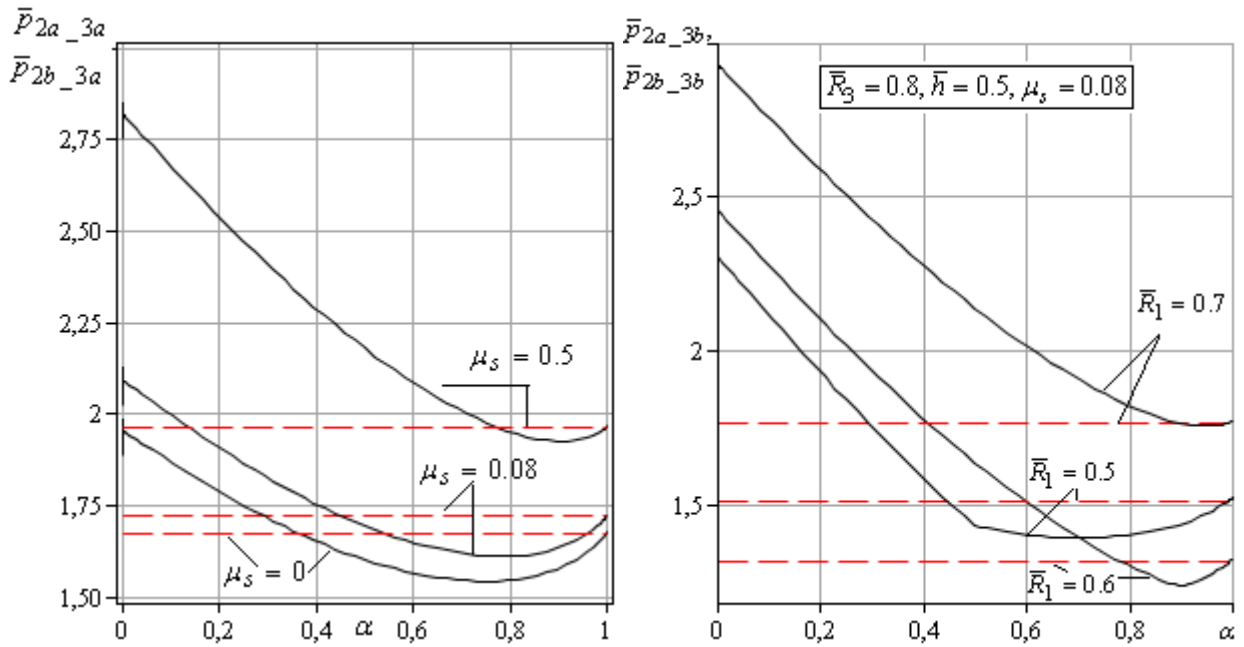
$$\bar{p}_{2i_3j} = \frac{N_{d2i} + N_{c1i_2j} + N_{t2i} + N_{c2i_3j}}{\pi \sigma_s V_0 R_1^2}, \quad (5.27)$$

де i приймає значення а або б при використанні кінематичних модулів 2а або 2б відповідно, j приймає значення а, б або с при використанні кінематичних модулів 3а, 3б або 3с відповідно.

В подальших розрахунках використовуємо відносні геометричні параметри процесу у вигляді $\bar{h} = h / R_1$, $\bar{h}_2 = h_2 / R_1$. Характер змінення величини приведенного тиску деформування \bar{p}_{2a_3a} та \bar{p}_{2b_3a} за різних умов тертя для комбінації кінематичних модулів 2а або 2б з модулем 3а представлено на рис. 5.25. Дана комбінація відповідає розрахунковим схемам процесу послідовного радіально-прямого видавлювання з роздаванням із розвинутою складовою радіальної течії. Погіршення умов тертя тягне за собою збільшення величини приведенного тиску деформування для обох комбінацій модулів 2а або 2б з модулем 3а. При цьому червона горизонтальна пунктирна лінія визначає величину приведенного тиску деформування \bar{p}_{2a_3a} (немає оптимізації), а чорна суцільна лінія відповідає величині \bar{p}_{2b_3a} з можливістю оптимізації за параметром $\alpha \in (0, 1)$. За всіх умов тертя раціонально використовувати трикутний кінематичний модуль 2б замість прямокутного 2а (рис. 5.25, а).

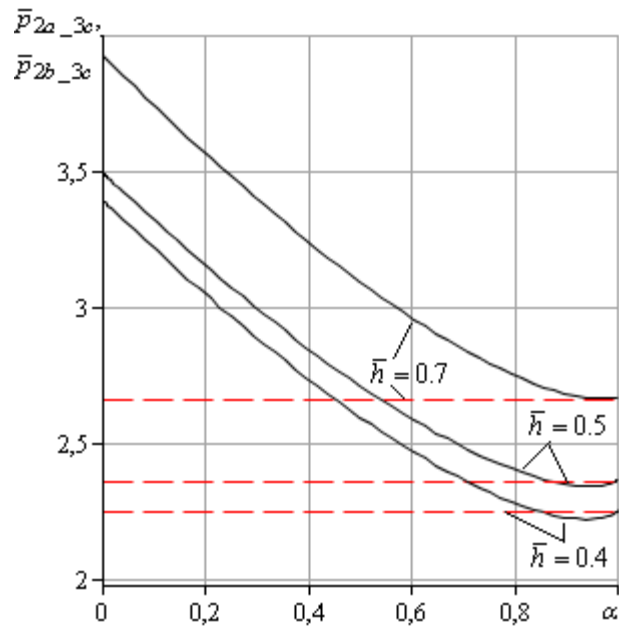
При цьому зниження величини приведенного тиску деформування може складати 7-8% із зменшенням за гірших умов тертя. Оптимальне значення параметра α із погіршенням умов тертя збільшується. Вплив інших геометричних параметрів та співвідношень на раціональність використання трикутного модуля 2b замість прямокутного 2a представлено в роботах [256, 263]. Складна форма матриці вимагає використання в розрахункових схемах процесу послідовного радіально-прямого видавлювання з роздаванням використання кінематичних модулів вигляду 3b та 3c. Проведемо аналіз раціональності використання трикутного кінематичного модуля 2b замість прямокутного 2a в комбінації з модулем 3b (рис. 5.25, б).

Для умов тертя, характерних для процесів холодного видавлювання ($\mu_s = 0.08$) за різних співвідношень геометричних параметрів процесу деформування величина приведенного тиску деформування має точку мінімуму. При цьому це є оптимальним значенням приведенного тиску деформування у порівнянні із розрахунками для комбінації модулів 2a та 3b. Однак якщо для умов (5.22) вдається досягти зниження величини \bar{p}_{2b_3b} приведенного тиску деформування до 7-8% по відношенню до \bar{p}_{2a_3b} , то для умов (5.24) це зниження є несуттєвим. Оптимальне значення параметра α варіюється в межах від 0,7 до 0,95. Проведемо аналіз раціональності використання трикутного кінематичного модуля 2b замість прямокутного 2a в комбінації з модулем 3c (рис. 5.25, в). Для умов тертя $\mu_s = 0.08$ за різних співвідношень геометричних параметрів процесу деформування величина \bar{p}_{2b_3c} має точку мінімуму, яка і визначає оптимальним значенням приведенного тиску деформування у порівнянні із розрахунками для комбінації модулів 2a та 3c. Однак зниження величини \bar{p}_{2b_3c} приведенного тиску деформування по відношенню до \bar{p}_{2a_3c} зменшується у порівнянні із комбінацією з модулями 3a та 3b, при цьому для умов (5.26) це зниження є несуттєвим (може складати 1-2%). Оптимальне значення параметра α при коливанні величини \bar{h} (кута нахилу кромки γ) практично не змінюється та знаходиться в межах від 0,9 до 0,97 [256, 263].



а

б



в

Рисунок 5.25 – Змінення приведенного тиску \bar{p}_{2i_3a} при $\bar{R}_1 = 0.6, \bar{R}_3 = 0.8, \bar{h} = 0.4$ при різних умовах трення (а), \bar{p}_{2i_3b} при $\bar{R}_3 = 0.8, \bar{h} = 0.5, \mu_s = 0.08$ (б) та \bar{p}_{2i_3c} при $\bar{R}_1 = 0.8, \bar{R}_3 = 1, \mu_s = 0.08$ (в)

Така відмінність у величині можливого зменшення оцінки приведенного тиску деформування за рахунок заміни прямокутного модуля 2а на трикутний 2б відбувається завдяки різному вкладу величини зрізу на поверхні контакту кінематичних модулів 2 та 3 в загальну величину приведенного тиску деформування. Найбільшого зниження вдається досягти при комбінації кінематичних модулів 2а та 2б із модулем 3а (з $V_{z3a} = 0$). Менше зменшення величини приведенного тиску деформування відповідає кінематичним модулям 3б та 3с із ненульовою складовою для КМПШ ($V_{z3b} < 0$ та $V_{z3c} < 0$), напрям якої співпадає із напрямом V_{z2a} та V_{z2b} . Таким чином, продемонстровано раціональність використання трикутного кінематичного модуля 2б замість прямокутного 2а у різній комбінації із модулями 3а, 3б та 3с за різних співвідношень та умов тертя процесу деформування. Аналіз заміни кінематичного модуля вигляду 2б на комплекс кінематичних модулів 2а-2с для випадку комбінації із модулем 3а збігається із порівняльним аналізом, проведеним раніше (рис. 4.22). Для комбінації із суміжними модулями більш складної конфігурації маємо наступні відмінності (рис. 5.26).

Відхилення оптимального значення приведенного тиску деформування \bar{p}_{2b_3b} (рис. 5.25, б) та \bar{p}_{2c_3b} (рис. 5.26, а) при $\bar{R}_3 = 0.5$, $\bar{R}_3 = 0.8$, $\bar{h} = 0.5$, $\mu_s = 0.08$ коливається в межах 4-5 % (для $\bar{p}_{2b_3b \min} = 1.44$ та $\bar{p}_{2c_3b \min} = 1.377$ відповідно), а для комбінації \bar{p}_{2b_3c} (рис. 5.25, в) та \bar{p}_{2c_3c} (рис. 5.26, б) складає ще менше. При чому при порівнянні \bar{p}_{2a_3c} (рис. 5.25 в) та \bar{p}_{2c_3c} (рис. 5.26, б) ця тенденція зберігається, тому оптимізація за параметром α при комплексі 2в-3с практично не вірізняється від найпростішого випадку комбінації кінематичних модулів прямокутної форми 2а-3с, що говорить про однозначну раціональність застосування комбінації 2с-3с. Таким чином, для комбінації із суміжним модулем радіальної течії 3а раціональною є заміна 2в-3а або 2с-3а, для яких вдається знизити прогнозовані оцінки приведенного тиску деформування подекуди до 7-8 % та 8-10 % відповідно.

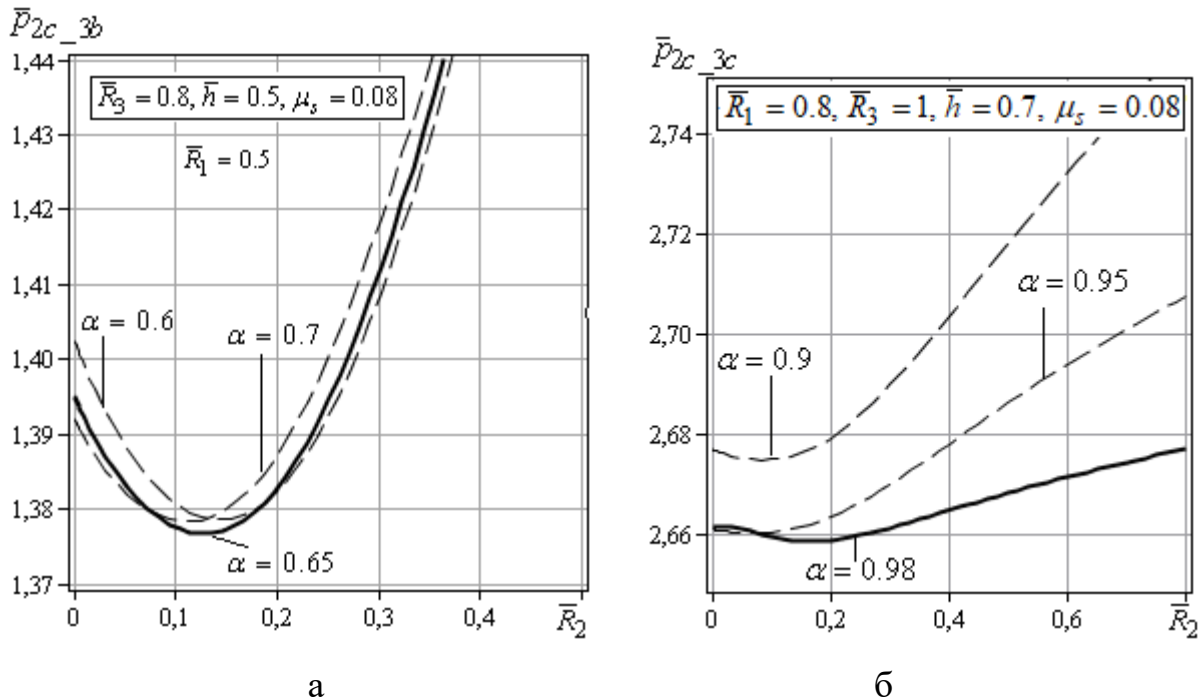


Рисунок 5.26 – Змінення приведенного тиску \bar{p}_{2c_3b} (а) та \bar{p}_{2c_3c} (б)

Для комбінації із суміжним модулем радіальної течії 3б раціональною є така ж сама заміна 2в-3а або 2с-3а, однак зменшення прогнозованих оцінок приведенного тиску деформування є менш суттєвим. З огляду на менші складнощі у подальшій оптимізації (наявність одного параметру оптимізації α для кінематичного модуля 2б) рекомендованою може бути заміна у вигляді комплексів 2б-3а та 2б-3б. Для комбінацій 2і-3с з огляду на несуттєвість відмінностей у приведених тисках деформування (рис. 5.25, в) рекомендовано однозначно рекомендувати заміну 2с-3с.

Аналіз використання кінематичного криволінійного трапецеїдального модуля із заокругленням для оптимізації форми інструменту

Питання використання у якості варіюємого параметру радіусу заокруглення необхідно розглядати для величини приведенного тиску деформування всієї розрахункової схеми \bar{p} [254]. Проаналізуємо поведінку величини приведенного тиску деформування \bar{p} , розрахованих за (5.27), в залежності від радіусу заокруглення матриці R , при розгляді розбиття кінематичного модуля 3а (рис. 5.24, в) на комплекс двох типу 3а та 3г у формі

(рис. 4.7, а). Величина \bar{p} враховує складові кінематичного модуля зони 3 та додатково відомих суміжних кінематичних модулів зони 2 різної конфігурації (рис. 5.24, б). Збільшення радіусу заокруглення суттєво впливає на складову потужності сил тертя на поверхні межування заготовки та інструменту (рис. 5.27). За будь-яких умов тертя, характерних для холодного видавлювання криві приведенного тиску деформування мають точку мінімуму, що вказує на можливості оптимізації форми інструменту за радіусом заокруглення. Однак розглядання приведенного тиску деформування тільки для кінематичного модуля 3г та повної величини всієї розрахункової схеми вказує на відмінності у оптимальному значенні радіусу заокруглення. Для повної розрахункової величини це оптимальне значення зміщується в сторону зростання і складає 0,7 мм по відношенню із 0,2 мм для тих самих співвідношень без урахування суміжних кінематичних модулів. Це відбувається завдяки із змінами об'ємів суміжних осередків деформації зон 2 і 4, що межують із кінематичним модулем 3г. Зміна параметрів осередків впливає на їх внесення у величину приведенного тиску деформування всієї розрахункової схеми. Тому в подальших дослідженнях слід враховувати всі складові розрахункової схеми, що залежать від обраного параметру оптимізації, в даному випадку від радіусу заокруглення. Аналіз дослідження впливу товщини фланцевої зони та умов тертя на величину повного приведенного тиску деформування виявив наступні особливості. Погіршення умов тертя за будь-яких співвідношеннях геометричних параметрів процесу призводить до зменшення оптимального значення радіусу заокруглення, що пов'язане із збільшенням площі контакту заготовки та інструменту та відповідно із збільшенням складової потужності сил тертя. При цьому із збільшенням товщини фланцевої зони оптимальне значення радіусу заокруглення теж збільшується поряд із зменшенням самої величини приведенного тиску деформування. Коливання оптимального значення радіусу заокруглення змінюється від 2.5 мм до 1.2 мм з погіршенням умов тертя (рис. 5.28) та від 1.7 мм до 0.9 мм для $\mu_s=0.08$ із зменшенням відносної товщини фланця. При цьому відмінності приведенного тиску деформування для різних умов тертя можуть сягати 35–40 %, що говорить про вагомий внесок у силовий режим складових потужності сил тертя.

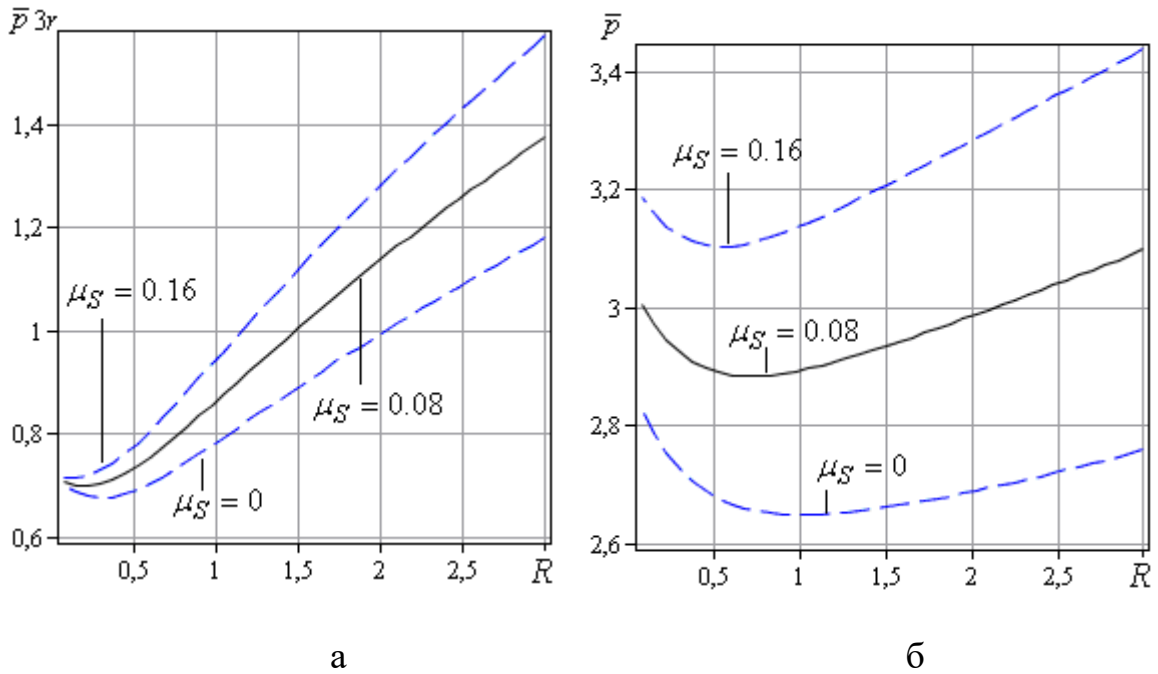


Рисунок 5.27 – Залежності від радіусу заокруглення приведенного тиску деформування при $h_{i+1}=3$, $R_i=18$ кінематичного модуля $3r$ (а) та розрахункової схеми радіального видавлювання (б)

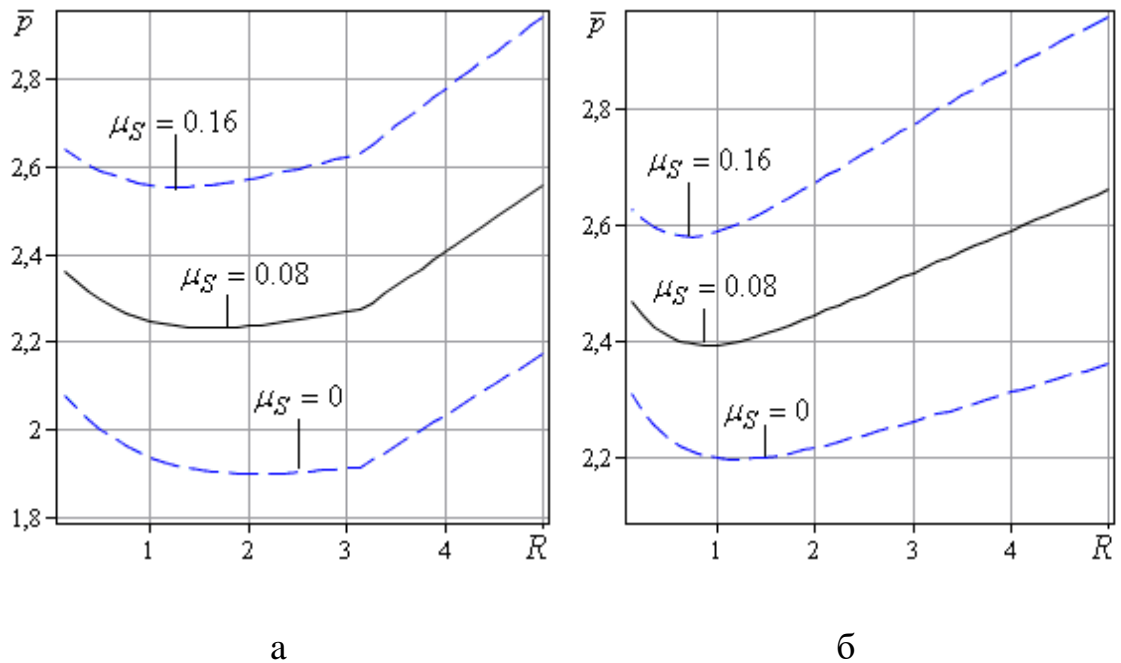


Рисунок 5.28 – Залежності від радіусу заокруглення приведенного тиску деформування за різних умов тертя: а – $R_i=10$ мм., $h_{i+1}=5$ мм; б – $R_i=18$ мм, $h_{i+1}=5$ мм

Таким чином, радіус заокруглення можна розглядати як параметр оптимізації для процесів з одним та більше ступенями свободи течії металу із наявністю радіальної течії у фланцевій зоні. Для процесів комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання наведені розрахунки можуть використовуватися для автономного (нижнього) осередку деформації. Переважна частина попередньо побудованих розрахункових схем процесів комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання не враховувала заокруглення на матриці, що призводило до завищення прогнозованих оцінок силового режиму деформування. Запропонований варіант заміни кривої дозволив врахувати наявність складних ділянок поверхні контакту заготовки та інструменту. Порівнявши експериментальні та теоретично отримані дані за зусиллям деформування заготовок з алюмінієвого сплаву АД1 при радіусі заготовки $R_1=7.5$ мм, внутрішньому радіусі $R_3=12$ мм та зовнішньому радіусі $R_2=14$ мм та товщині фланцевої зони h , що варіювалася від 2.2 мм до 5.2 мм, повний робочий хід пуансона для процесу послідовного радіально-прямого видавлювання склав 43 мм. У якості даних щодо проведених експериментів на зразках з АД1 позначено середнє значення (для трьох зразків для кожної товщини фланця h за силою деформування (точкові дані) та побудовано відповідний 90% довірчий інтервал (табл. 5.3). Для побудови теоретичних кривих сили деформування використовували криву зміцнення матеріалу АД1, апроксимировану показниковою функцією (табл. 2.7) із середньою інтенсивністю накопиченої деформації у вигляді:

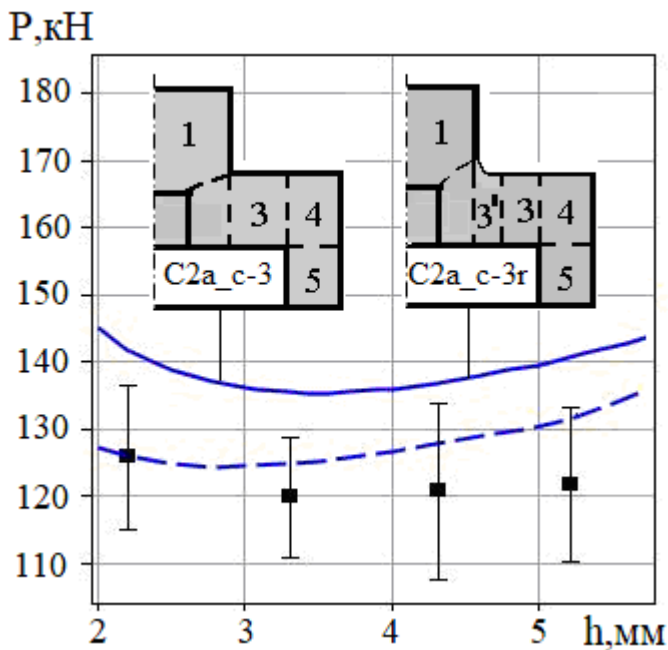
$$\bar{p}^* = \left(1 - \frac{h^2 \left(\left(R_3 / R_2 \right)^2 - 1 \right)}{R_2^2} \right) \bar{p}, \quad (5.28)$$

де \bar{p} - приведений тиск деформування.

Крива, побудована за схемою С2а_с-3, що не враховує радіус заокруглення (рис. 5.30, синя суцільна лінія), є попередньою грубою оцінкою сили деформування. Пунктирна крива сили тиску дозволяє отримати прогнозоване значення, розраховані за С2а_с-3r із урахуванням радіусу заокруглення.

Таблиця 5.3 – Експериментальні дані та побудова довірчих інтервалів

| $h, \text{мм}$ | $P, \text{кН}$ | | | $P_{cp}, \text{кН}$ | s | ΔP | $P_{cp} \pm \Delta P$ | |
|----------------|----------------|-----|-----|---------------------|-------|------------|-----------------------|--------|
| | 1 | 2 | 3 | | | | | |
| 2.2 | 121 | 129 | 128 | 126 | 4,359 | 10,82 | 115,18 | 136,82 |
| 3.3 | 121 | 116 | 123 | 120 | 3,606 | 8,96 | 111,04 | 128,96 |
| 4.3 | 115 | 125 | 123 | 121 | 5,292 | 13,14 | 107,86 | 134,14 |
| 5.3 | 117 | 126 | 123 | 122 | 4,583 | 11,38 | 110,62 | 133,38 |



а



б

Рисунок 5.29 – Порівняльний аналіз експериментальних та теоретично отриманих даних за силою деформування (а) та деталі, отримані послідовним комбінованим радіально-прямим видавлюванням з АДЗ1 та АД1 (б)

Розгляд кривої (5.28) у якості розрахункової для визначення сили деформування є прийнятним, збіжність теоретичних та експериментальних даних обумовлює коефіцієнт детермінації $R^2=0.898$. Додаткова перевірка на наявність промахів (додаток Г) підтвердила їх відсутність та адекватність отриманих довірчих інтервалів.

Проведені дослідження дозволили зробити наступні висновки. Наявність варіації технологічних режимів, конфігурації інструменту на виробництві вимагає наявності адекватної попередньої оцінки силового режиму та особливостей формоутворення деталі. Для моделювання процесів радіально-поздовжнього видавлювання використання наближеної кривої вигляду $z_I(r)$ у якості заміни чверті кола, що відображає заокруглення матриці, є прийнятним. Встановлено, що радіус заокруглення можна використовувати у вигляді параметра оптимізації конфігурації інструменту за величиною приведенного тиску деформування. У якості прикладу проаналізовано вбудованість розробленого модуля $3r$ у розрахункову схему радіального видавлювання. Порівняння отриманих оптимальних значень радіусу зокруглення для приведенного тиску деформування всередині кінематичного модуля 3 та повної величини всієї розрахункової схеми вказує на відмінності отриманих значень.

Рекомендовано для аналізу можливостей використання радіусу заокруглення у якості параметра оптимізації використовувати дані за повною величиною приведенного тиску розрахункової схеми. Виявлено суттєвий вплив умов тертя (відмінності для різних умов тертя можуть сягати 35–40 %) на силовий режим та отримане оптимальне значення радіусу заокруглення. Розроблений кінематичний модуль із заокругленням $3r$ дозволяє розширити можливості ЕМПІ для моделювання процесів холодного видавлювання із складною формою інструменту за новими схемами деформування.

5.3. Розширення можливостей моделювання процесів комбінованого радіально-зворотного видавлювання порожнистих деталей з фланцем

5.3.1 Узагальнені розрахункові схеми процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання порожнистих деталей з фланцем

Для процесів комбінованого видавлювання з декількома ступенями свободи течії виявлення факторів, що є керуючими формоутворенням деталі, або сприяють уникненню чи запізненню (за ходом процесу деформування) утворення дефектів у вигляді утягнення, є найбільш актуальною проблемою. З огляду на запропоновані (розділ 4) напрямки розширення можливостей використання кінематичних модулів з двома ступенями свободи течії металу у вигляді нових форм похилих меж для моделювання процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання порожнистих деталей з фланцем можна виокремити дві принципіально різні розрахункові схеми (рис. 5.30) [242, 266].

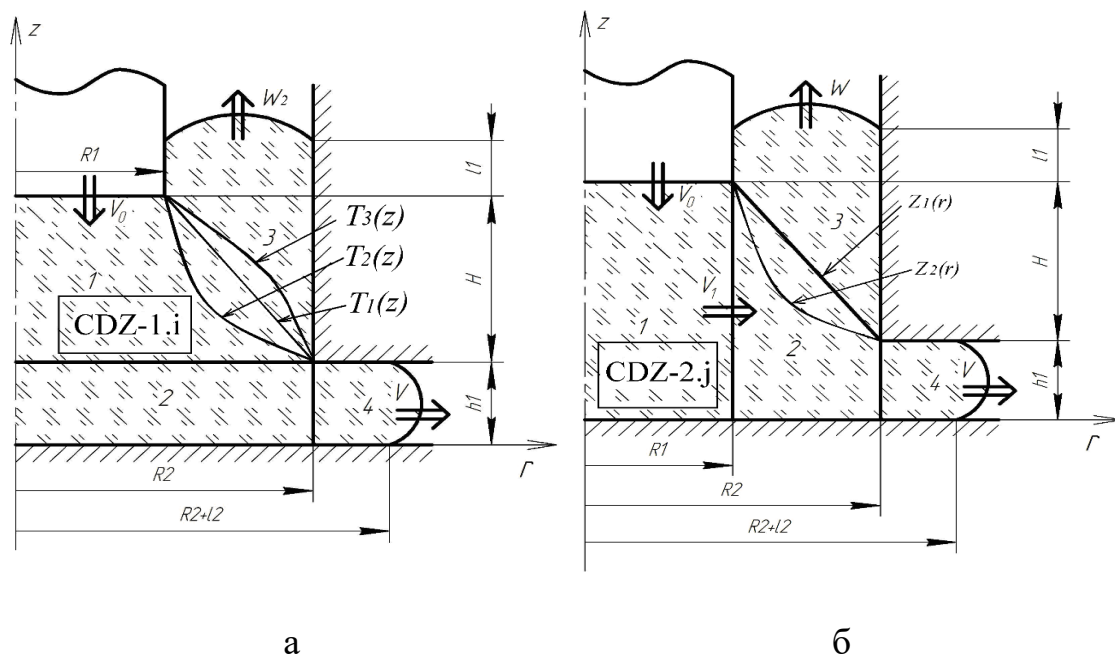


Рисунок 5.30 – Розрахункові схеми CDZ-1.i (а) та CDZ-2.j (б) процесу радіально-зворотного видавлювання порожнистих деталей з фланцем

А саме з використанням осевого трапецеїдального кінематичного модуля 1 різної форми (схема CDZ-1.i, рис. 5.30, а) і трапецеїдального кінематичного модуля 2 (схема CDZ-2.j, рис.5.30, б). КМПШ осевого трапецеїдального кінематичного модуля 1 в узагальненому вигляді для схеми процесу CDZ-1.i [242, 266]:

$$\begin{cases} V_z = -V_0 \cdot \frac{R_1^2}{T_i^2(z)} + W_2 \cdot \left(1 - \frac{R_1^2}{T_i^2(z)}\right), \\ V_r = -\frac{r \cdot R_1^2}{T_i^3(z)} \cdot T_i'(z) \cdot (V_0 + W_2). \end{cases} \quad (5.29)$$

де i визначає форму межі розподілу течії кінематичних модулів 1 і 3:

$$T_1(z) = k \cdot (z - (H + h_1)) + R_1, \quad k = T_1'(z) = \frac{R_1 - R_2}{H};$$

$$T_2(z) = \frac{1}{\sqrt{C_1 \cdot z + C_2}}, \quad C_1 = (R_2^2 - R_1^2) / (R_1^2 R_2^2 H), \quad C_2 = 1/R_2^2 - C_1 h_1;$$

$$T_3(z) = \frac{A}{\sqrt{B - C e^{2M(z-h_1)}}}, \quad A = R_1 R_2 \sqrt{1 - e^{2MH}}, \quad B = R_2^2 - R_1^2 e^{2MH}, \quad C = R_2^2 - R_1^2, \quad M \neq 0.$$

В останніх дослідженнях доведена неефективність використання лінеаризації інтенсивності швидкостей деформації і продемонстровані прийоми отримання криволінійної похилої межі, що дозволяє істотно спростити отримання потужності сил деформування в аналітичному вигляді [242, 247, 262, 267]. При цьому для потужності сил деформування, зрізів на верхній межі входу і похилій межі виходу характерним є отримання лінійних щодо кінематичного параметра виразів. Розгляд потужності сил зрізу на нижній межі можливий для комбінацій з різними суміжними кінематичними модулями. Це дозволяє ставити питання про можливість розгляду в якості параметра, що оптимізує вираз, приведенного тиску всередині даного кінематичного модуля з урахуванням потужності сил деформування і зрізів,

кінематичного параметра у вигляді швидкості течії металу у вертикальному напрямку. Прикладом реалізації такої оптимізації служить розрахункова схема комбінованого радіально-зворотного видавлювання з нижнім суміжним модулем 2 (рис. 5.30,а) для найпростішого випадку $T = T_1(z)$. Маємо потужність сил зрізу між кінематичними модулями 1 та 2:

$$N_{c1_2} = \frac{2\pi\sigma_s}{3\sqrt{3}} \left| W_2 \left(\frac{R_2}{2h_1} (R_2^2 - R_1^2) - K_1 R_1^2 \right) - V_0 R_1^2 \left(K_1 + \frac{R_2}{2h_1} \right) \right|, \quad (5.30)$$

де $K_1 = (R_1 - R_2)/H$.

Оптимізація стає можливою для суміжних модулів з однойменної за знаком (позитивної в даному випадку) радіальної складової і впливає з рівності нулю потужності сил зрізу (рис. 5.31).

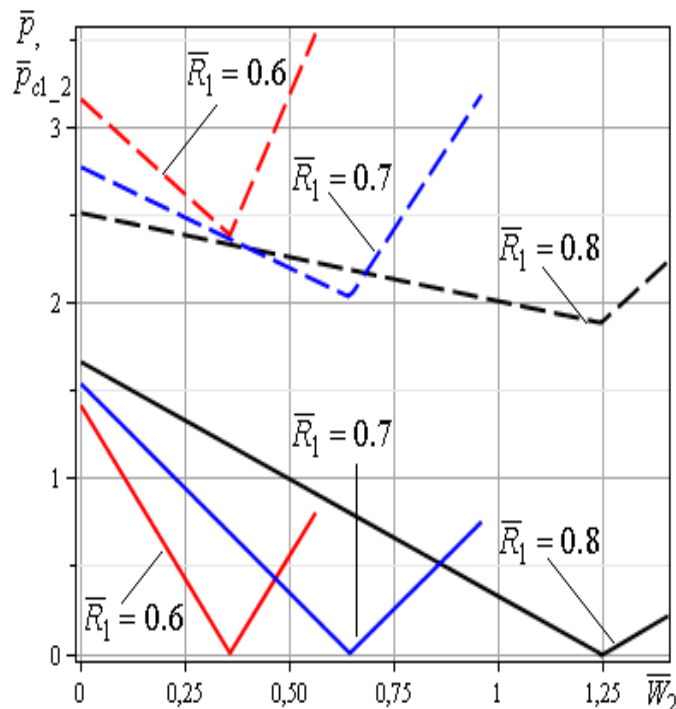


Рисунок 5.31 – Залежності приведенного тиску деформування \bar{p} та $\bar{p}_{c1_2} = N_{c1_2} / \pi\sigma_s V_0 R_1^2$ для кінематичного модуля 1

Для найпростішого варіанту CDZ-1.1 представлення межі у вигляді лінійної функції $T = T_1(z)$ (5.29), маємо оптимальне значення приведенного тиску деформування та приростів напівфабрикату у вигляді:

$$\bar{p}_1 = \left(\begin{aligned} & 2\bar{C}_{1opt} \ln \bar{R}_2 \left(\frac{1}{9k^2} \left((4+3k^2)^{3/2} - 8 \right) - \frac{1+k^2}{\sqrt{3}k} \right) + \\ & + \left(1 + \bar{W}_{opt} \bar{R}_2^2 \right) \left(\begin{aligned} & 1 + \frac{2}{\sqrt{3}} \ln \left(\frac{\bar{R}_2 + \bar{l}_2}{\bar{R}_2} \right) + \\ & + \frac{\bar{h}_1}{\bar{R}_2 \sqrt{3}} + \frac{2\mu_2}{3\bar{h}_1 \sqrt{3}} (\bar{R}_2 + 6\bar{l}_2) \end{aligned} \right) + \frac{4\mu_1 \bar{R}_2^3}{\sqrt{3}(\bar{R}_2^2 - 1)} \bar{W}_{opt} (\bar{H} + \bar{l}_1) + \\ & + \frac{4\mu_1}{3\sqrt{3}} k \left(-1 + \bar{W}_{opt} \frac{\bar{R}_2^2}{\bar{R}_2^2 - 1} \right) + \frac{4\mu_1}{\sqrt{3}} (\Delta \bar{H}_x + \bar{l}_1) \left(1 - \bar{W}_{opt} \frac{\bar{R}_2^2}{\bar{R}_2^2 - 1} \right) \end{aligned} \right), \quad (5.31)$$

$$\text{де } \bar{W}_{opt} = \frac{(\bar{R}_2 + 2k\bar{h}_1)(\bar{R}_2^2 - 1)}{\bar{R}_2^2(2k\bar{h} - \bar{R}_2(\bar{R}_2^2 - 1))}, \quad \bar{C}_{1opt} = 1 - \bar{W}_{opt} \frac{\bar{R}_2^2}{\bar{R}_2^2 - 1}.$$

$$\left\{ \begin{aligned} \Delta l_1 \uparrow &= \frac{R_1^2}{R_2^2 - R_1^2} \left(\Delta Hx + \frac{2h_1 R_2^2}{R_2(R_1 + R_2)} \ln \left| 1 - \frac{\Delta Hx R_2 (R_1 + R_2)}{(H_0 - h_1) R_2 (R_1 + R_2) + 2h_1 R_1^2} \right| \right), \\ \Delta l_2 \rightarrow &= \sqrt{\frac{R_1^2 \Delta Hx - (R_2^2 - R_1^2) l_1 \uparrow}{h_1}} + R_2^2 - R_2, \end{aligned} \right. \quad (5.32)$$

де ΔHx – хід пуансону, що відповідає етапу деформування.

Для випадку CDZ-1.2 оптимальне значення швидкості течії металу у вертикальному напрямку із умови рівності нулю потужності сил зрізу між кінематичними модулями 1 і 2 має вигляд:

$$W_2 = \frac{R_1^2 \cdot H - h_1 \cdot (R_2^2 - R_1^2)}{(R_2^2 - R_1^2) \cdot (H + h_1)} \cdot V_0. \quad (5.33)$$

$$\bar{p}_2 = \left[\begin{aligned} & (1 + \bar{W}_2) \cdot \left[C_1 \cdot R_1^2 \cdot H + 2 \cdot \ln \frac{R_2}{R_1} - (C_2 + C_1 \cdot h_1) \cdot (R_2^2 - R_1^2) + \right. \\ & \left. + \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \ln \left(\frac{R_2}{R_1} \right) + \frac{C_1^2}{12\sqrt{3}} \cdot (R_2^6 - R_1^6) \right] + \\ & + \bar{W}_1 \cdot \left(\frac{R_2^2}{R_1^2} \cdot \left(1 + \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \ln \left(\frac{R_2 + l_2}{R_2} \right) \right) + \frac{R_2 \cdot h_1}{\sqrt{3} \cdot R_1^2} \right) + \\ & + \frac{2}{3\sqrt{3}} \cdot \mu_s \cdot \left(\begin{aligned} & (1 + \bar{W}_2) \cdot \left(C_1 \cdot R_1^3 + 6 \cdot \frac{l_1 + \Delta Hx}{R_1} \right) + 6 \cdot \bar{W}_2 \cdot \frac{R_2 \cdot (H + l_1)}{R_1^2} + \\ & + \bar{W}_1 \cdot \left(\frac{R_2^3}{R_1^2 \cdot h_1} + 6 \cdot \frac{R_2^2 \cdot l_2}{R_1^2 \cdot h_1} \right) \end{aligned} \right) \end{aligned} \right], \quad (5.34)$$

$$\text{де } C_1 = \frac{R_2^2 - R_1^2}{R_1^2 \cdot R_2^2 \cdot H}, \quad C_2 = \frac{1}{R_2^2} - C_1 \cdot h_1, \quad \bar{W}_2 = \frac{R_1^2 \cdot H - h_1 \cdot (R_2^2 - R_1^2)}{(R_2^2 - R_1^2) \cdot (H + h_1)}, \quad \bar{W}_1 = \frac{R_1^2 - \bar{W}_2 \cdot (R_2^2 - R_1^2)}{R_2^2},$$

$$\left\{ \begin{aligned} \Delta l_1 \uparrow &= \frac{1}{R_2^2 - R_1^2} \cdot \left(R_1^2 \cdot \Delta Hx + h_1 \cdot R_2^2 \cdot \ln \left| 1 - \frac{\Delta Hx}{H_0} \right| \right), \\ \Delta l_2 \rightarrow &= \sqrt{\frac{R_1^2 \cdot \Delta Hx - (R_2^2 - R_1^2) \cdot l_1 \uparrow}{h_1} + R_2^2 - R_2}. \end{aligned} \right. \quad (5.35)$$

де ΔHx – хід пуансону, що відповідає етапу деформування.

Особливістю використання розрахункових схем CDZ-1.1,2 є можливість отримання готових розрахункових формул збільшення напівфабрикату в вертикальному напрямку, що формує стінку стакану і фланцеву зону у вигляді (5.32) та (5.35) відповідно. Оптимальне значення кінематичного параметра як швидкості течії металу у вертикальному напрямку W_2 знаходять з умови рівності нулю потужності сил зрізу на межах кінематичних модулів 1 і 2. Використання форми межі у вигляді $T = T_3(z)$ призводить до можливості варіювання параметра $M \in (-\infty, 0) \cup (0, +\infty)$ і до суттєвого ускладнення подальших розрахунків, що є обмежуючим фактором використання [242, 247].

До питання можливості оптимізації приведенного тиску деформування за кінематичними параметрами

З огляду на виявлену особливість можливості оптимізації приведенного тиску деформування за кінематичним параметром – швидкістю витікання металу у вертикальному напрямку W_2 актуальним стає питання виявлення умов та обмежень, за яких ця оптимізація є можливою. Розглянутий осьової трапецеїдальний модуль 1 є внутрішнім, тому розглянемо його в комбінації з нижнім модулем різновидів 2a, 2b і 2c. Конфігурації суміжного модуля 2 і відповідні КМПШ представлені нижче (табл. 5.4) [247, 268].

Таблиця 5.4 – Конфігурація і КМПШ суміжного кінематичного модуля 2

| 2a | 2b | 2c |
|----|----|----|
| | | |

Цікавість викликає аналіз величини потужності сил зсуву між модулем 1 і можливими конфігураціями модуля 2:

$$N_{cli-2a} = \frac{2\pi\sigma_S}{3\sqrt{3}} \left| W_2 \left(\frac{R_2}{2h_1} (R_2^2 - R_1^2) - K_i R_1^2 \right) - V_0 R_1^2 \left(K_i + \frac{R_2}{2h_1} \right) \right|, \quad (5.36)$$

$$N_{cli-2b} = -\frac{2\pi\sigma_S}{3\sqrt{3}} (V_0 + W_2) K_i R_1^2, \quad (5.37)$$

$$N_{cli_2c} = \frac{2\pi\sigma_S}{3\sqrt{3}} \left[V_0 R_1^2 G - W_2 (R_2^2 G + K_i R_1^2) \right], \quad (5.38)$$

$$\text{де } K_i = T_i'(z) \Big|_{z=h_1}, \quad G = \frac{R_2 - R_1}{h_1}.$$

Для прямолінійної межі модуля 1 у вигляді $T_1(z)$ використовуємо $K_1 = (R_1 - R_2)/H$. Для криволінійної похилої межі вигляду $T_2(z)$ використовуємо $K_2 = -C_1 R_2^3 / 2$, де $C_1 = (R_2^2 - R_1^2) / (R_1^2 R_2^2 H)$. Подальші розрахунки проводимо у відносних величинах $\bar{R}_2 = R_2 / R_1$, $\bar{H} = H / R_1$, $\bar{h}_1 = h_1 / R_1$, $\bar{R}_3 = R_3 / R_1$. Переходимо до безрозмірних величин $\bar{p}_{cli_2j} = N_{cli_2j} / \pi\sigma_S V_0 R_1^2$, де $i=1$ відповідає межі $T_1(z)$, $i=2$ - межі $T_2(z)$, а j в залежності від конфігурації модуля 2 приймає значення a, b, c відповідно для (5.36) – (5.38). Проаналізуємо залежності \bar{p}_{cli_2j} від відносного кінематичного параметра $\bar{W}_2 = W_2 / V_0$ (рис. 5.32). Характер зміни приведених тисків потужності сил зсуву для прямолінійної (суцільна лінія) і криволінійної (пунктирна лінія) меж кінематичного модуля 1 не змінюється при збереженні конфігурації модуля 2 [247, 268].

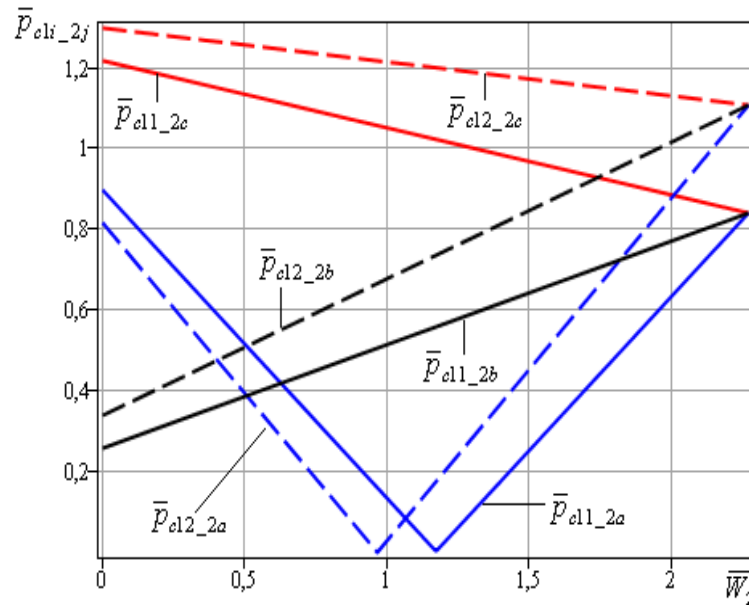


Рисунок 5.32 – Залежності приведенного тиску міцності сил зсуву \bar{p}_{cli_2j} від \bar{W}_2 при $\bar{R}_2 = 1.2$, $\bar{H} = 0.3$, $\bar{h}_1 = 0.2$, $\bar{R}_3 = 0.7$

Із зростанням \bar{W}_2 функції \bar{p}_{c11_2b} і \bar{p}_{c12_2b} монотонно зростають, а \bar{p}_{c11_2c} і \bar{p}_{c12_2c} монотонно спадають. При цьому криволінійній межі $T_2(z)$ відповідає більш високе значення величини \bar{p}_{c12_2b} і \bar{p}_{c12_2c} в порівнянні з величинами \bar{p}_{c11_2b} і \bar{p}_{c11_2c} відповідно, тобто використання кінематичного параметру \bar{W}_2 у якості варійованого неможливо. Таким чином, характер змінення величин \bar{p}_{c11_2a} і \bar{p}_{c12_2a} кардинально відрізняється від отриманих вище. Для даних функцій характерна наявність точки мінімуму – точки, що задовольняє умову $\bar{p}_{c11_2a} = 0$ при $K_1 = (R_1 - R_2)/H$ і $\bar{p}_{c12_2a} = 0$ при $K_2 = -C_1 R_2^3/2$. Для криволінійної похилої межі оптимальне значення \bar{W}_2 зміщується в сторону зменшення даної величини. Таким чином, використання відносної швидкості \bar{W}_2 у якості варійованого параметра є можливою. Така оптимізація можлива тільки при комбінації кінематичних модулів з набором радіальних складових швидкостей V_r одного напрямку (знаку) для обох суміжних модулів та є неможливою у інших випадках.

Альтернативною узагальненої розрахункової схеми є CDZ-2.j з наявністю трапецеїдального кінематичного модуля 2 з різною формою похилої межі. КМПШ модуля 2 в узагальненому вигляді для схеми процесу CDZ-2.j [242, 247, 262, 269]:

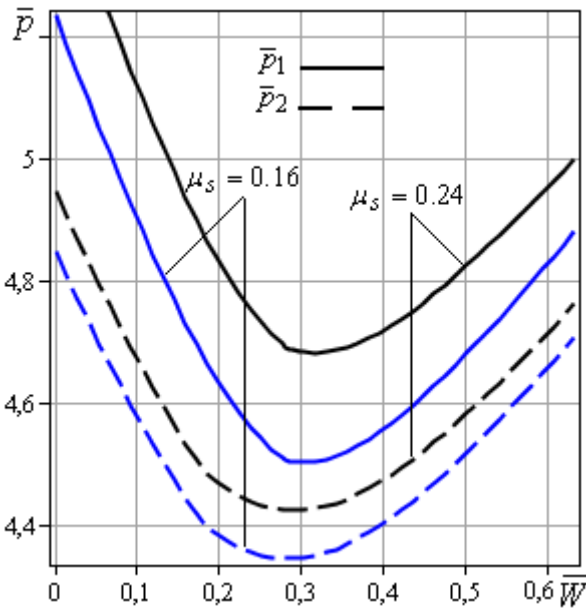
$$\begin{cases} V_{z2} = \frac{W + z'_j(r)V_{r2}}{z(r)} z, \\ V_{r2} = \frac{V_0 R_1^2 + W(R_1^2 - r^2)}{2r z_j(r)}, \end{cases} \quad (5.39)$$

де j визначає форму межі розподілу течії кінематичних модулів 2 і 3:

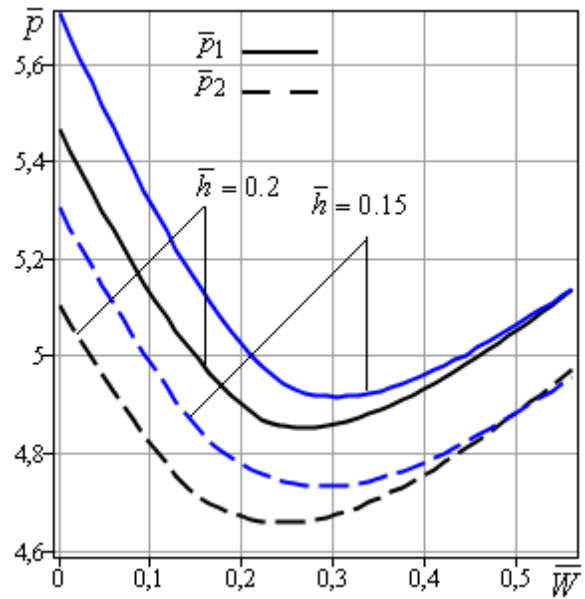
$$z_1(r) = a(r + b), \quad a = \frac{H}{R_1 - R_2}, \quad b = \frac{h_1}{a} - R_2;$$

$$z_2(r) = \frac{a_2}{r - b_2}, \quad b_2 = \frac{R_1(H + h_1) - h_1 R_2}{H}, \quad a_2 = h_1(R_2 - b_2).$$

Використовуючи складові розрахункової схеми із кінематичним модулем 2 з прямолінійною похилою межею \bar{p}_1 , висвітлені у роботі [242, 247, 248], отримати вираз приведенного тиску \bar{p}_2 деформування із удосконаленим модулем 2 з криволінійною межею у вигляді $z = z_2(r)$ можна із урахуванням складових (4.51)-(4.55). Дослідження раціональності обраної заміни кривої зводиться до порівняльного аналізу величин приведенного тиску деформування \bar{p}_1 та \bar{p}_2 за схемами із прямолінійною та криволінійною межею відповідно. Оптимальне значення величини приведенного тиску деформування для обраних розрахункових схем знаходимо, оптимізуючи за кінематичним параметром $\bar{W} = W/V_0$ - відносною швидкістю витікання металу у вертикальному напрямку, що формує стінку стакану. Порівняльний аналіз залежностей приведенного тиску деформування при $\bar{R}_1 = 0.62$, $\bar{H} = 0.2$ для різних умов тертя вказує на подібність отриманих кривих як для розрахункової схеми із прямолінійною межею, так і для використання криволінійної межі кінематичного модуля 2 (рис. 5.33, а). Оптимальне значення кінематичного параметра \bar{W} (точка мінімуму) дещо зменшується для схеми із криволінійним кінематичним модулем 2. При цьому за всіх умов тертя оптимальне значення \bar{p}_2 є меншим за оптимальне значення \bar{p}_1 , тому раціональним є використання удосконаленого модуля 2 із границею у формі $z = z_2(r)$. Проаналізовано також вплив відносної товщини фланця на характер кривих приведенного тиску деформування при $\bar{R}_1 = 0.6$, $\bar{H} = 0.2$, $\mu_s = 0.16$ (рис. 5.33, б). Збільшення товщини фланця призводить до зменшення величини приведенного тиску деформування для обох розрахункових схем процесу [249]. Характер отриманих кривих є аналогічним із наявністю точки мінімуму, що відповідає оптимальному значенню кінематичного параметра \bar{W} , за різних геометричних співвідношень. Умова $\bar{p}_2 < \bar{p}_1$ для оптимального значення підтверджує раціональність вибору криволінійної межі кінематичного модуля 2 по відношенню до прямолінійної межі.



а



б

Рисунок 5.33 – Залежності \bar{p}_1 та \bar{p}_2 від відносної швидкості течії металу в вертикальному напрямку за різних умов тертя (а) та товщини фланця (б)

Умова $\bar{p}_2 < \bar{p}_1$ для оптимального значення підтверджує раціональність вибору криволінійної межі кінематичного модуля 2 по відношенню до прямолінійної межі. Відмінність оптимального значення відносної швидкості витікання у вертикальному напрямку можна вважати неістотною. Проведений порівняльний аналіз підтвердив можливість оптимізації величини приведенного тиску деформування \bar{p}_2 за кінематичним параметром \bar{W} , що визначає відносну швидкість заповнення стінки стакану, що формується. Раціональність застосування криволінійної межі у вигляді $z = z_2(r)$ підтверджена виконанням умови $\bar{p}_2 < \bar{p}_1$ для оптимальних значень за різних співвідношень та різних умов тертя. Зменшення розрахунків оптимального значення приведенного тиску деформування \bar{p}_2 в порівнянні із величиною \bar{p}_1 може досягати 5-7% і збільшується із погіршенням умов тертя.

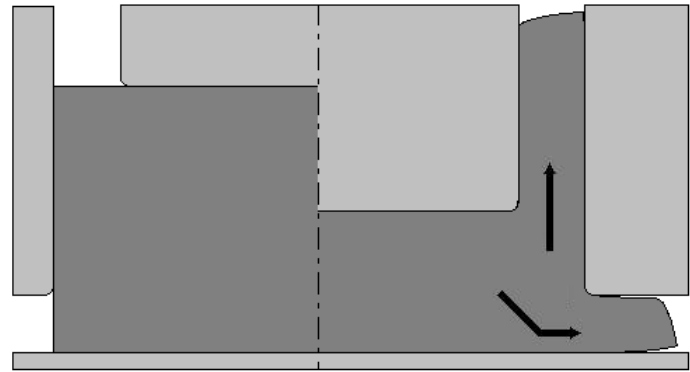
Порівняльний аналіз формозміни напівфабрикату в процесі комбінованого радіально-зворотного видавлювання для різних розрахункових схем

Характер течії металу в процесі комбінованого радіально-зворотного видавлювання порожнистих деталей з фланцем залежить від співвідношення геометричних параметрів процесу, включаючи особливості конфігурації інструменту, а також умов тертя. При цьому при експериментальному дослідженні для заготовок з алюмінієвих сплавів АД1, АД31, свинцю С1 і латуні Л62 виявлені істотні відмінності в протіканні процесу деформування. Це стосується особливостей формозміни напівфабрикату для різних співвідношень геометричних параметрів процесу деформування [242, 266]. Для співвідношень в межах $0.6 < 2h_1R_2 / (R_2^2 - R_1^2) < 1.5$ течія металу відбувається в радіальному (формуючому фланцеву зону) і зворотному (формуючому стінку стакану) напрямках. При цьому напрямком течії металу у стінку стакану відбувається протилежно напрямку руху пуансона (рис. 5.34, а, б). Для випадку переважної радіальної течії при $2h_1R_2 / (R_2^2 - R_1^2) > 0.6$ для досить низьких заготовок можливе залучення металу в зоні контакту з пуансоном з подальшим співнаправленим до напрямку пуансону рухом металу в стінці стакану (рис. 5.34, в, г). При цьому висота напівфабрикату зменшується за ходом процесу деформування, фактично відбувається формування фланцевої зони, стінка стакану формується тільки за рахунок різниці швидкостей руху активного інструменту і металу стінки стакану в одному напрямку.

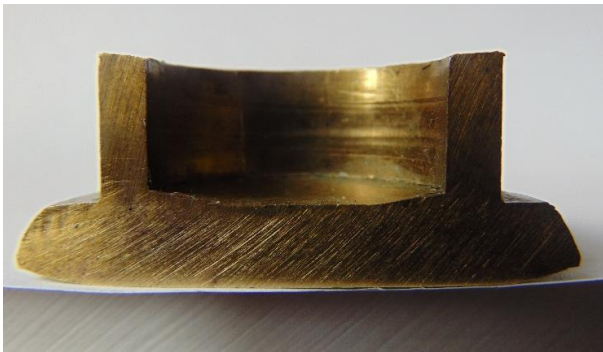
Проведено порівняльний аналіз збільшень напівфабрикату для (1): $R_1=10.5$ мм, $R_2=14$ мм, $h_1=5$ мм, $H_0=14$ мм та (2): $R_1=10.5$ мм, $R_2=14$ мм, $h_1=3$ мм, $H_0=14$ мм, виходячи із запропонованих теоретичних оцінок (рис. 5.35) з точковими даними, отриманими в Qform2/3D (рис. 5.36). Характер зміни збільшень напівфабрикату по ходу процесу для прямолінійної $T=T_1(z)$ і криволінійної $T=T_2(z)$ похилих меж ідентичний. Значення $\Delta l_2 \rightarrow$ в порівнянні з використанням кінематичного модуля з прямолінійною межею поділу течії (рис. 5.35).



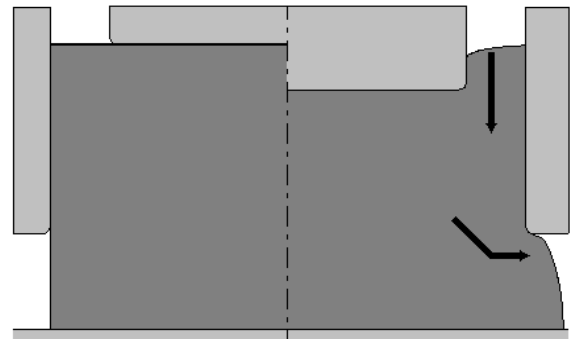
а



б



в



г

Рисунок 5.34 – Особливості формоутворення напівфабрикату в процесі комбінованого радіально-зворотного видавлювання з наявністю радіальної і зворотної течії (а, б) та переважної радіальної течії (в, г) [242]

Однак для криволінійної похилої межі розділу течії характерні більш низькі значення величини $\Delta l_1 \uparrow$ і більш високі $\Delta l_2 \rightarrow$. Точкові дані щодо приросту напівфабрикату в вертикальному напрямку, отримані моделюванням в Qform2/3D представлені нижче (рис. 5.36). Обидві схеми процесу демонструють завищення теоретично отриманих даних. Однак відхилення величини на всьому протязі процесу деформування для $T=T_2(z)$ показує найменше відхилення в порівнянні з $T=T_1(z)$ від точкових даних, отриманих моделюванням в Qform2/3D. Проведено

порівняльний аналіз величини приведених тисків для $R_1=10.5$ мм, $R_2=14$ мм, $H_0=14$ мм при $\square_s=0$ і $H_x=0$ для розрахункових схем при різних величинах висоти фланця (рис. 5.38). Величина для схеми з криволінійною похилою межею $T=T_2(z)$ має більш низькі значення при допустимих висотах фланця в порівнянні з отриманою величиною на основі схеми з прямолінійною похилою межею $T=T_1(z)$. Аналогічна картина спостерігається і для моделювання процесу при $R_1=10.5$ мм, $R_2=18$ мм, $H_0=20$ мм. Найменше відхилення збільшень напівфабрикату в вертикальному напрямку від отриманих в Qform2/3D відповідає розрахунковій схемі з прямолінійною межею поділу течії (рис. 5.38, а). При цьому найменше значення приведенного тиску для допустимих значень висоти фланця h_1 , в тому числі при $h_1=5$ мм, (відповідає даному процесу деформування) також отримано для схеми з лінією розділу течії у вигляді $T=T_1(z)$ (рис. 5.38, б) [242, 248].

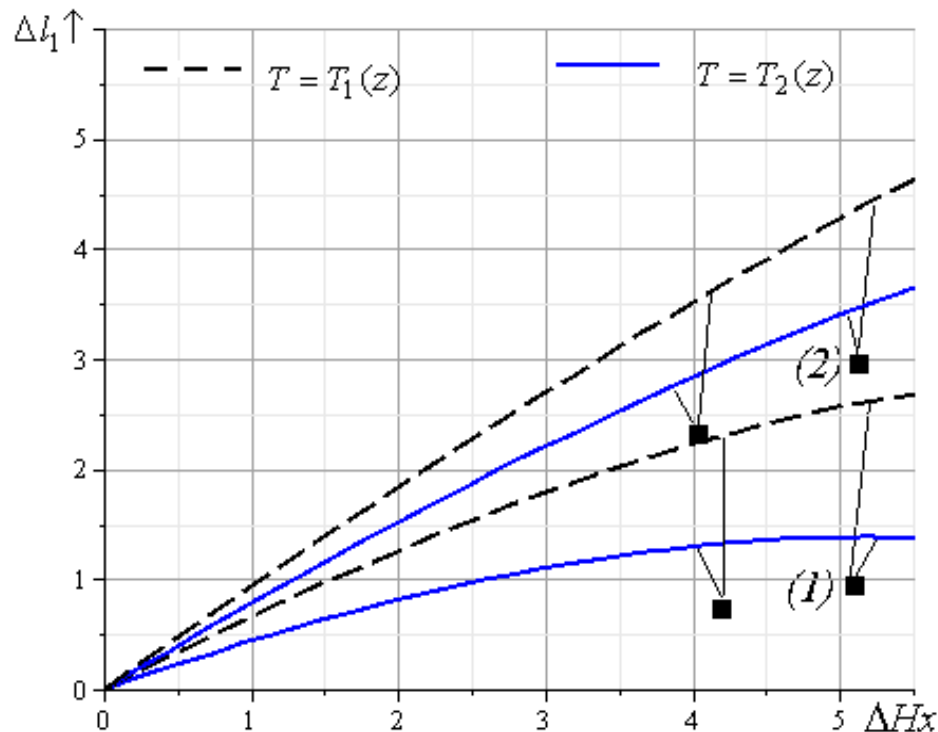


Рисунок 5.35 – Порівняльний аналіз приростів напівфабрикату при $T=T_1(z)$ і $T=T_2(z)$

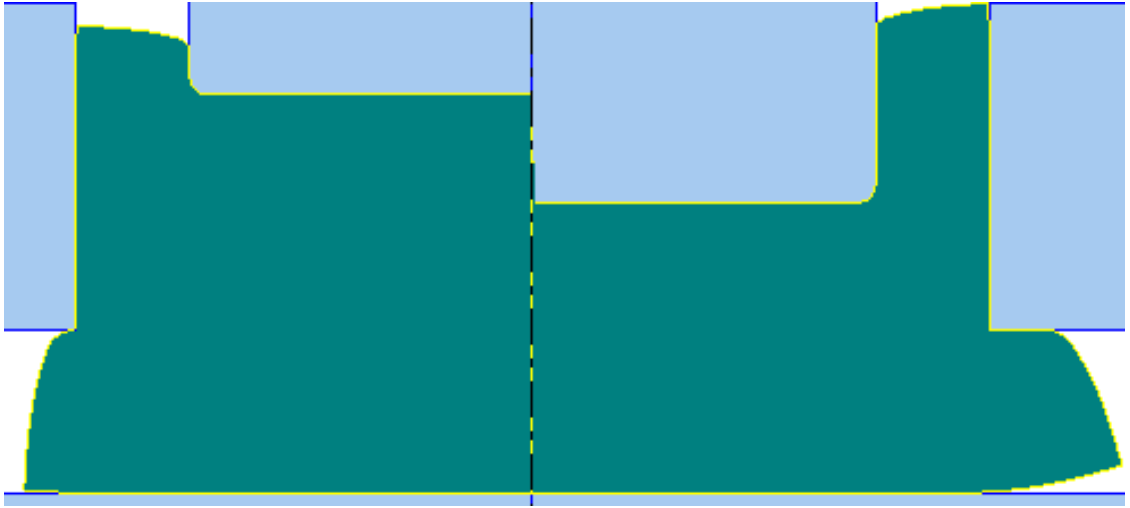


Рисунок 5.36 – Прирости напівфабрикату, отримані моделюванням в Qform2/3D

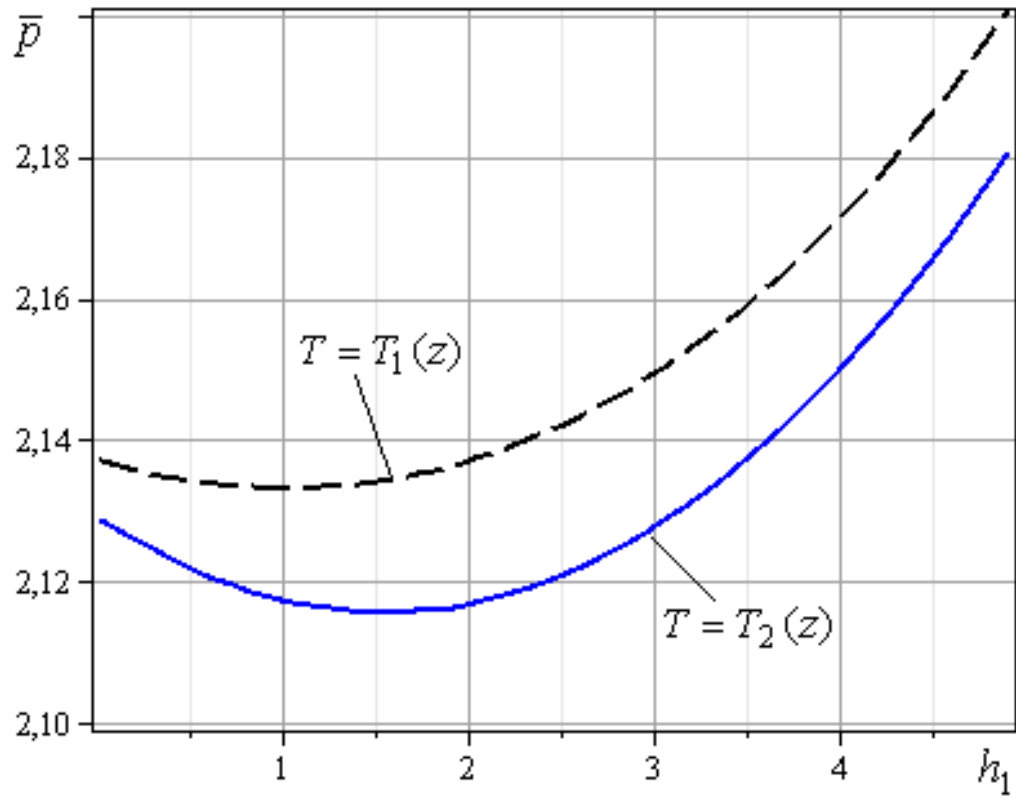
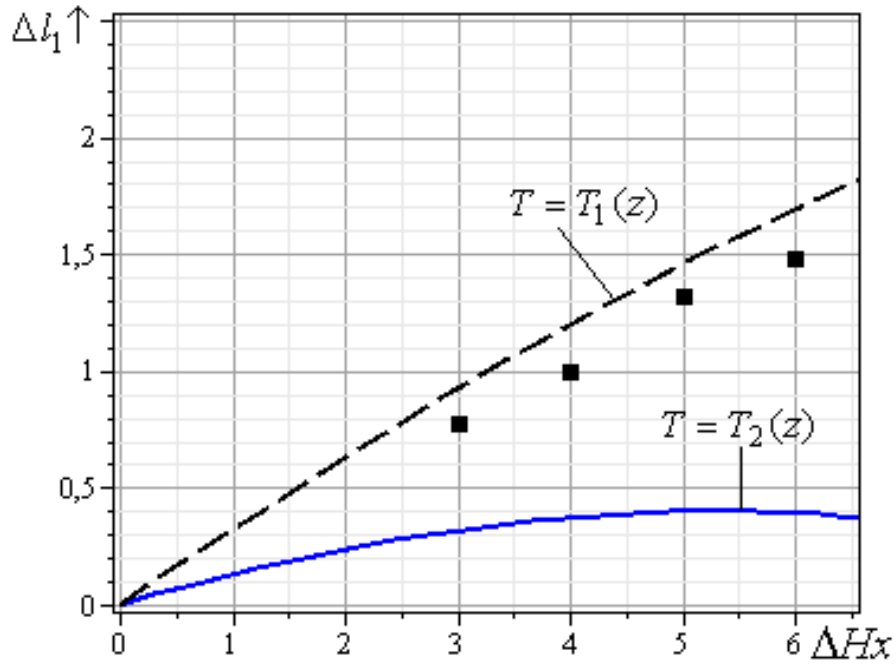
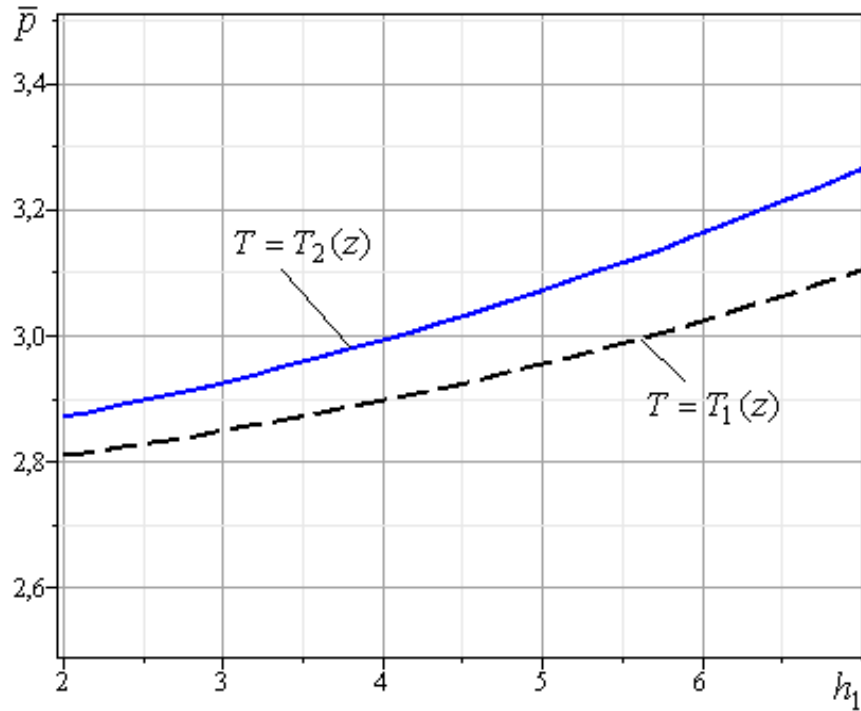


Рисунок 5.37 – Порівняльний аналіз приведенного тиску при $T=T_1(z)$ і $T=T_2(z)$



а



б

Рисунок 5.38 – Порівняльний аналіз при $T=T_1(z)$ та $T=T_2(z)$ приростів напівфабрикату (а) та приведенного тиску деформування (б)

Таким чином, найменше значення енергосилових параметрів процесу деформування виступає критерієм вибору відповідної розрахункової схеми і формул розрахунку збільшень напівфабрикату по ходу процесу деформування. Виходячи з простоти порівняння отриманих інженерних формул \bar{p}_1 [242, 248] і запропонованої \bar{p}_2 умова переважного використання розрахункової схеми з $T=T_2(z)$ набирає вигляду $\bar{p}_2 < \bar{p}_1$. Допущення $\dot{\gamma}_{rz} = 0$ є правомірним і даний кінематичний модуль з криволінійною межею у вигляді $T=T_2(z)$ може бути рекомендований до використання в рамках розрахункової схеми комбінованого радіально-зворотного видавлювання за умови найменшого значення приведенного тиску деформування.

Для процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання з переважною радіальною течією (рис. 5.34, в, г) при співвідношеннях $2h_1R_2/(R_2^2 - R_1^2) > 1.5$ проведено порівняльний аналіз для всіх різновидів CDZ-1.i. Ці схеми використані як найбільш раціональні з точки зору можливості отримання оптимального значення $\bar{W} < 0$, характерного для умов протікання даного процесу деформування. Проведемо порівняльний аналіз збільшень стінки стакану l_1 для випадку експериментально отриманих даних деталі з Л62 при $R_1=10.5$ мм, $R_2=14$ мм, $h_1=5.7$, $H_0=17$ мм. (рис. 5.39, а). Від'ємний приріст (висота напівфабрикату в результаті виявляється менше початкової висоти заготовки) відповідає експериментальним даним тільки для різновиду схеми CDZ-1.3 з межею в формі $T=T_3(z)$, інші розрахунки не відповідають дійсності. Використання CDZ-1.3 для процесу переважної радіальної течії є можливим завдяки варіювання $M \in (-\infty, 0) \cup (0, +\infty)$ і спрямованості опуклості кривої, що більш адекватно описує межу розділу течії металу всередині заготовки, проте призводить до суттєвого ускладнення розрахунків. Порівняльний аналіз силового режиму напівфабрикату в процесі комбінованого радіально-зворотного видавлювання дозволив виробити рекомендації по використанню розрахункових схем CDZ-1.i і CDZ-2.j (рис. 5.39, б).

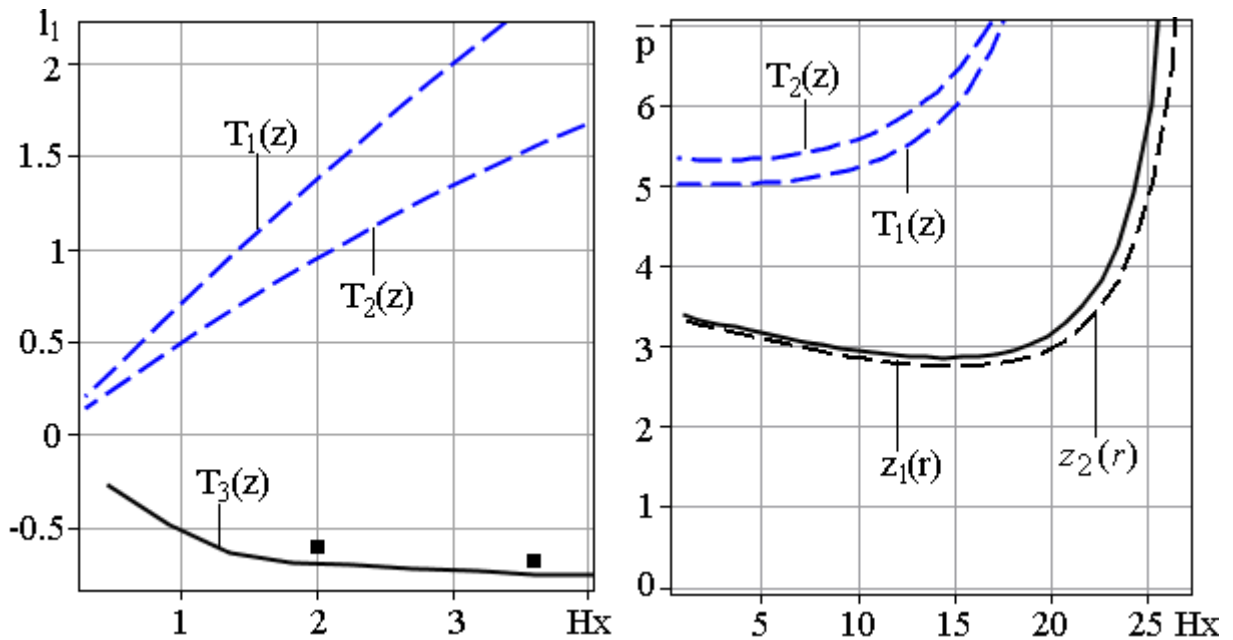


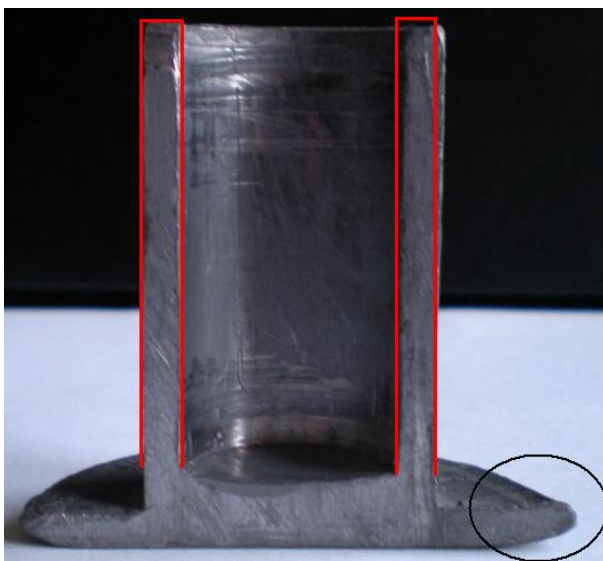
Рисунок 5.39 – Дані щодо приросту напівфабрикату в вертикальному напрямку для Л62 (а) та в межах схем CDZ-1.i та CDZ-2.j (б)

Встановлено, що найменше значення приведенного тиску виступає критерієм раціональності використання відповідної розрахункової схеми для різних співвідношень процесу деформування. Для процесів із співвідношенням $2h_1R_2/(R_2^2 - R_1^2) < 0.5$ однозначно рекомендованою є розрахункова схема CDZ-2.j (рис. 5.39, б).

5.3.2 Прогнозування дефектоутворення у вигляді утягнення в донній частині заготовки

Для процесів холодного радіально-поздовжнього видавлювання за певних умов характерними є процеси дефектоутворення, основними з яких є невиконання форми і розмірів готового виробу, розриви (відрив) фланця, утворення тріщин, прострелів та різного типу утягнення [22, 29, 33, 42, 97, 149, 155, 160, 182, 222, 223, 243], що є характерними і для бокового видавлювання [270, 271]. Дефекти у вигляді

кривизни бокового торця виникають через недостатню фіксованість пуансону в процесі деформування, що спричиняє також різнотовщинність стінки стакану (рис. 5.40, а), характерним відхиленням форми є і загин фланцю та незаповненість фланцевої зони. Дефектоутворення у вигляді розриву фланця є характерним, зазвичай для малопластичних матеріалів або при незначній товщині фланця для більш пластичних матеріалів (АД1, рис. 5.40, б). Цьому типу дефектоутворення сприяє досить складна схема напруженого стану, оскільки в зоні формування фланця переважають окружні напруження розтягу, а на периферійній частині - напружений стан близько до лінійного розтягування.



а



б

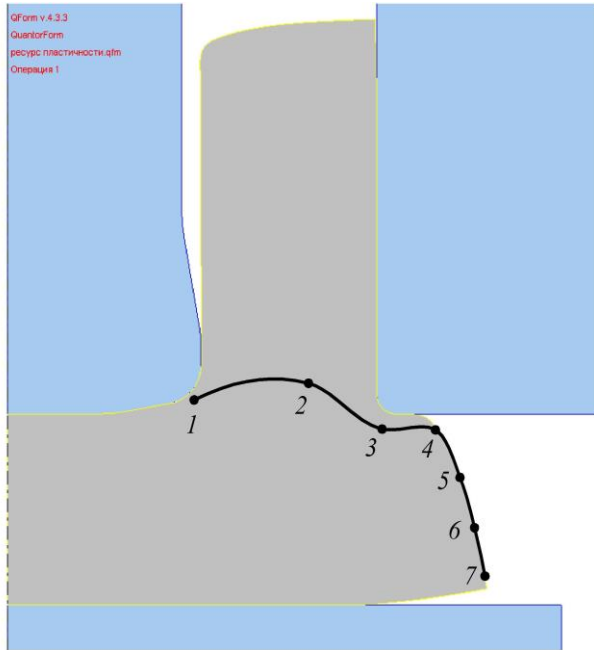
Рисунок 5.40 – Дефектоутворення в процесі комбінованого радіально-зворотного видавлювання у вигляді невиконання форми (а) та розриву фланця (б)

Результати розрахунків НДС можуть бути використані для оцінки значень використаного ресурсу пластичності Ψ , який визначали (2.36) за критерієм І.О.Сивака [243]. Для розрахунку використаного ресурсу пластичності для матеріалів АД31 та М2 в скінченно-елементній моделі процесу комбінованого

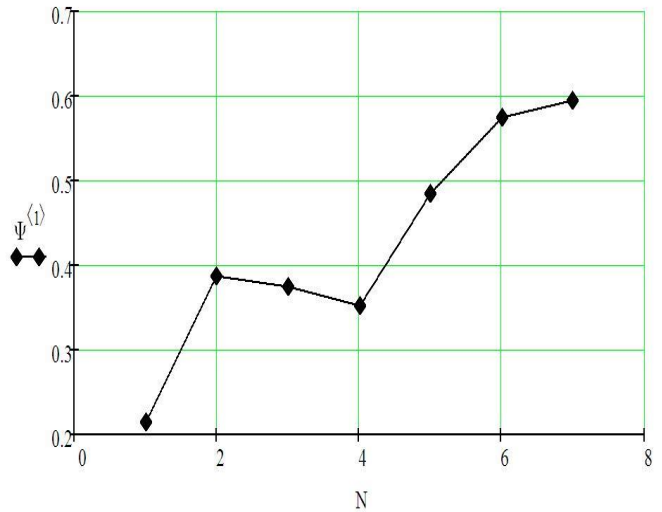
радіально-зворотного видавлювання задавалося поле точок, що трасуються. Розглядалася крива, побудована за точками, що трасуються, розташованими під перехідною кромкою пуансона, в середині стінки стакану, поблизу радіуса заокруглення півматриці і на поверхні фланця.

Графіки положень точок, що трасуються та використаного ресурсу пластичності наведено для матеріалу М2 (рис. 5.41) [243]. Найбільш небезпечною з точки зору вичерпання ресурсу пластичності є зона на зовнішній поверхні фланця у нижнього торця ($\Psi=0,59$). Виходячи з отриманих результатів, проводилося подальше вивчення пластичних властивостей таких матеріалів: М2, АД31. Моделювання процесу здійснювалося до повного вичерпання ресурсу пластичності матеріалу $\psi \geq 1$. Поверхня граничних деформацій для М2: $e_p(\eta, \mu_\sigma) = 1.022 \cdot e^{(0,38 \cdot \mu_\sigma - 0,45 \cdot \eta)}$, для АД31: $e_p(\eta, \mu_\sigma) = 1.1 \cdot e^{(0,42 \cdot \mu_\sigma - 0,51 \cdot \eta)}$. Результати представлені у вигляді залежності використаного ресурсу пластичності від логарифмічного ступеня деформації (рис. 5.42). Згідно з отриманими даними ресурс пластичності для М2 та АД31 вичерпується при ступеню деформації 0.91 та 0.9 відповідно [243]. Таким чином, для процесів комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання виявлена найбільш небезпечна зона з точки зору вичерпання ресурсу пластичності із відповідними даними щодо цієї критичної величини для досліджуваних матеріалів. Отримані дані необхідно враховувати при моделюванні процесів комбінованого радіально-зворотного видавлювання з точки зору дотримання умов виявлення критичних з точки зору можливого дефектоутворення співвідношень досліджуваних процесів.

Для співвідношень $2h_1R_2 / (R_2^2 - R_1^2) < 0.5$ на заключній стадії процесу деформування можливе утворення утягнення в донній частині стакану (рис. 5.43). При цьому стадія утворення утягнення відповідає випадку течії металу у зворотному напрямку, формування стінки стакану йде із залученням металу зони, що примикає до фланцевої зони [272, 273].

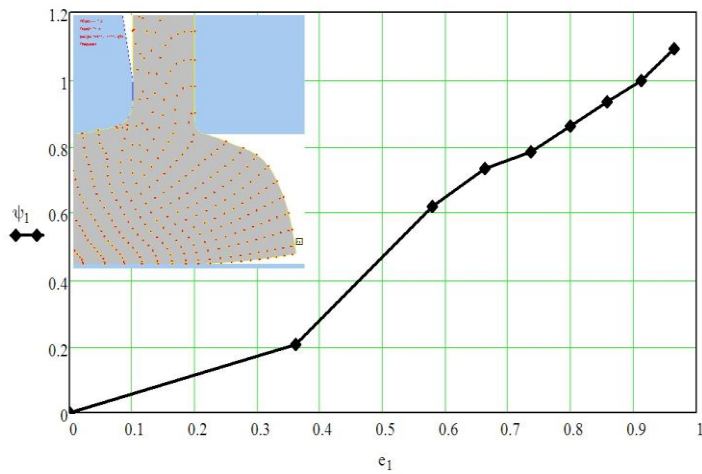


а

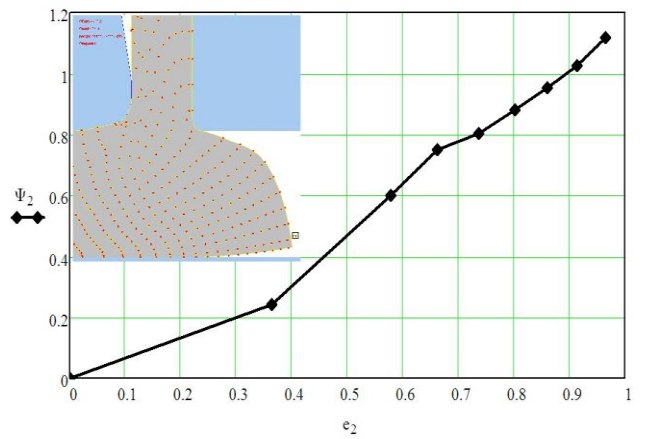


б

Рисунок 5.41 – Графіки положень точок, що трасуються (а) та використаного ресурсу пластичності (б) [243]



а

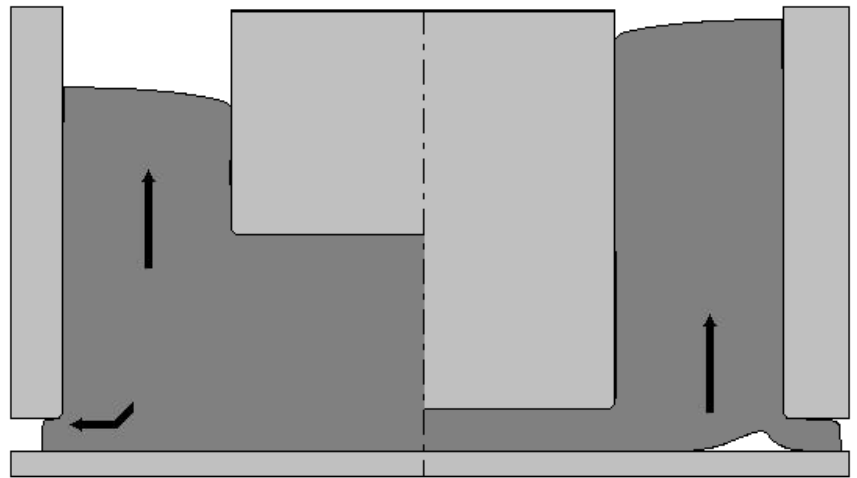


б

Рисунок 5.42 – Графік залежності ресурсу пластичності від логарифмічного ступеня деформації для міді М2 (а) та для алюмінієвого сплаву АД31 (б) [243]



а



б

Рисунок 5.43 – Утворення утягнення в донній частині стакану, що встановлене експериментально (а) та в Qform 2/3D (б) [242, 272]

Підходи до розв'язання задач із визначення умов, положення та основних факторів впливу характерних для процесів із наявністю дефектоутворення у вигляді утягнення полягають в наступному. При використанні методу верхньої оцінки (плоска задача) визначають геометричні параметри, що відповідають утягненню в донній частині на заключній стадії процесу деформування, оптимізація за кінематичним параметром (наприклад, швидкості виходу металу у вертикальному напрямку W_1) не проводиться (табл.1.1, схема 5) [155]. В цьому випадку задача з прогнозування утягнення при комбінованому радіально-зворотному видавлюванні вирішена за припущення переходу від комбінованого до зворотного видавлювання ($W_2 \rightarrow 0$), саме відсутність течії в радіальному напрямку визначають як умову, що відповідає моменту початку утворення дефекту. При цьому геометричне розташування утягнення цілком визначено геометричними параметрами процесу радіально-зворотного видавлювання та за наведених вище припущень не залежить від умов тертя та визначається рівністю $x = R_2 - R - h$ [155]. Умови тертя при розв'язанні плоскої задачі для спрощення оцінок або розглядають у якості ідеальних, або враховують тільки зміни, що стосуються поверхні

донної частини заготовки, зміну умов тертя на стінці стакану, що формується не враховують. Отримані раніше розрахунки щодо оцінки утягнення методом верхньої оцінки запропоновано спростити із урахуванням наступного. Найбільш цінним при дослідженні процесу дефектоутворення у вигляді утягнення є визначення товщини дна (та відповідно обчислення ходу процесу деформування), що відповідає моменту початку дефектоутворення. Запропоновано використовувати у вигляді $H_{kp} = H(h_1, R_1, R_2, \mu_s)$, що знаходиться у вигляді розв'язку відповідного рівняння:

$$(H_{kp} + A)^2 \left[\frac{(H_{kp} + A)(3H_{kp} + 2A)}{+ 2\mu_s A^2} \right] + AH_{kp} \cdot \left(\frac{3Ah_1 + H_{kp}^2}{+ (H_{kp} - h_1)^2 \left(1 - \frac{h_1}{R_2 - R_1} \right)} \right) = 0. \quad (5.43)$$

Графічна залежність $H_{kp} = H(h_1, R_1, R_2, \mu_s)$, розрахована за (5.43) за даних співвідношень дозволяє визначити критичну товщину дна, що відповідає появі утягнення (рис. 5.44).

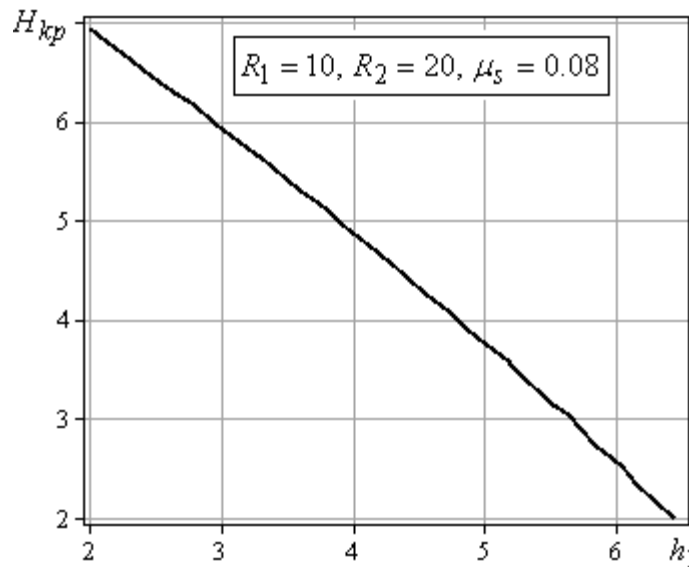


Рисунок 5.44 – Залежність товщини дна H_{kp} від товщини фланця на основі методу верхньої оцінки

Іншим методом отримання оцінки можливого дефектоутворення є ЕМБП, при цьому суттєво відрізняється підхід до отримання критичних значень товщини дна, яким відповідає поява утягнення. Досліджується характер змінення кінематичного параметру (швидкості витікання металу у вертикальному напрямку) та за наявності точки мінімуму робиться висновок про можливість дефектоутворення. Характер зміни кінематичного параметра \bar{W} – відносної швидкості витікання металу в стінку стакану для кожної з різновиду схем CDZ-1.i і CDZ-2.j. процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання є різним [242]. Необхідним є виявлення обмежень і умов переважного застосування запропонованих розрахункових схем для різних співвідношень процесу деформування, в тому числі з точки зору можливого застосування при прогнозуванні дефектоутворення. Розрахункова схема CDZ-2.1 використана для прогнозування виникнення утягнення в донній частині стакану при $2h_1R_2/(R_2^2 - R_1^2) < 0.5$. Моменту утворення дефекту відповідає наявність мінімуму параметра $\bar{W} = W/V_0$ в залежності від величини ходу (рис. 5.45). Для процесу, що протікає без утворення утягнення, характерним є монотонне спадання за ходом всього процесу деформування, тобто відсутність точки мінімуму. Проведемо порівняльний аналіз поведінки функції для випадку експериментально отриманих даних деталі з С1 з утворенням утягнення $R_1=10.5$ мм, $R_2=22.5$ мм, $h_1=4.5$, $H_0=17$ мм (рис. 5.45).

Раніше розроблена [155] розрахункова схема (рис. 5.46, процес деформування при $H>0$) дозволяє досліджувати силові характеристики процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання, формозміну деталі і дефектоутворення у вигляді утягнення в донній частині стакану. Удосконалена розрахункова схема використовується в межах $H_{она} > h_1$ (етап I), при $H=0$ ($H_{она}=h_1$) відбувається виродження трапецеїдального модуля 2 в прямокутний модуль (цьому етапу II відповідає пунктирна лінія меж на рис. 5.46) [272]. Далі процес деформування переходить до стадії, при якій висота модуля 1 стає менше висоти фланця (етап III, модулі 1 і 2). Даний етап відповідає співвідношенням $H_{она} < h_1$ зі зміною кута нахилу межі розділу течії трапецеїдального модуля 2 та КМПШ (табл. 5.5).

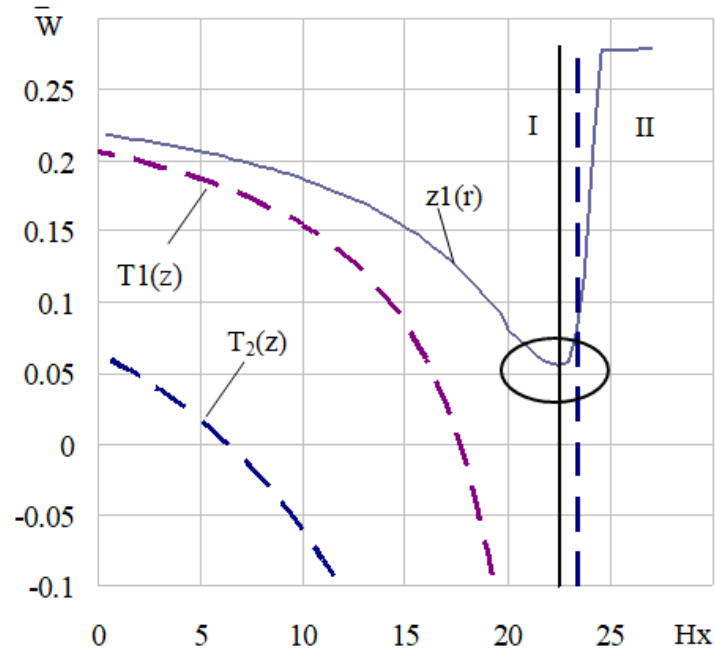


Рисунок 5.45 – Порівняльний аналіз зміни відносної швидкості витікання металу \bar{W} за ходом процесу для різних розрахункових схем

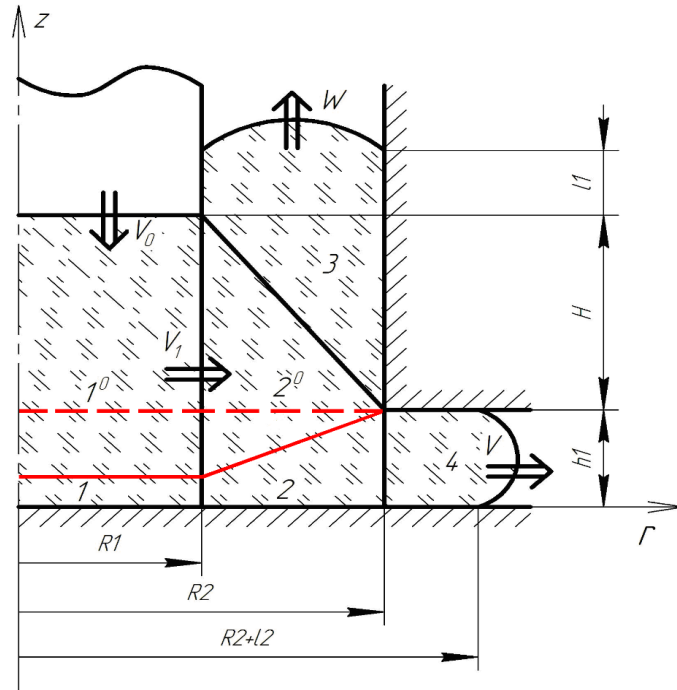


Рисунок 5.46 – Удосконалена розрахункова схема процесу радіально-зворотного видавлювання стакана з фланцем для прогнозування утягнення

Таблиця 5.5 – Вид модуля 2 і КМПШ згідно етапів процесу деформування

| Етап | Вид модуля 2 | КМПШ |
|------|--------------|---|
| 1 | | $\begin{cases} v_{z2} = \frac{W + av_{r2}}{z(r)} z, \\ v_{r2} = \frac{M + W(R_1^2 - r^2)}{2r z(r)}. \end{cases}$ $M = 2V_1 R_1 (h_1 + H), \quad z(r) = a(r + b),$ $a = \frac{H}{R_1 - R_2}, \quad b = \frac{h_1}{a} - R_2.$ |
| 2 | | $\begin{cases} v_{z2} = \frac{W}{h_1} z, \\ v_{r2} = \frac{V_1 R_1}{r} + \frac{W(R_1^2 - r^2)}{2hr}. \end{cases}$ |
| 3 | | $\begin{cases} v_{z2} = \frac{W + av_{r2}}{z(r)} z, \\ v_{r2} = \frac{M + W(R_1^2 - r^2)}{2r z(r)}. \end{cases}$ $M = 2V_1 R_1 H_1, \quad z(r) = a(r + b),$ $a = \frac{h_1 - H_1}{R_2 - R_1}, \quad b = \frac{h_1}{a} - R_2.$ |

Розгляд етапів 2 та 3 зможе істотно розширити можливості дослідження виникнення дефектів у вигляді утягнення в донній частині стакану для заключної стадії процесу деформування при $0 < H_{\text{дна}} < h_1$. Основні зміни в узагальненій розрахунковій схемі, яка враховує весь процес деформування аж до $H_{\text{дна}} \rightarrow 0$, стосуються змін в конфігурації модуля 2 (табл. 5.5).

Розрахунок силових параметрів процесу деформування зводиться до послідовного проходження всіх трьох етапів. Використовуючи розрахунки етапу I деформування при $H_{\text{дна}} > h_1$ ($H > 0$), отримуємо для геометричних параметрів, віднесених до R_1 і кінематичних, віднесених до V_0 , величину приведенного тиску:

$$\bar{p}_1 = \left(\begin{aligned} & 1 + \frac{2}{\sqrt{3}} \left[\bar{M} + \bar{W} (1 - \bar{R}_2^2) \right] \ln \left(\frac{\bar{R}_2 + \bar{l}_2}{\bar{R}_2} \right) + \frac{1}{\sqrt{3}} (\bar{H} + \bar{h}_1) |1 + \bar{W} + a\bar{V}_1| + \\ & + \frac{2}{\sqrt{3}} \sqrt{a \left(\frac{\bar{R}_2^3 - 1}{3} + \bar{b} \frac{\bar{R}_2^2 - 1}{2} \right)} \left(4 \left(1 + \frac{a^2}{3} \right) (\bar{U}_1 + \bar{U}_2) + \left(4 + \frac{a^2}{3} \right) \bar{U}_3 \right) + \\ & + \frac{\bar{R}_2 \bar{h}_1}{\sqrt{3}} \left| \bar{W} + \frac{\bar{M} + \bar{W} (1 - \bar{R}_2^2)}{2\bar{R}_2 \bar{h}_1} a \right| + \frac{4\mu_2}{\sqrt{3}} \left(\bar{M} + \bar{W} (1 - \bar{R}_2^2) \right) \frac{\bar{l}_2}{\bar{h}_1} + \\ & + \frac{1 + a^2 + 2\mu_2}{\sqrt{3}a} \left((\bar{M} + \bar{W} (1 - \bar{b}^2)) \ln \left(\frac{\bar{R}_2 + \bar{b}}{1 + \bar{b}} \right) - \frac{\bar{W}}{2} \left[(\bar{R}_2 - \bar{b})^2 - (1 - \bar{b})^2 \right] \right) + \\ & + \frac{2(\mu_1 + \mu_2)}{3\sqrt{3}(\bar{H} + \bar{h}_1)} + \frac{4\mu_1}{\sqrt{3}} (1 + \bar{W}) (\Delta \bar{H}_X + \bar{l}_1) + \frac{4\mu_1 \bar{R}_2}{\sqrt{3}} | \bar{W} | (\bar{H}_0 - \bar{h}_1 + \bar{l}_1) \end{aligned} \right), \quad (5.44)$$

де $U_1 = \int_{R_1}^{R_2} \dot{\epsilon}_{z2}^2 r z(r) dr$, $U_2 = \int_{R_1}^{R_2} v_{r2} \dot{\epsilon}_{z2} z(r) dr$, $U_3 = \int_{R_1}^{R_2} \frac{v_{r2}^2}{r} z(r) dr$ – величини, що

визначають згори приведений тиск деформування в зоні 2 [272].

Для випадку виродження трапецеїдального модуля 2 в прямокутний (при $H_{\text{дна}} = h_1$ або $H = 0$) точкова оцінка приведенного тиску в відносних параметрах з урахуванням історії деформування приймає вид [272]:

$$\bar{p}_2 = \left(\begin{aligned} & 1 + \frac{2}{\sqrt{3}} \left[1 + \bar{W}(1 - \bar{R}_2^2) \right] \ln \left(\frac{\bar{R}_2 + \bar{l}_2}{\bar{R}_2} \right) + \frac{\bar{R}_2 \bar{h}_1}{\sqrt{3}} + \frac{1}{\sqrt{3}} \bar{h}_1 (1 + \bar{W}) + \\ & + \frac{1}{\sqrt{3}} \left[\frac{\sqrt{3\bar{W}^2 \bar{R}_2^4 + (1 + \bar{W})^2} - \sqrt{3\bar{W}^2 + (1 + \bar{W})^2}}{\bar{R}_2^2 \left(\sqrt{3\bar{W}^2 + (1 + \bar{W})^2} - (1 + \bar{W}) \right)} \right] + \\ & + \frac{1 + 2\mu_2}{\sqrt{3} \bar{h}_1} \left((1 + \bar{W})(\bar{R}_2 - 1) - \frac{\bar{W}}{3} (\bar{R}_2^3 - 1) \right) + \frac{4\mu_1}{\sqrt{3}} (1 + \bar{W})(\Delta \bar{H}_X + \bar{l}_1) + \\ & + \frac{2(\mu_1 + \mu_2)}{3\sqrt{3}\bar{h}_1} + \frac{4\mu_1 \bar{R}_2 (\bar{H}_0 - \bar{h}_1 + \bar{l}_1)}{\sqrt{3} \bar{W}} + \frac{4\mu_2}{\sqrt{3}} \left(1 + \bar{W}(1 - \bar{R}_2^2) \right) \frac{\bar{l}_2}{\bar{h}_1} \end{aligned} \right) \cdot \quad (5.45)$$

При цьому, вважаючи в КМПШ модуля 2 для етапу III величину $H_I = h_I + H$, де H приймає по ходу процесу значення від 0 (не включаючи) до $-h_1$, можна повністю продублювати величину приведенного тиску. Таким чином, остаточно отримуємо з урахуванням історії деформування (відносного ходу) узагальнену величину приведенного тиску [272]:

$$\bar{p} = \begin{cases} \bar{p}_1 & \text{при } \bar{H}_X \in [0, \bar{H}_0 - \bar{h}_1], \\ \bar{p}_2 & \text{при } \bar{H}_X = \bar{H}_0 - \bar{h}_1, \\ \bar{p}_1 & \text{при } \bar{H}_X \in (\bar{H}_0 - \bar{h}_1, \bar{H}_0), \end{cases} \quad (5.46)$$

де \bar{H}_X – відносний хід, \bar{H}_0 – відносна початкова висота заготовки.

Розглянемо вплив зміни умов тертя на стінці стакану і пуансоні μ_2 , що відповідають за напрямок зворотної течії і μ_1 – за витікання металу, що формує фланцеву зону в радіальному напрямку, на можливість утворення утягнення (рис. 5.47). При рівних значеннях величин $\mu_1 = \mu_2$ відбувається незначне зміщення критичного ходу пуансона ΔH_X , що відповідає початку утворення даного дефекту. Зміщення критичного ходу пуансона ΔH_X не перевищує 1 мм для умов тертя

$\mu_1=\mu_2=0.3$ (крива (1), рис. 5.47) і $\mu_1=\mu_2=0.08$ (крива (2), рис. 5.47). Також незначно змінюється і відносна швидкість витікання металу у вертикальному напрямку \bar{W} , при цьому на етапі III відбувається фактично перехід від комбінованого видавлювання до зворотного видавлювання. Збільшення коефіцієнта тертя в донній частині $\mu_1=0.3$ при фіксованому значенні $\mu_2=0$ призводить до більш суттєвого зрушення критичної величини в бік зменшення до 8.5 мм (крива (3), рис. 5.47). Це призводить до можливості більш раннього моменту утворення утягнення, що є негативним фактором. При цьому, збільшення коефіцієнта тертя на стінці стакану і пуансона $\mu_2=0.3$ при мінімальному значенні $\mu_1=0$, дозволяє уникнути появи дефекту на всіх етапах процесу деформування. Це пояснюється відсутністю точки мінімуму, величина \bar{W} зменшується на всьому протязі процесу деформування, що є сприятливим фактором (крива (4), рис. 5.47). Отже, можна отримати проміжок критичних значень ходу ΔHx , за яких ймовірним є поява утягнення для даних геометричних параметрів процесу, з огляду на граничні значення коефіцієнтів тертя, характерні для холодного видавлювання. Для параметрів процесу $R_1=10.5$ мм, $R_2=22.5$ мм, $h_1=3$ мм і різних умов контактного тертя проведено моделювання в QForm2/3D (рис. 5.48). Проаналізовано картини поетапного формоутворення деталі з точки зору впливу даних технологічних факторів на критичні значення товщини дна стакану при утворенні подібного дефекту. Результати, отримані на основі моделювання в QForm2/3D, підтверджують суттєвий вплив умов тертя на можливість утворення дефекту в вигляді утягнення і узгоджуються з результатами теоретичних досліджень на основі розрахункової схеми. Аналіз впливу умов тертя як технологічного фактору керуванням формоутворенням напівфабрикату з С1 був проведений для параметрів $R_1 = 10.5$, $h_1 = 3$, $R_2 = 22.$, $H_0 = 20$ та товщини дна у 4 мм та частково вище при розгляданні розрахункової схеми (рис. 5.48). Однак дотримання необхідних умов тертя на протязі всього процесу деформування та сталим для всій поверхні контакту заготовки та інструменту є досить спірним питанням в реальному процесі видавлювання.

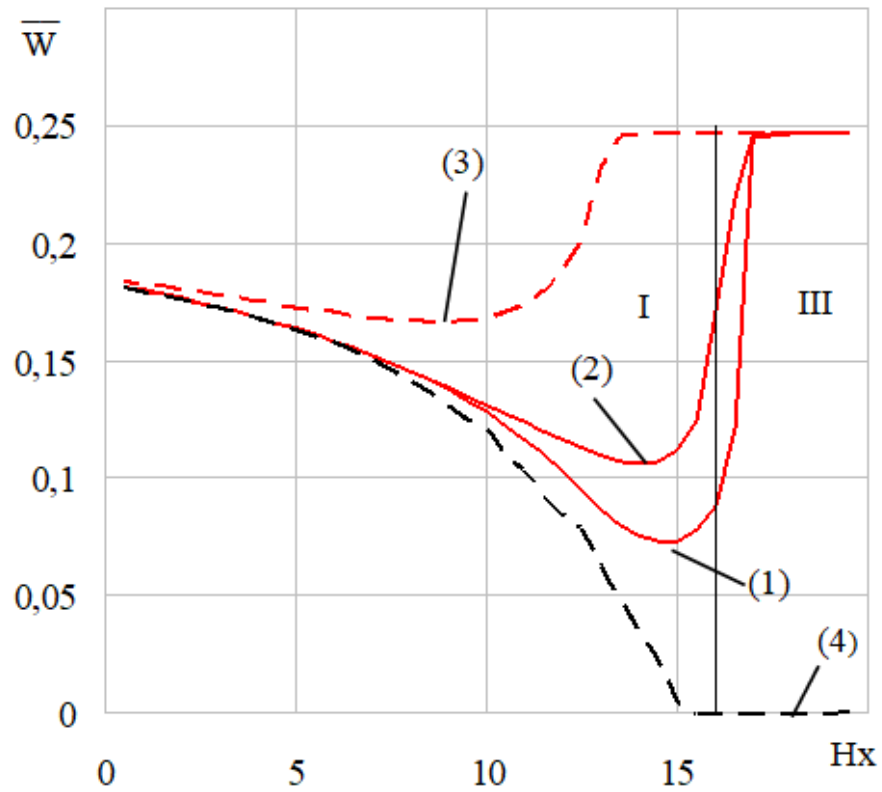


Рисунок 5.47 – Змінення оптимальної величини відносної швидкості витікання металу у вертикальному напрямку за ходом процесу [272]

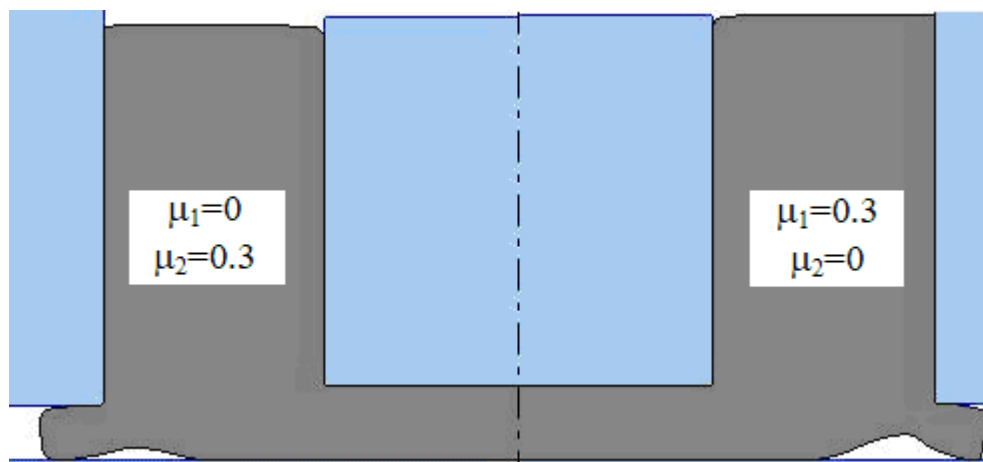


Рисунок 5.48 – Моделювання в QForm2/3D процесу утворення утягнення при різних умовах тертя

Таким чином, умови контактної тертя можна віднести до вагомих керуючих факторів, що впливають на можливість дефектоутворення в процесі комбінованого радіально-зворотного видавлювання. Проведемо порівняльний аналіз теоретично отриманих оцінок на основі верхньої оцінки (5.43) та ЕМБП за (5.44) – (5.46) з точки зору дослідження критичної величини товщини дна, якій відповідає утворення утягнення. Використовуючи діапазон варіювання умов тертя, характерний для процесів холодного видавлювання, маємо діапазон критичних значень товщини дна, який йому відповідає для $h_1=3$ мм критична товщина дна $H_{кр}$ варіюється в межах від 3.5 мм до 6.7 мм, для $h_1=3.5$ мм маємо діапазон від 3 мм до 6 мм. Однак порівняльний аналіз із значеннями, отриманими верхньою оцінкою (рис. 5.49) можемо проводити тільки для умов тертя у вигляді $\mu_{s\uparrow} = \mu_{s\rightarrow} = 0.08$.

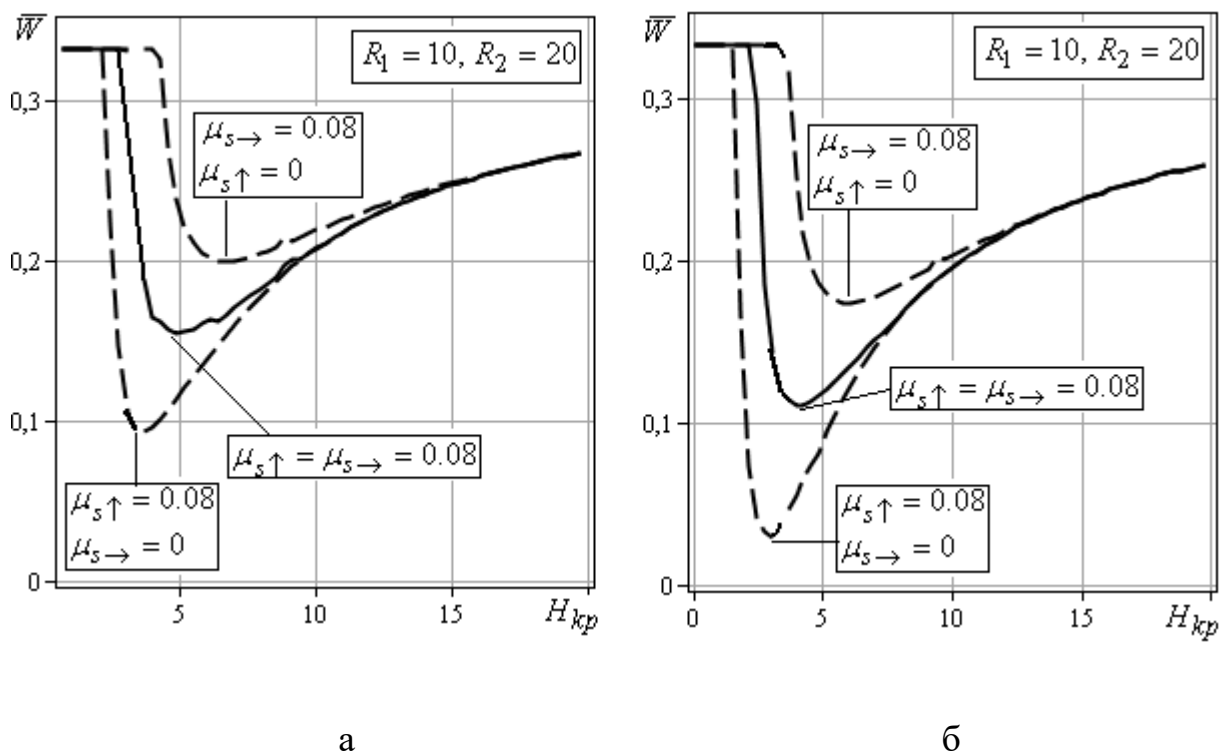


Рисунок 5.49 – Змінення оптимальної величини відносної швидкості витікання металу у вертикальному напрямку за ходом процесу від товщини дна при $h_1=3$ мм (а) та $h_1=3.5$ мм (б)

Для значень $h_1=3$ мм критична товщина дна $H_{кр}$ за верхньою оцінкою (5.43) дорівнює наближено 5.93 мм по відношенню до 5 мм, отриманих ЕМБП (суцільна крива, рис. 5.49, а) та для $h_1=3.5$ мм маємо за верхньою оцінкою $H_{кр} = 5.45$ мм по відношенню до 4.4 мм за ЕМБП (рис.5.49, б). Таким чином, прогнозоване значення $H_{кр}$, що отримане за формулою (5.43) можна вважати лише у якості грубої оцінки за умов тертя $\mu_{s\uparrow} = \mu_{s\rightarrow} = 0.08$ із неможливістю аналізу цих даних за будь-яких інших умов тертя або змін у конфігурації інструменту, однак до переваг використання (5.43) однозначно можна віднести елементарність отримання необхідної інформації. При використанні ЕМБП, можна виявити комплекс факторів, що дозволяють впливати на можливість утворення утягнення та його відстрокування. Експериментально встановлено, що основною відмінністю процесу деформування з дефектоутворення від процесу, що протікає без появи утягнення, є різке зростання величини P . При дослідженні зразків з свинцю С1 отримані дані за силою деформування при радіусі матриці $R_2=22.5$ мм і радіусі пуансона $R_1=10.5$ мм. Для процесу видавлювання без утворення утягнення при висоті фланця $h_1=4.5$ мм характерно плавне накопичення величини P на заключній стадії процесу деформування (рис. 5.50, точкові дані (2)). В процесі видавлювання з утворенням дефекту при $H_0=20.5$ мм і висоті фланця $h_1=3$ мм заключна стадія процесу характеризується різким стрибком сили деформування, починаючи з $Hx=14$ мм (рис. 5.50, точкові дані (1)). Це відбувається на етапі деформування, відповідному моменту зародження дефекту у вигляді утягнення з подальшим зростанням зусилля видавлювання за ходом процесу. Дана особливість в характері зміни енергосилових параметрів процесу пов'язана з різким збільшенням швидкості витікання металу у вертикальному напрямку, тобто практично з переходом до схеми з одним ступенем свободи течії (радіальне видавлювання практично відсутнє). Дані, отримані на основі ЕМБП, повністю відповідають експериментально отриманим даним, а саме точка мінімуму при $h_1=3$ мм відповідає наближено $Hx=14$ мм і підтверджує скачок за силою деформування (рис. 5.50), при $h_1=4.5$ мм маємо наближено $Hx=16$ мм, що також підтверджується експериментально отриманими даним (рис. 5.51).

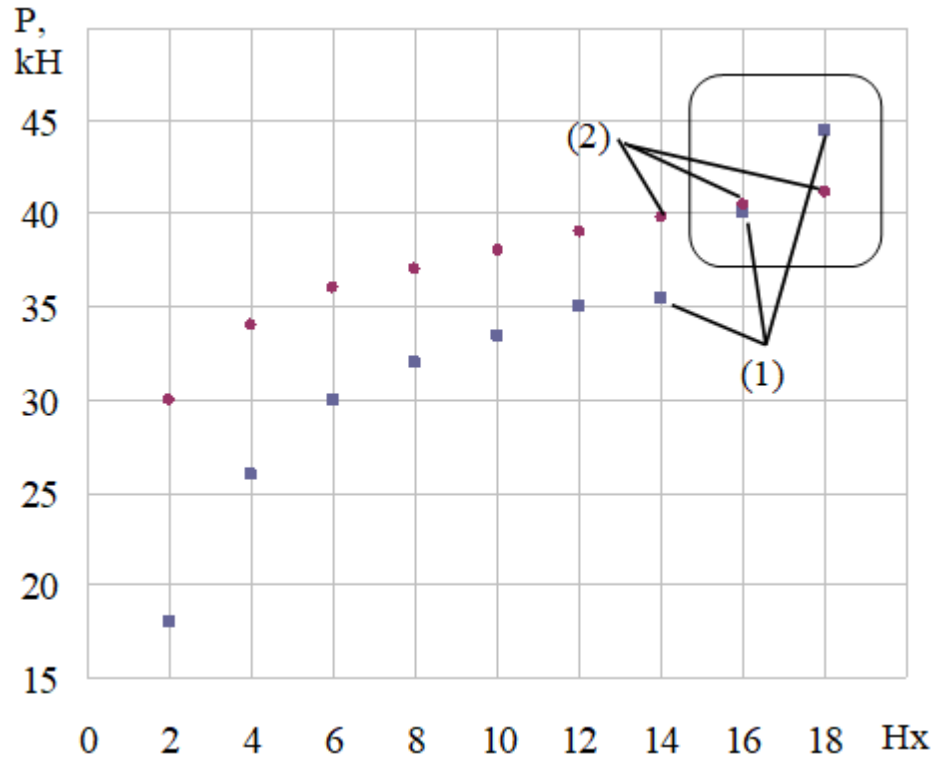


Рисунок 5.50 – Експериментальні дані за силою деформування в процесі комбінованого радіально-зворотного видавлювання [272]

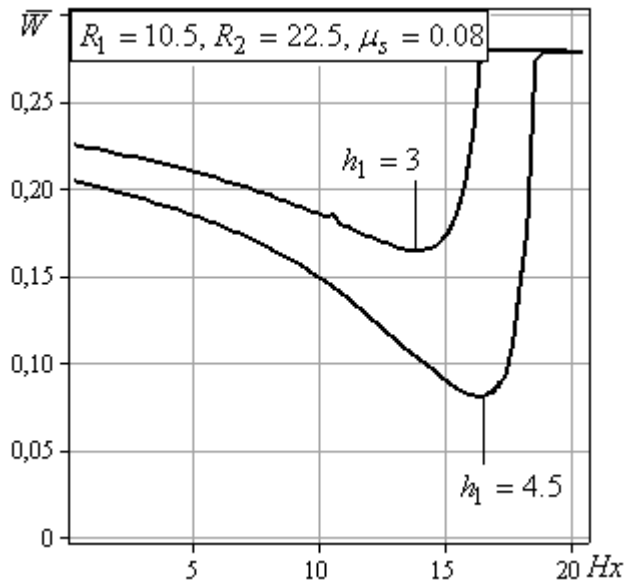


Рисунок 5.51 – Змінення оптимальної величини відносної швидкості витікання металу у вертикальному напрямку за ходом процесу від ходу Hx

Проведено порівняльний аналіз експериментально отриманої деталі з С1 з утворенням утягнення і моделювання в QForm2/3D при $R_1=10.5$ мм, $R_2=22.5$ мм, $h_1=4.5$ мм і товщині дна $H_{\text{дна}}=2.5$ мм (рис. 5.52). Отримані картини формоутворення деталі ідентичні.

Для даних геометричних параметрів процесу досліджено зміну відносної швидкості витікання металу у вертикальному напрямку за ходом процесу (рис. 5.53). При $Hx=22.5$ мм ($H_{\text{дна}}=4.5$ мм) відбувається перехід від етапу I до етапу III, при цьому в близьких значеннях спостерігається мінімум величини \bar{W} . Це говорить про можливий початок утворення утягнення, а при $Hx=24.5$ мм відбувається фактично перехід до процесу зворотного видавлювання. Початок утворення утягнення згідно моделювання в QForm2/3D відповідає $H_{\text{дна}}=3.6$ мм ($Hx=23.4$ мм).

Початок утворення утягнення згідно з теоретичними розрахунками відзначено вертикальною суцільною лінією (Т), а згідно з експериментальними даними пунктирною вертикальною лінією (Е) (рис. 5.53). Характер зміни збільшення фланцевої зони по ходу процесу деформування з утворенням утягнення також підтверджує особливості протікання даного процесу. Так, починаючи з $Hx=24.5$ мм і до кінця процесу деформування збільшення фланцевої зони не відбувається, тобто радіальне видавлювання відсутнє (рис. 5.53). Таким чином, розгляд в якості критеріальної величини точки мінімуму \bar{W} є правомірним і дає незначне завищення за товщиною дна, що відповідає початку дефектоутворення. Характер зміни збільшення фланцевої зони за ходом процесу деформування з утворенням утягнення також підтверджує особливості протікання даного процесу. Так, починаючи з $Hx=24.5$ і до кінця процесу деформування збільшення фланцевої зони не відбувається (рис. 5.54) [272].

Таким чином, використання характеру змінення кінематичного параметру (наявності точки мінімуму) – швидкості витікання металу і у вертикальному напрямку, як критеріальної величини для оцінки моменту появи утягнення є цілком обґрунтованим.

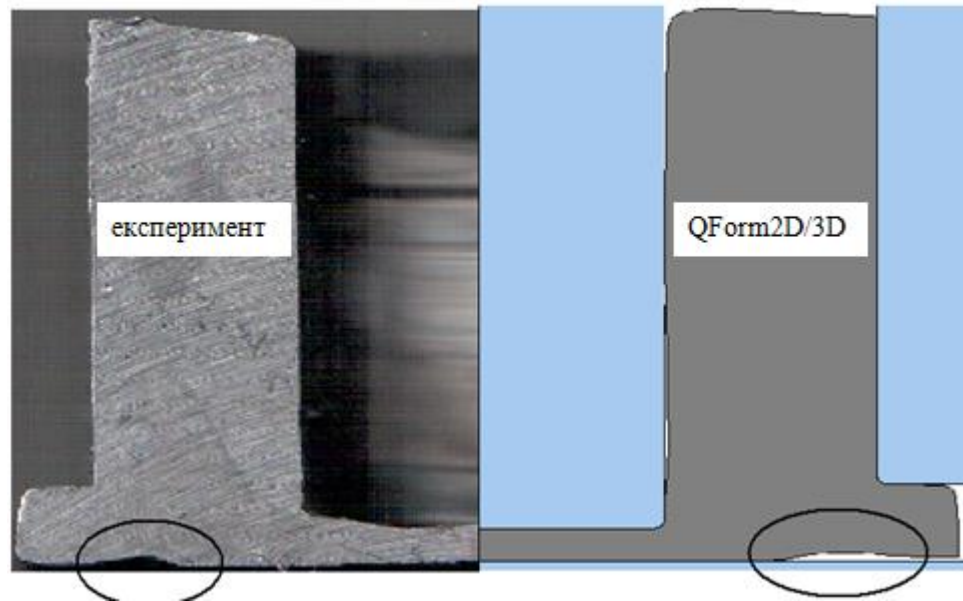


Рисунок 5.52 – Порівняльний аналіз експериментальних даних і моделювання в QForm2/3D із появою утягнення [272]

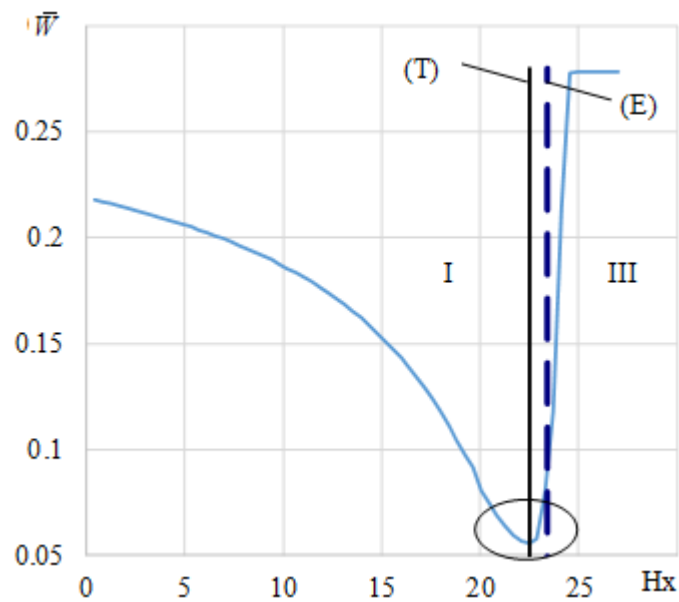


Рисунок 5.53 – Зміна відносної швидкості витікання металу у вертикальному напрямку за ходом процесу деформування з утворенням утягнення [272]

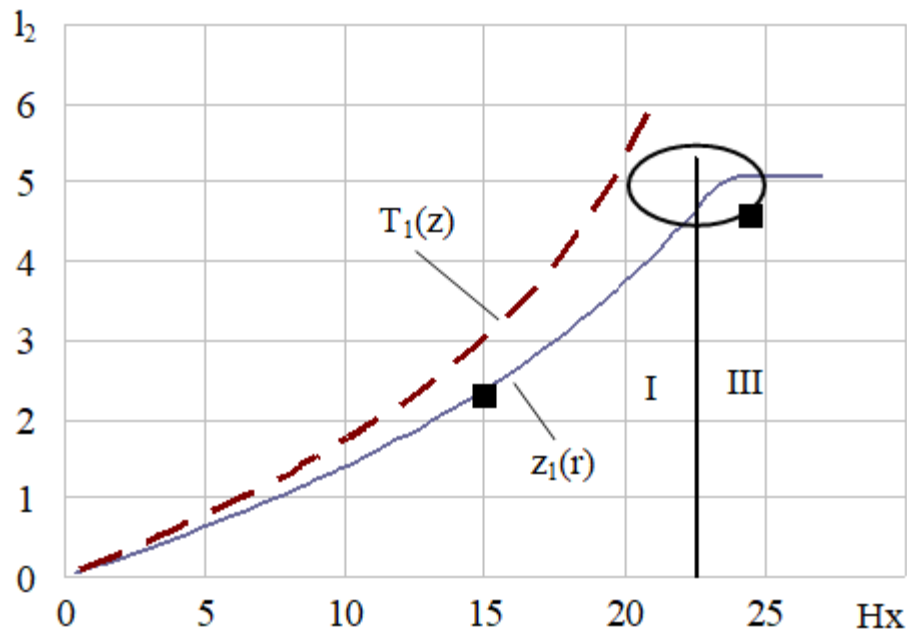


Рисунок 5.54 – Приріст фланцевої зони за ходом процесу деформування з утворенням утягнення [272]

Можливості керування течією металу в процесі комбінованого радіально-зворотного видавлювання порожнистих деталей з фланцем

Процесам комбінованого видавлювання з декількома ступенями свободи течії металу, притаманна властивість саморегуляції формоутворенням напівфабрикату. При цьому попередня оцінка приростів напівфабрикату для деяких співвідношень або технологічних умов, в тому числі умов тертя, дозволяє оцінити відповідність необхідним розмірам готового виробу, тобто є характеристикою раціональності (або ні у разі перевищення допустимих відхилень у розмірах) використання саме обраного способу комбінованого видавлювання. Вплив умов тертя та наявність складної конфігурації інструменту у вигляді фасок та заокруглень є факторами керування формоутворенням напівфабрикату. Результати моделювання формозмінення в процесі комбінованого радіально-зворотного видавлювання в Qform2/3D вказують на відмінності у оформленні фланцевої зони (рис. 1.27) та корегування із забезпеченням

відстрокування появи дефекта у вигляді утягнення. Варіювання граничних умов тертя дозволяють отримати корегування заповнення фланцевої зони до 10% за даних параметрів процесу деформування. При цьому слід враховувати, що погіршення умов тертя в донній частині заготовки дозволяє знизити розміри фланцевої зони, а погіршення умов тертя на стінці стакану, що формується, навпаки, сприятиме збільшенню розмірів фланця (рис. 1.27, б). Введення змін конфігурації активного інструменту у вигляді фаски на пуансоні сприяє більш активному заповненню стінки стакану, такого ефекту можна досягти введенням підпору у фланцевій зоні у разі її заповнення (рис. 1.28). Однак введення обмежень течії металу у будь-якому з напрямків переводить схему комбінованого видавлювання з двома степенями свободи течії металу до видавлювання за базовими схемами радіального або зворотного видавлювання та внаслідок цього збільшує навантаження на інструмент. Більш цікавим є дослідження можливостей корегування формоутворенням деталі із відстрокуванням моменту утворення утягнення в донній частині заготовки. Цей дефект є характерним для співвідношень $2h_1R_2/(R_2^2 - R_1^2) < 0.6$ процесу комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання на заключній стадії процесу деформування (рис. 5.55).

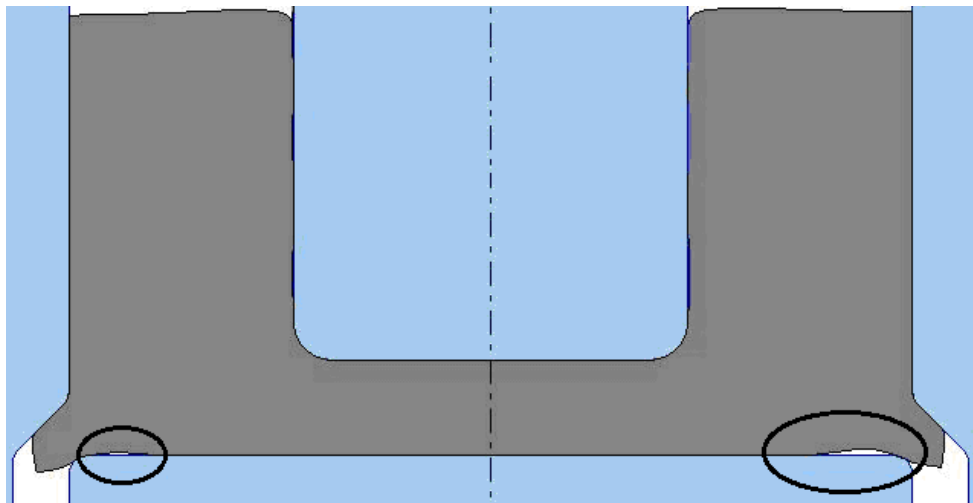
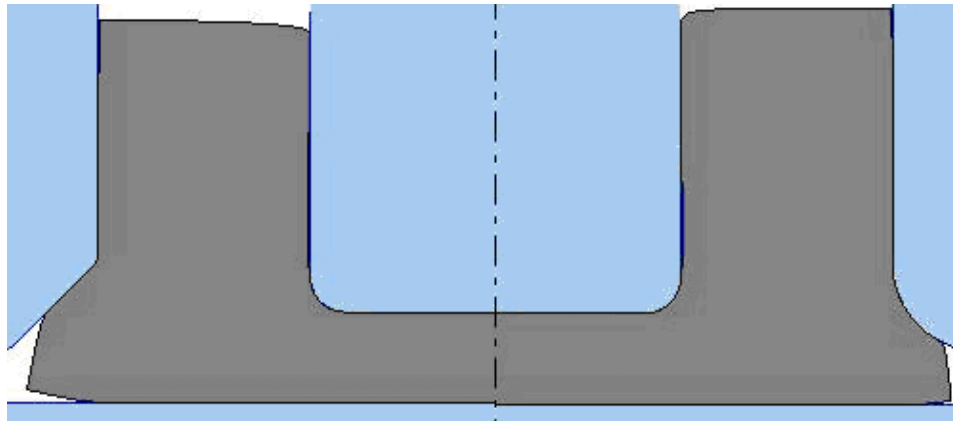


Рисунок 5.55 – Порівняльний аналіз впливу умов тертя на формоутворення заготовки із появою утягнення в процесах радіально-поздовжнього видавлювання

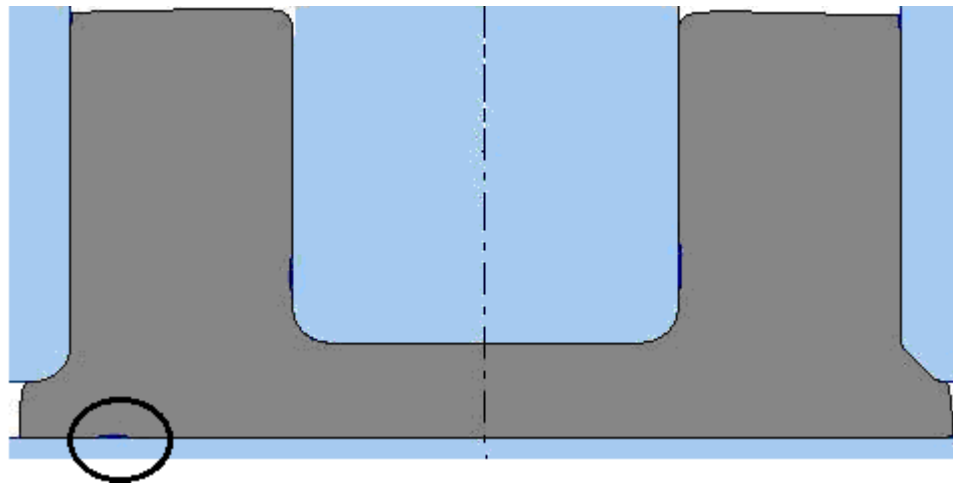
Проаналізуємо вплив різних конструкційних особливостей інструменту на формування фланцевої зони та дефектоутворення напівфабрикату з С1 для параметрів $R_1 = 10.5$ $R_2 = 22.5$ $h_1 = 3$ $H_0 = 20$ та умов тертя $\mu_1 = \mu_2 = 0.08$, характерних для холодного видавлювання (рис. 5.56).

При моделюванні в Qform 2/3D використовували додатково введені заокруглення радіусів 2 мм та 5 мм та рівносторонні фаски таких же розмірів. Введення фаски та заокруглення найбільшого розміру у 5 мм дозволяє виявити відмінності у формуванні фланця. Більш сприятливим фактором з точки зору рівномірності заповнення фланцевої зони є введення заокруглення, при цьому вдається сформуванню фланець без загину та ефекту «чобота», як у випадку введення рівносторонньої фаски того ж катету (рис. 5.56, а). Незначні відмінності у розмірах стінки стакану та його більшої рівномірності свідчать про раціональність використання саме заокруглення на матриці. Однак першочерговою задачею слід вважати саме співставлення картин формоутворення напівфабрикату із виявленням моменту появи (чи відсутності) дефекту у вигляді утягнення в донній частині заготовки (рис. 5.56, б, в).

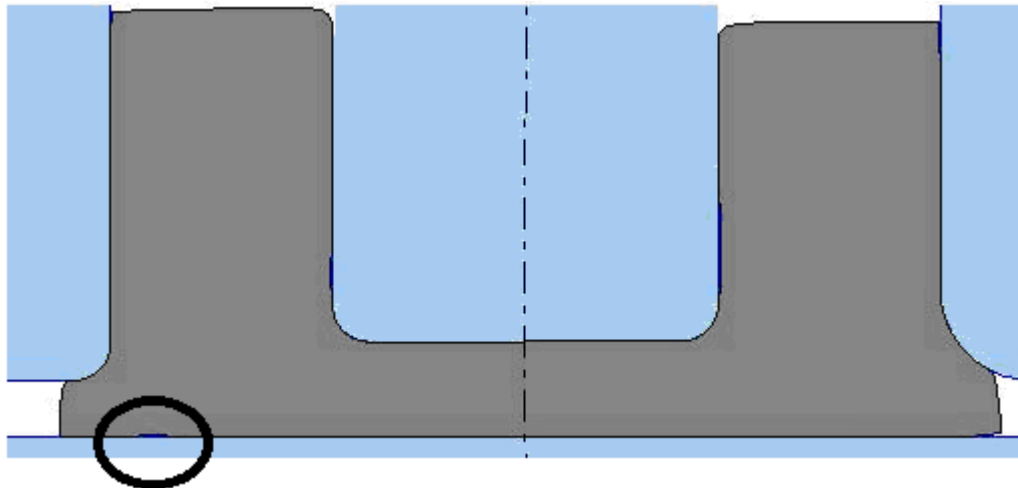
Порівняльний аналіз введення заокруглення та фаски у 2 мм свідчить про раціональність останньої, при цьому при товщині дна у 5.1 мм з'являється утягнення при наявності заокруглення, та ще не утворюються при введенні фаски того ж катету. Це пояснюється збільшенням в перерізі площі поверхні заповнення фланцевої зони для випадку наявності рівносторонньої фаски, що сприяє більш інтенсивній течії металу в радіальному напрямку. Введення заокруглення більшого радіусу у 5 мм дозволяє відстрокувати появу утягнення у порівнянні із використанням заокруглення у 2 мм, що пояснюється аналогічно в порівнянні із фаскою вище. Таким чином, введення конструктивних особливостей інструменту у вигляді заокруглення є сприятливим фактором як з точки зору формування форми фланця, так і з точки зору можливостей відстрокування появи утягнення в донній частині напівфабрикату.



а



б



в

Рисунок 5.56 – Порівняльний аналіз впливу введення змін конфігурації інструменту на формоутворення напівфабрикату

Однак можливості корегування дефектоутворення завдяки конструкційним особливостям інструменту у вигляді введення на матриці фасок або заокруглення раніше в рамках використання ЕМБП не використовувалися, розрахункові моделі не враховували ці особливості. Розробка кінематичного модуля із заокругленням (рис. 4.7) надала можливості оперативного аналізу згідно (4.25) із визначення оптимального радіусу заокруглення з точки зору відстрокування появи утягнення на необхідну величину за ходом або товщиною дна. Введення в розрахункову схему процесу деформування із можливістю прогнозування утягнення замість модуля 4 – кінематичний модуль із заокругленням, дозволяє отримати наступні результати (рис. 5.57). Аналіз впливу заокруглення на матриці позитивно впливає на можливість отримання якісної деталі при співвідношеннях, характерних для появи дефектоутворення. Запізнення появи утягнення можна досягти орієнтовно до величини, що відповідає наближено ($0,4 - 0,5R$) використання відповідного радіусу заокруглення R . Таке запізнення у появі утягнення для співвідношень, характерних появі даного дефекту, підтверджується і моделюванням в Qform 2/3D для параметрів $R_1 = 10,5$ мм, $R_2 = 22,5$ мм, $h_1 = 3$ мм, $H_0 = 20$ мм (рис.5.58). Для процесу без введення заокруглення для даних геометричних співвідношень маємо початок утворення утягнення при товщині дна наближено 4,4 мм, із введенням радіусу у 2 мм та 5 мм вдається знизити це критичне значення до 3,234 мм та 2,023 мм відповідно. Таким чином, можна скорегувати діаграму, що є попередньою оцінкою дефектоутворення згідно побудови на основі основної розрахункової схеми (без введення заокруглення) та із врахуванням впливу цього конструктивного фактору. За межі корегування відповідають пунктирні лінії, розраховані для введення радіусу заокруглення у 5 мм, що відповідає орієнтованому запізненню у відносних розмірах (до радіусу матриці) на 0,11 (рис. 5.59). Так, точка (2) однозначно потрапляє в область без дефектоутворення (знаходиться нижче нижньої ламаної в лівій половині діаграми), а точка (1) за умови введення радіусу у 5 мм зміщується з зони появи утягнення у зону без дефектоутворення (рис. 5.59).

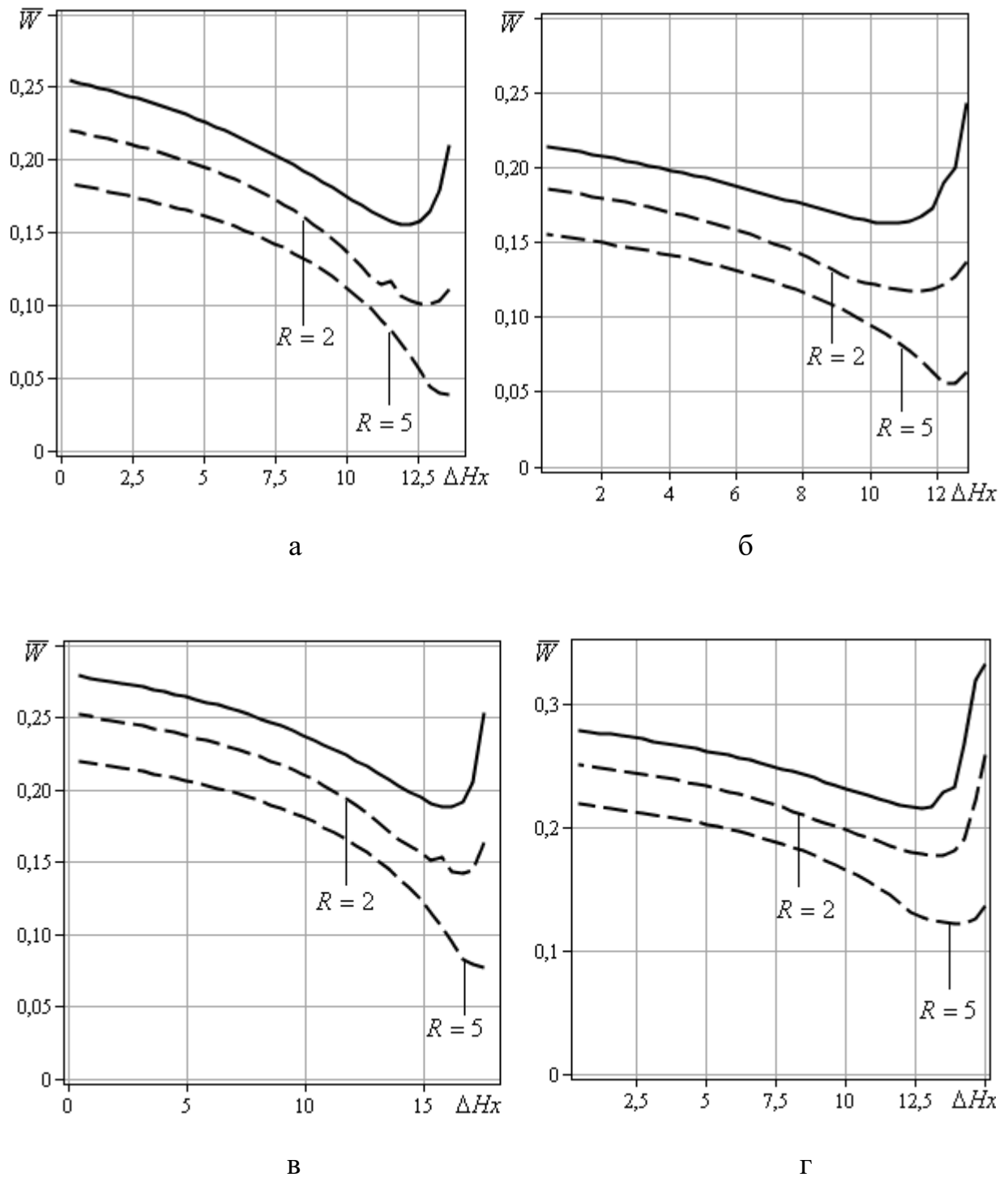


Рисунок 5.57 – Аналіз впливу введення заокруглення для запобігання утворенню утягнення при $h_1 = 3$ мм для $R_1 = 10.5$ мм, $R_2 = 22.5$ мм, $H_0 = 17$ мм (а), $R_1 = 10$ мм, $R_2 = 20$ мм, $H_0 = 16$ мм (б), $R_1 = 12$ мм, $R_2 = 24$ мм, $H_0 = 20$ мм (в) та $R_1 = 14$ мм, $R_2 = 28$ мм, $H_0 = 16$ мм (г)

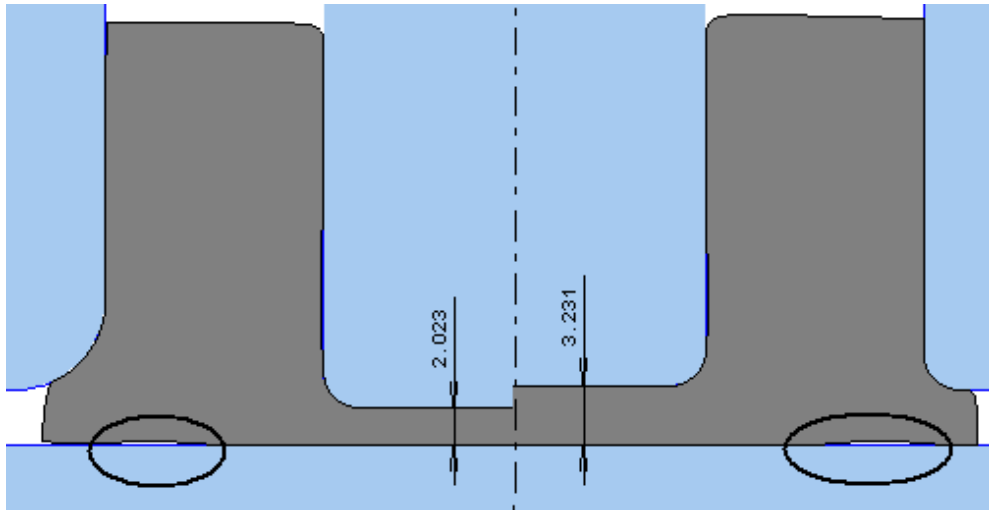


Рисунок 5.58 – Порівняльний аналіз товщини дна стакану, що відповідає появі утягнення за $R=5$ мм (ліва половина) та $R=5$ мм (права половина)

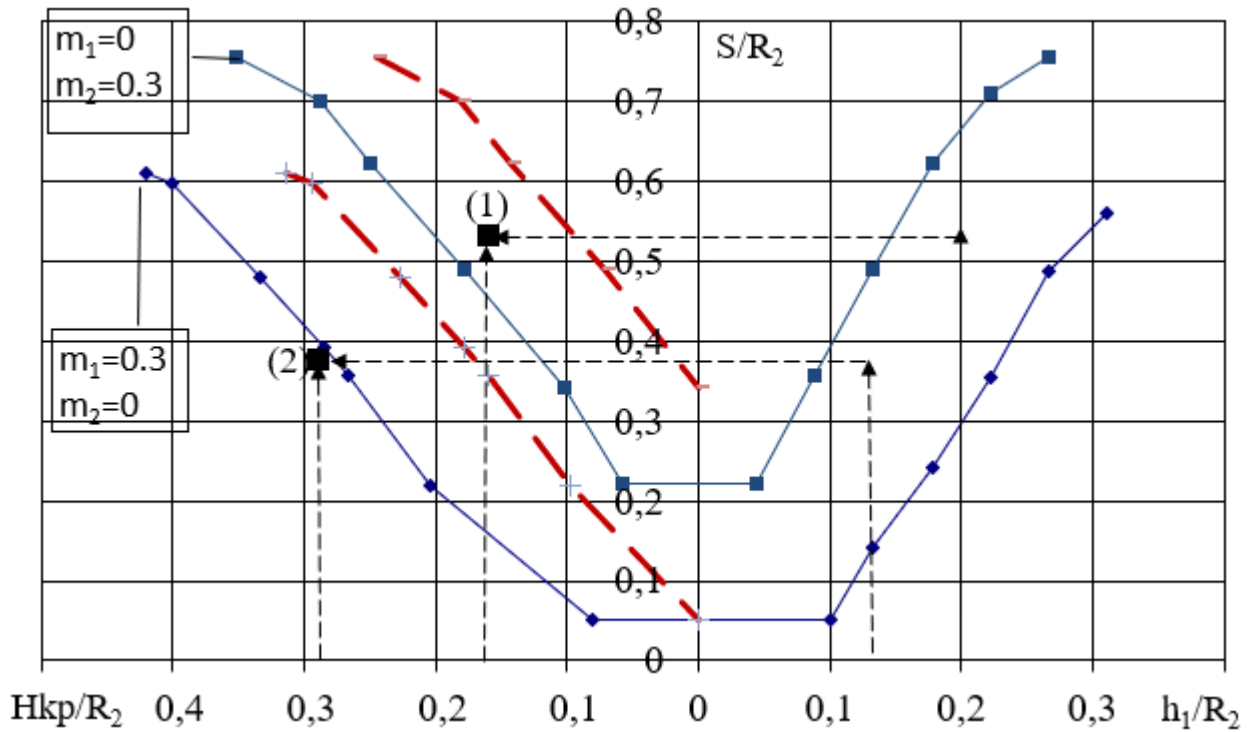


Рисунок 5.59 – Скорегована діаграма зони появи утягнення у донній частині заготовки в процесі комбінованого радіально-зворотного видавлювання [272]

5.3.3 Особливості моделювання процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання із наявністю транзитного осередку деформації

Для досить високих заготовок (при $H_0/h_1 > 4..6$), кожна з узагальнених розрахункових схем CDZ-1.і з об'єднаним ОД, може бути вдосконалена шляхом введення додаткової проміжної жорсткої зони, що дозволить врахувати специфіку течії металу, характерну для транзитного ОД (табл. 2.4). Для експериментального аналізу були використані складені заготовки з матеріалу С1 з нанесеною координатною сіткою з базою 2 мм для початкової висоти заготовки 37 мм, товщини фланця 3 мм для та радіусів пуансона та матриці 10.5 мм та 14.1 мм відповідно, робочий хід повзуна склав 5 мм (рис. 5.60). Після сканування деформованої сітки і обробки зображення за допомогою програми «Grafula» були визначені координати вузлів осередків сітки. Отримані дані використовувалися в програмі в середовищі Mathcad 7, що дозволяє зробити розрахунки збільшення компонент деформації за методикою І. П. Ренне і отримати кількісну оцінку деформованого стану (рис. 5.60, а). За даними моделювання в програмі Qform 2/3D було отримано картини розподілу деформацій та напружень всередині заготовки. Умови, що використані при моделюванні: тertia задавалося константою поверхні рівній 0.16, модуль Юнга 18000 МПа, коефіцієнт Пуассона 0.42. Використовуваний МСЕ дозволив отримати картини розподілу інтенсивності деформації та інтенсивності напружень по ходу процесу (рис. 5.60, б, в). Дані про картину розподілу деформацій підтверджують факт наявності проміжної жорсткої зони і транзитного ОД із наявністю двох автономних осередків деформації. Характер викривлення ділильної сітки та розподілу деформацій та напружень згідно даних моделювання в Qform 2/3D дозволив виявити необхідність використання розробленого трикутного кінематичного модуля замість прямокутного в зоні розвороту до радіальної течії в нижньому автономному осередку деформації. Таким чином, узагальнена розрахункова схема процесу приймає вигляд (рис. 5.61) [238, 274, 275].

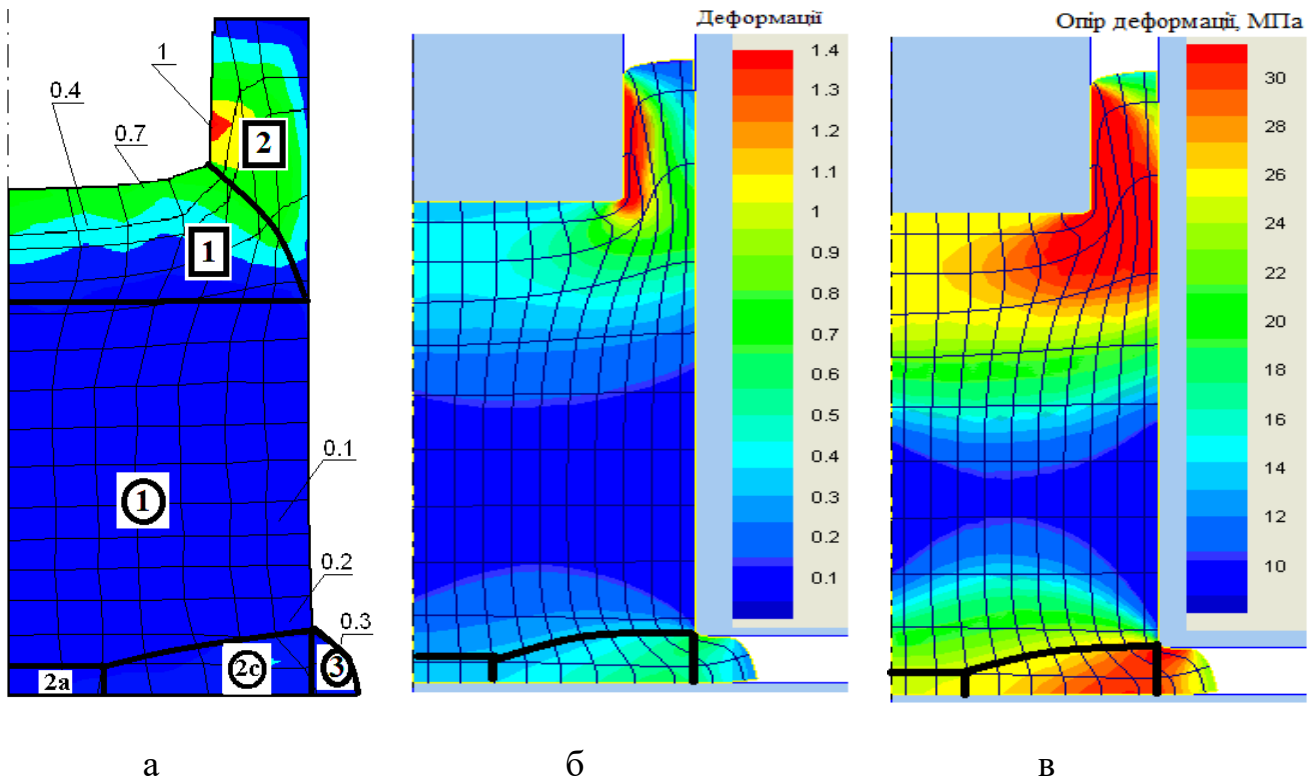


Рисунок 5.60 – Аналіз НДС за викривленням ділильної сітки (а) та даних щодо розподілу деформацій (б) та опору деформацій (в)

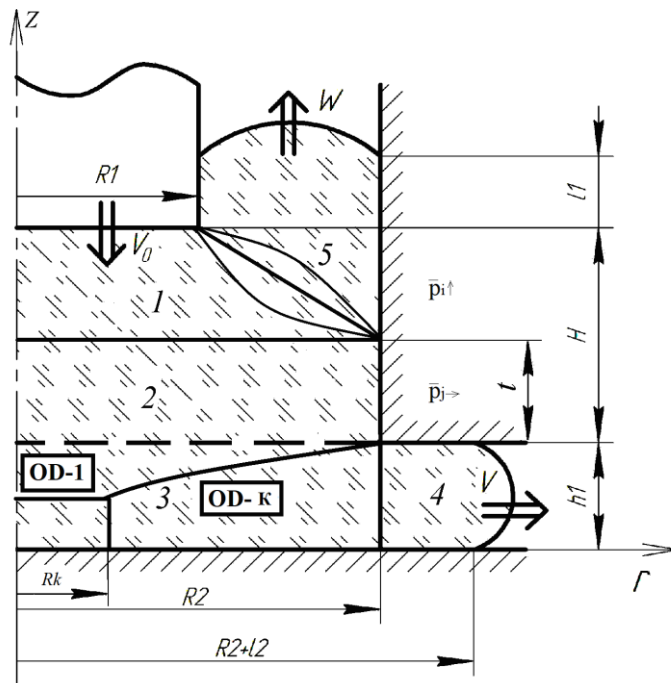


Рисунок 5.61 – Узагальнена розрахункова схема процесу із двома різновидами автономного нижнього ОД радіального видавлювання

Надалі позначаємо OD-1 попередньо розроблену розрахункову схему процесу із наявністю прямокутних кінематичних модулів зон 2 та 3, а удосконалену OD-K із наявністю трапецеїдальної форми жорсткої зони 2 та комплексу кінематичних модулів типу 2а-2с (рис. 4.15, б) можливістю подальшої оптимізації як за параметром α , що визначає форму кривої, так і за положенням R_k і розмірами модулів. Нагадаємо, можливості використання частинного випадку комплексу 2а-2с при виродженні за умови $R_k=0$ у трикутний кінематичний модуль із похилою межею (рис. 4.11) із наявністю оптимізації тільки за параметром $\alpha \in (0, 1)$.

У найпростішому варіанті прямокутної межі трапецеїдального модуля 1 та кінематичного осьового модуля 3 прямокутної форми маємо приведений тиск деформування у вигляді [274]:

$$\bar{p}_{1-1} = \left(\begin{array}{l} \frac{4\mu_1 \bar{R}_2}{\sqrt{3}(\bar{R}_2^2 - 1)} \left| 1 - \lambda \bar{R}_2^2 \left(\bar{H} - \bar{i} + \bar{l}_1 \right) + \frac{4\mu_1}{\sqrt{3}} \bar{C}_1 (1 - \lambda) (\Delta \bar{H}_X + \bar{l}_1) + \right. \\ \left. + (1 - \lambda) \left[\frac{2\bar{C}_1}{9\bar{k}^2} \ln \bar{R}_2 \left(\left(4 + 3\bar{k}^2 \right)^{3/2} - 8 \right) - \frac{2\bar{k}\bar{C}_1}{3\sqrt{3}} + \frac{2}{\sqrt{3}} \frac{1 + \bar{k}^2}{\bar{k}} \bar{C}_1 \ln \frac{1}{\bar{R}_2} \right] + \right. \\ \left. + \frac{4\mu_1}{3\sqrt{3}} \cdot \frac{\bar{R}_2^2}{\bar{R}_2^2 - 1} \bar{k} (\lambda - 1) + \lambda \left[\bar{R}_2^2 + \frac{2}{\sqrt{3}} \bar{R}_2^2 \ln \left(\frac{\bar{R}_2 + \bar{l}_2}{\bar{R}_2} \right) + \frac{\bar{R}_2^3}{3\sqrt{3}\bar{h}_1} + \frac{\bar{R}_2 \bar{h}_1}{\sqrt{3}} + \right. \right. \\ \left. \left. + \frac{4\mu_1 \bar{R}_2 \bar{i}}{\sqrt{3}} + \frac{2\mu_2 \bar{R}_2^3}{3\sqrt{3}\bar{h}_1} + \frac{4\mu_2 \bar{R}_2^2 \bar{l}_2}{\sqrt{3}\bar{h}_1} \right] \right) \end{array} \right), \quad (5.47)$$

$$\text{де } \Delta \bar{H}_X = \frac{\Delta H_X}{R_1}, \bar{H} = \frac{H}{R_1}, \bar{R}_2 = \frac{R_2}{R_1}, \bar{h}_1 = \frac{h_1}{R_1}, \bar{l}_1 = \frac{l_1}{R_1}, \bar{l}_2 = \frac{l_2}{R_1}, \bar{k} = \frac{1 - \bar{R}_2}{\bar{H} - \bar{i}}, \bar{C}_1 = \frac{\bar{R}_2^2}{\bar{R}_2^2 - 1}.$$

Для загального випадку розрахункової схеми при $i=1..3$ маємо три різновиди верхнього автономного осередку деформації зворотного видавлювання АТ- i згідно із формою похилої межі за аналогією із розрахунками схеми CDZ- i у вигляді (5.29) – (5.35). Для нижнього автономного осередку деформації розглядаємо два

різновиди OD-1 ($j=1$) із прямокутним осьовим модулем 3 та OD-K ($j=2$) і наявністю розробленого комплексу прямокутного та трапецеїдального кінематичних модулів типу 2а-2с (рис. 5.62). В цьому випадку приведений тиск узагальненої розрахункової схеми процесу приймає вигляд:

$$\bar{p}_i = \frac{4\mu_1\bar{R}_2}{\sqrt{3}(\bar{R}_2^2 - 1)} \left[1 - \lambda\bar{R}_2^2(\bar{H} - \bar{t} + \bar{l}_1) + (1 - \lambda)\bar{p}_i \uparrow + \lambda \cdot \bar{p}_j \rightarrow \right], \quad (5.48)$$

де $\lambda = \frac{\bar{p}_i \uparrow}{\bar{p}_i \uparrow + \frac{(\bar{R}_2^2 - 1)\bar{R}_2^2}{2h_1\bar{R}_2} \bar{p}_j \rightarrow}$, $\bar{p}_i \uparrow$ – приведений тиск деформування для процесу

зворотного видавлювання АТ- i ($i=1..3$); $\bar{p}_j \rightarrow$ – приведений тиск деформування для процесу радіального видавлювання у вигляді OD-1 ($j=1$) або OD-K ($j=2$).

Для отримання даних щодо силового режиму використовуємо середнє значення деформації у вигляді:

$$e^*_{i_{cp.}} = \left(1 - \frac{t}{H_0} \right) \cdot \bar{p}_i \uparrow + \frac{t}{H_0} \cdot \bar{p}_j \rightarrow \quad (5.49)$$

де t – висота жорсткої зони, H_0 – початкова висота заготовки,

Порівняльний аналіз проведемо для найпростішого випадку верхнього осередку деформації у вигляді АТ-1 із прямолінійною межею трапецеїдального модуля 1 та двох різновидів осередків радіального видавлювання у вигляді OD-1 ($j=1$) або OD-K ($j=2$). Для повноцінного аналізу використовуємо дані за силовим режимом та формоутворенням напівфабрикату, розраховані теоретично та отримані експериментально. Для матеріалу АД1 за параметрів $R_1 = 7.5$, $h_1 = 3$, $R_2 = 10.6$, $H_0 = 20$ сила видавлювання, розрахована із використанням нового кінематичного модуля

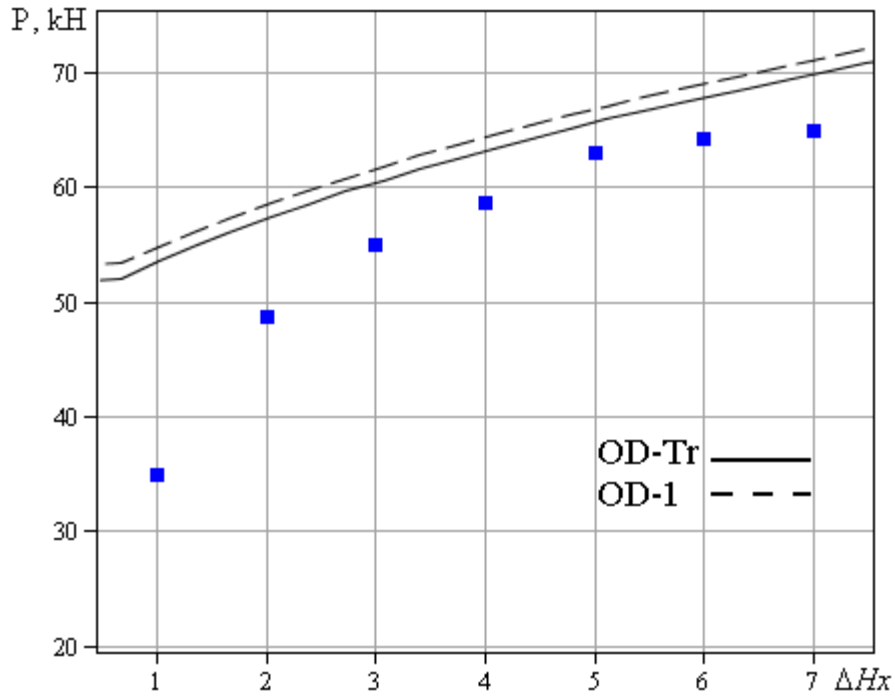
трикутної форми, більш наближена до експериментально отриманих даних (точкові із відповідними довірчими інтервалами, табл. 5.6) по відношенню із використанням осевого прямокутного кінематичного модуля (рис. 5.62).

Таблиця 5.6 – Дані щодо сили видавлювання за ходом процесу деформування

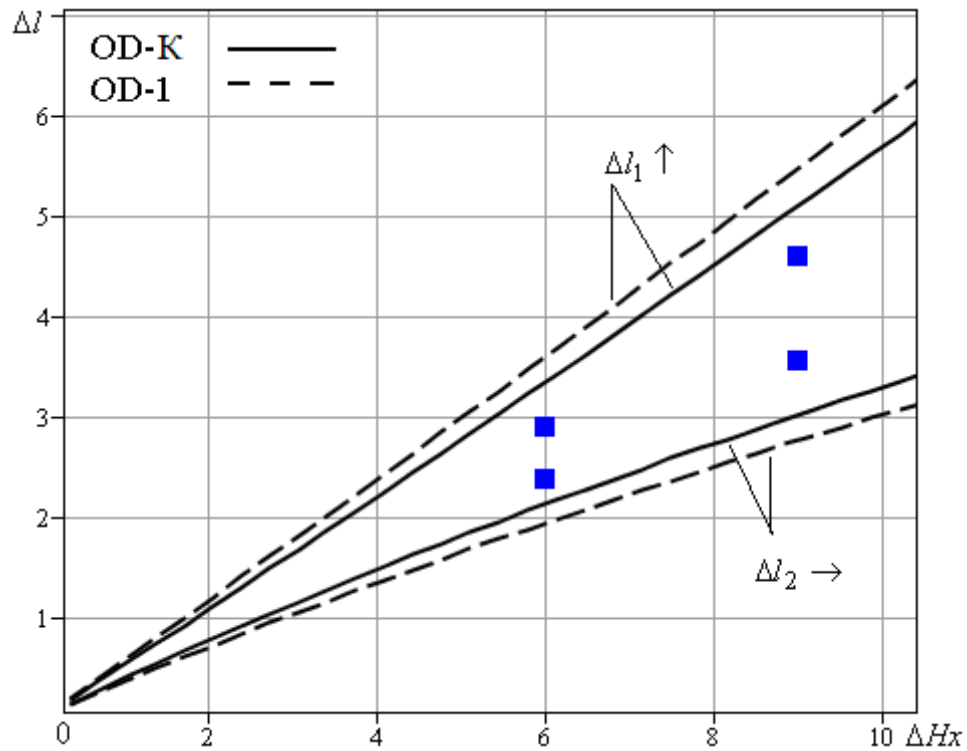
| Хід, мм | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 |
|----------|----|-------|----|-------|----|-------|----|
| P_{cp} | 36 | 48,67 | 55 | 58,67 | 63 | 64,33 | 65 |
| P_1 | 35 | 49 | 57 | 59 | 62 | 64 | 65 |
| P_2 | 37 | 50 | 53 | 58 | 63 | 64 | 64 |
| P_3 | 36 | 47 | 55 | 59 | 64 | 65 | 66 |

Відхилення за схемою OD-K від експериментально отриманих даних не перевищує 3-10%, починаючи із хода 3 мм у порівнянні із більш спрощеною розрахунковою схемою OD-1, для якої на заключному етапі деформування при ході у 9 мм відхилення може сягати 12% та більше. За порівнянням приростів напівфабрикату за ходом процесу деформування, також більш раціональною виявилася схема із нижнім осередком OD-K, відхилення за приростами у вертикальному напрямку не перевищує 10% на заключному етапі деформування, за схемою OD-1 може сягати 18% та більше (рис. 5.62).

При порівнянні для матеріалу M1 відхилення за схемою OD-K від експериментально отриманих даних складає менше 8-10% на всьому протязі процесу деформування, за більш спрощеною розрахунковою схемою OD-1 на заключному етапі деформування при ході у 14 мм відхилення може сягати 15% і більше (рис. 5.63, а). Це досягається відмінностями, що стосуються визначення висоти жорсткої зони t та параметра λ , розрахованих за схемами OD-K та OD-1 (рис. 5.63, б, в). Для удосконаленої розрахункової схеми OD-K відбувається незначне збільшення висоти жорсткої зони (рис. 5.63, б) та більш істотне для параметра λ , що відповідає за рух через жорстку проміжну зону 2 (рис. 5.63, в).

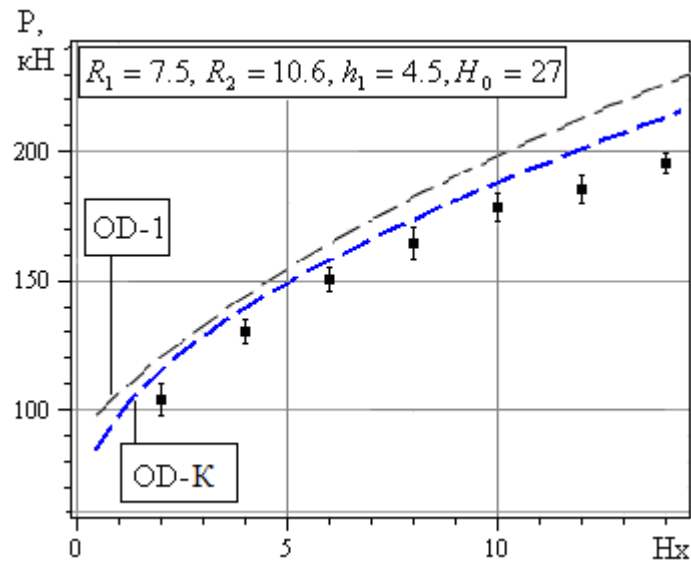


a

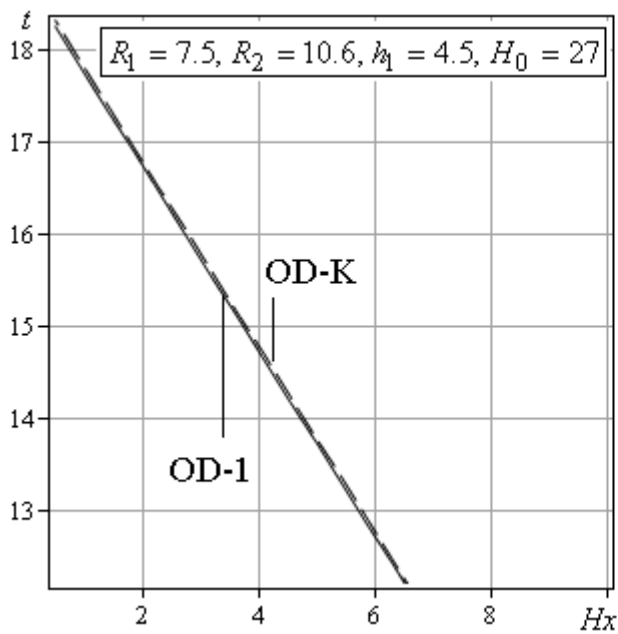


б

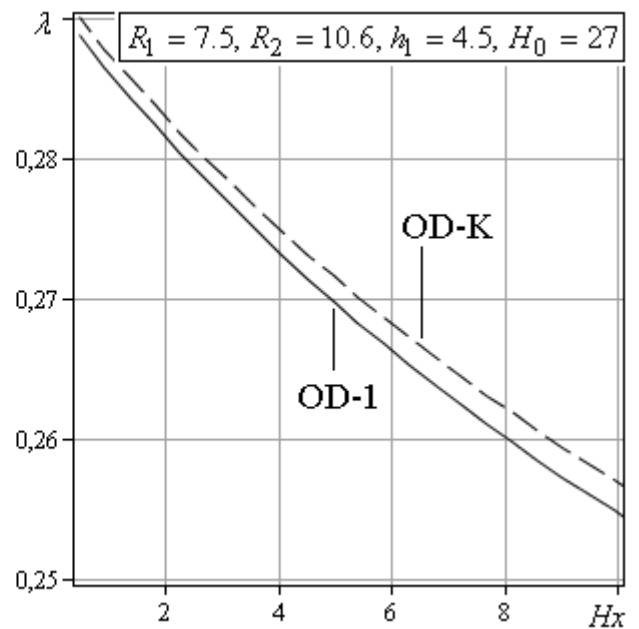
Рисунок 5.62 – Порівняльний аналіз сили видавлювання (а) та приростів розмірів напівфабрикату (б) розрахункових схем OD-1 та удосконаленої OD-K з експериментально отриманими даними



а



б



в

Рисунок 5.63 – Порівняльний аналіз сили видавлювання з експериментально отриманими даними (а) напівфабрикату з М1, висоти жорсткої зони (б) та параметра λ (в) розрахункових схем OD-1 та удосконаленої OD-K

Проведено порівняння експериментально отриманих даних формозмінення напівфабрикату із теоретично розрахованими за схемою OD-Tr для матеріалу С1 (рис. 5.64). Для даних співвідношень процесу деформування маємо заниження розрахункових значень приростів стінки стакану та завищення приросту фланцевої зони напівфабрикату по відношенню до експериментально отриманих розмірів. Відхилення приростів стінки стакану не перевищує 10%, що свідчить про прийнятність запропонованого удосконалення розрахункової схеми нижнього автономного осередку деформації у вигляді OD-K для радіального видавлювання. Використання криволінійних похилих меж у верхньому автономному осередку деформації у вигляді складових АТ-2,3 ускладнює розрахунки та додає варіативність не тільки за висотою жорсткої зони 2, а й за формою кривої, що описує похилу межу кінематичного модуля 1.

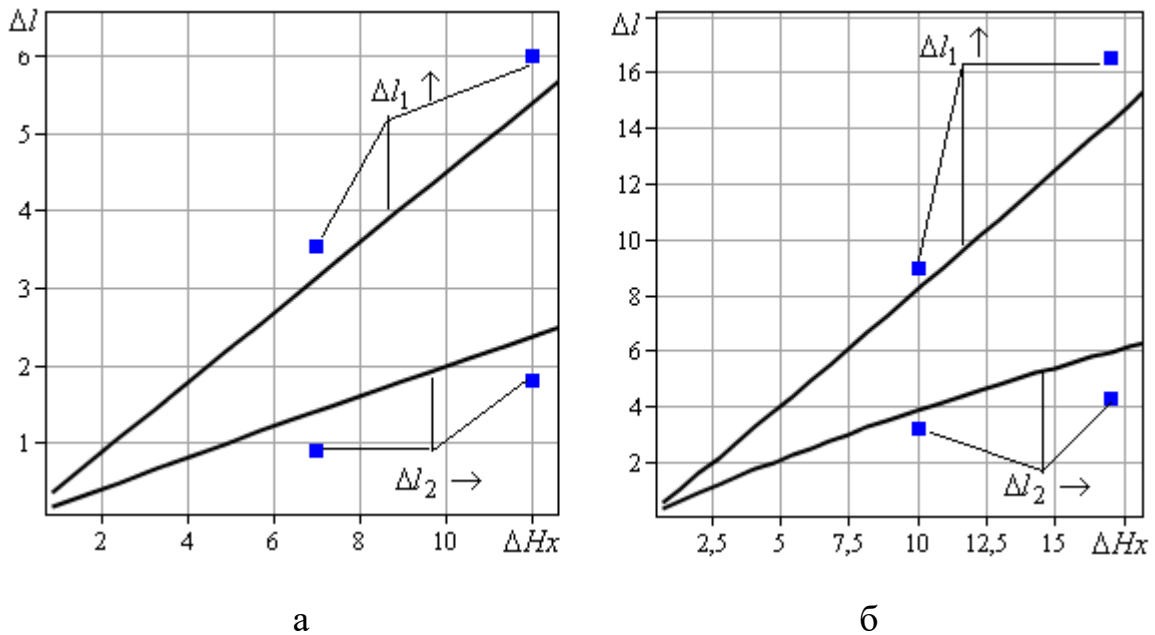


Рисунок 5.64 – Порівняльний аналіз приростів розмірів напівфабрикату схеми OD-Tr з експериментально отриманими даними для $R_1 = 14.1$ мм, $R_2 = 22.5$ мм, $h_1 = 6.5$ мм, $H_0 = 47$ мм (а) та $R_1 = 10.5$ мм, $R_2 = 14.1$ мм, $h_1 = 3$ мм, $H_0 = 37$ мм (б)

Використання складової АТ-1 із прямолінійною похилою межею трапецеїдального модуля 1 та ОД-К дозволило знизити відхилення від експериментальних прогнозованих даних за силовим режимом та приростами напівфабрикату у порівнянні із більш спрощеною схемою, що містить прямокутний осьовий кінематичний модуль 3, та може бути однозначно рекомендованою. Таким чином, проаналізовано використання розроблених розрахункових схем процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання для транзитного осередка деформації.

5.3.4 Рекомендації по використанню розрахункових схем для прогнозування формоутворення напівфабрикату

Для отримання оцінки формоутворення напівфабрикату в процесі комбінованого радіально-зворотного видавлювання виділено дві принципово різні за набором складових кінематичних модулів розрахункові схеми CDZ-1.і та CDZ-2.ј з урахуванням можливої форми межі розділу течії металу всередині заготовки [242, 247, 272]. Зпівставлення залежностей оптимальної відносної швидкості витікання металу у вертикальному напрямку вказує на істотні відмінності в характері зміни величини за ходом процесу деформування. Набір кінематичних модулів розрахункової схеми CDZ-2.1 дозволяє описати процес деформування зі зміною монотонного спадання \bar{W} на зростання з наявністю точки мінімуму. Це відповідає появі дефекту у вигляді утягнення в доній частини стакану на заключній стадії процесу деформування при співвідношеннях процесу $2h_1R_2/(R_2^2 - R_1^2) < 0.6$. На основі експериментальних даних підтверджена спроможність оцінки формозміни, отриманої на основі даної розрахункової схеми і невідповідність розрахункових даних по збільшенню напівфабрикату на основі схем CDZ-1.і. Для процесу із випадком переважної радіальної течії металу при $2h_1R_2/(R_2^2 - R_1^2) > 1.5$ рекомендовано використання розрахункової схеми CDZ-1.3 з криволінійною межею

в формі $T = T_3(z)$, інші розрахунки не відповідають дійсності. Для діапазону $0.6 < 2h_1R_2 / (R_2^2 - R_1^2) < 1.5$ необхідно використання схем CDZ-1.1,2 та CDZ-2.1 з порівняльним аналізом за силовим режимом деформування. Умовою кращого вибору схеми слід вважати умову мінімального значення величини приведенного тиску деформування. Для прогнозування дефектоутворення може бути використане співвідношення (5.43), отримане верхньою оцінкою, удосконалена розрахункова схема CDZ-2.1 та побудована діаграма із можливістю корегування за умовами тертя та введенням радіусу заокруглення (рис. 5.59). Для відносно високих заготовок необхідним є використання розрахункової схеми із транзитним ОД (рис. 5.61).

5.4 Моделювання отримання порожнистих деталей із складним зовнішнім профілем комбінованим радіально-прямим видавлюванням в два етапи

Деталі з профільованою зовнішньою поверхнею у вигляді фланця, розташованого у донній частині деталі, є затребуваними у приладобудуванні та машинобудуванні. Такі деталі виготовляють зазвичай у декілька переходів за базовими схемами, дослідження використання комбінованого видавлювання з декількома степенями свободи течії металу носять обмежений характер або не проводились. Моделювання в Qform2/3D формоутворення напівфабрикату із складним профілем в процесі радіально-прямого видавлювання підтвердило складність протікання процесу деформування (рис. 5.65). На першому етапі проходить заповнення фланцевої зони із радіальною течією до досягнення зони виходу за межі протипуансону. Однак, незважаючи на наявність двох напрямків течії металу, а саме радіальної течії у зону зовнішнього відростку та прямої течії в зоні розвороту до прямого видавлювання, процес деформування можна вважати близьким до радіальної течії. Запропоновано новий спосіб, що дозволяє в роз'ємних матрицях отримати деталь із формуванням фланця на зовнішній поверхні у два етапи (рис. 5.66) [276].

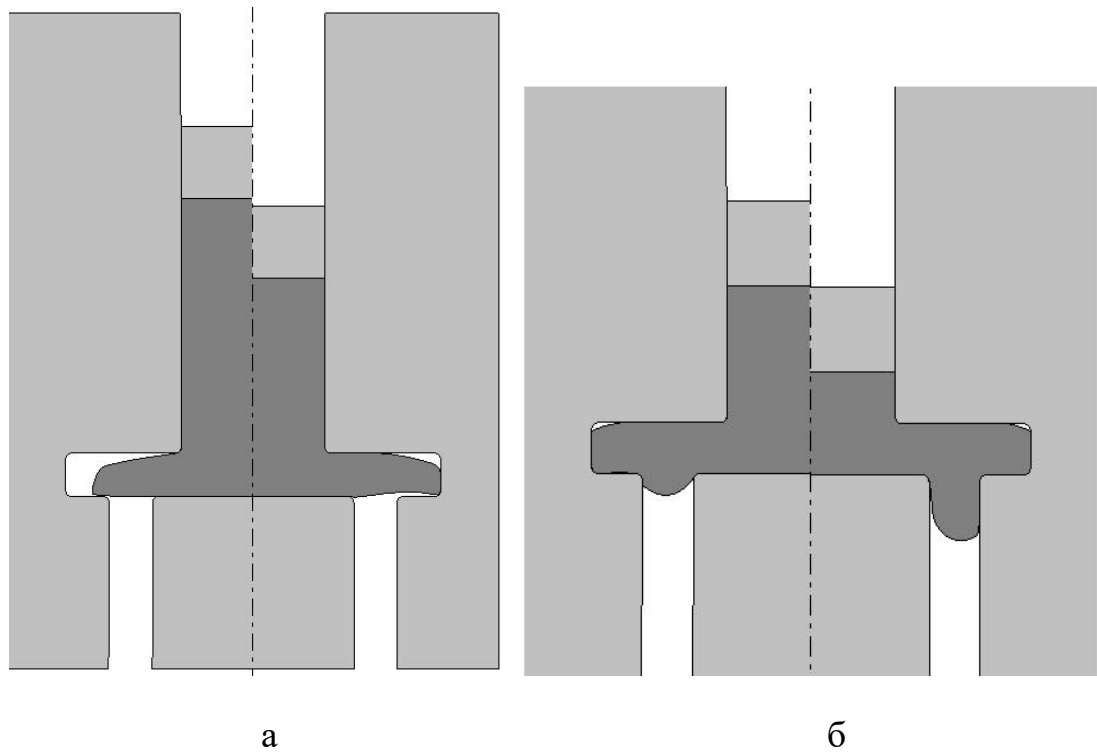


Рисунок 5.65 – Моделювання в Qform2/3D етапів формоутворення напівфабрикату в процесі комбінованого радіально-прямого видавлювання

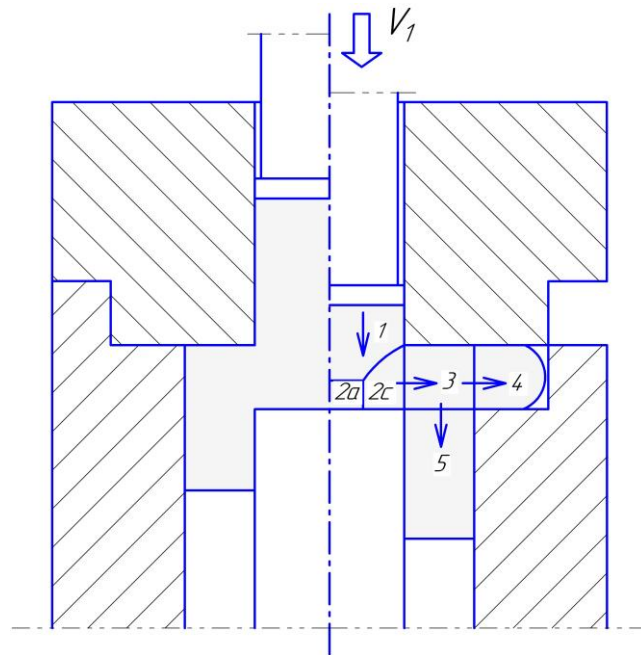


Рисунок 5.66 – Схема комбінованого радіально-прямого видавлювання порожнистих деталей в два етапи

Для протікання процесу комбінованого видавлювання з двома ступенями свободи течії (рис. 5.65) розворот металу до прямої течії (тобто до прямого видавлювання) проходить фактично після повного заповнення фланцевої зони, що говорить практично про відсутність комбінованого видавлювання на будь-якій стадії процесу деформування. В протиположному запропонований спосіб отримання деталей з профільованою зовнішньою поверхнею у вигляді фланця, розташованого у донній частині деталі складається із реалізації двох послідовних етапів деформування: перший дозволяє сформувати стакан в результаті послідовного радіально-прямого видавлювання (рис. 5.66, ліва половина), а використання прийому додаткового радіального переміщення (видавлювання) металу на другій заключній стадії процесу комбінованого радіально-прямого видавлювання надає можливість сформувати фланець на бічній поверхні, розташованій в придонній частині деталі (рис. 5.66, б).

Розрахунки енергетичним методом не викликають труднощів. Для другого етапу необхідно провести розрахунки кінематичного модуля 3 (рис. 5.66) з двома ступенями течії металу, що описує можливість формування зовнішнього профілю деталі за рахунок радіального видавлювання металу (модуль 4, рис. 5.66) в зоні розвороту напрямку течії металу з радіального на прямий (модуль 5, рис. 5.66). При цьому із урахуванням внутрішнього R_0 та зовнішнього R_1 радіусів кінематичного модуля 3 та його висоти h (товщини фланцевої зони) кінематично можливе поле швидкостей приймає вигляд [276]:

$$\begin{cases} v_{z3} = \frac{2R_0\lambda v_2}{R_1^2 - R_0^2}(z - h), \\ v_{r3} = \frac{R_0 v_2 (R_1^2 - R_0^2 + \lambda(R_0^2 - r^2))}{(R_1^2 - R_0^2)r}, \end{cases} \quad (5.50)$$

$$\text{де } v_2 = \frac{V_0 R_0}{2h}, \quad \lambda \in [0,1].$$

Для другого етапу деформування за запропонованим способом комбінованого видавлювання згідно з (5.50) приведений тиск деформування кінематичного модуля 3 та 4 із урахуванням потужності сил деформування, зсуву та тертя для суміжних модулів 2, 4 і 5 набуває вигляду [276]:

$$\bar{p}_{3-II} = \frac{1}{\sqrt{3}(R_1^2 - R_0^2)} \left[\begin{aligned} & t_2 - t_1 + A \ln \left| \frac{(t_1 + A)R_1^2}{(t_2 + A)R_0^2} \right| + 2(1 - \lambda)(R_1^2 - R_0^2) \ln \left(1 + \frac{\Delta l_2}{R_1} \right) + \\ & + \frac{1 + 2\mu_{s2}}{h} \left((R_1^2 + R_0^2(\lambda - 1))(R_1 - R_0) - \lambda \frac{R_1^3 - R_0^3}{3} \right) + hR_1 + \\ & + \frac{h}{R_0} |R_1^2 - R_0^2(\lambda - 1)| + 4\mu_{s2}(1 - \lambda) \frac{R_1^2 - R_0^2}{h} l_2 + 4\mu_{s1}(R_0 + R_1) \Delta l_1 \end{aligned} \right], \quad (5.51)$$

де $A = R_1^2 - R_0^2(1 - \lambda)$, $t_1 = \sqrt{3\lambda^2 R_1^4 + A^2}$, $t_2 = \sqrt{3\lambda^2 R_0^4 + A^2}$, Δl_1 та Δl_2 – прирости напівфабрикату у відростку (модуль 5) та зовнішній фланцевій зоні (модуль 4), μ_{s1} та μ_{s2} – коефіцієнти тертя для радіальної складової та відростку відповідно.

Це надає можливості дослідити оптимальне значення параметру λ , що визначає швидкість течії металу при прямому видавлюванні для формування відростку, приведеного тиску деформування \bar{p}_{3-II} та визначити прирости напівфабрикату за ходом процесу за різних технологічних параметрів [276]:

$$\begin{cases} \Delta l_{1i} = \Delta l_{i-1} + \lambda_{i-1} \cdot \frac{R_0^2}{R_1^2 - R_0^2} \cdot \Delta, \\ \Delta l_{2i} = \sqrt{\frac{R_0^2 \Delta H x - (R_1^2 - R_0^2) \Delta l_{1i}}{h} + R_1^2 - R_1}, \end{cases} \quad (5.52)$$

де i – номер ітерації, Δ – крок ітерації.

Умови тертя є досить впливовим фактором як на силовий режим (рис. 5.67, а), так і на формоутворення напівфабрикату (рис. 5.67, б). Для параметрів процесу $R_0=25$ мм, $R_1=35$ мм, $h=4.5$ мм характер кривих приведенного тиску деформування \bar{p}_{3-II} аналогічний за різних умов, найбільше значення набуває при найгіршому комплексі $\mu_{s1}=\mu_{s2}=0.08$. Прирости напівфабрикату Δl_1 у зоні 5, що формує відросток, демонструють достатньо великий діапазон можливого формоутворення за ідеальних умов тертя у фланцевій зоні та найгірших у зоні відростку чи навпаки (нижня та верхня криві, рис. 5.67, б). Тому дані технологічні параметри можна вважати такими, що суттєво впливають на формозмінення заготовки. Однак при певних умовах може спостерігатися виникнення дефектоутворення у вигляді утягнення, тріщин, в тому числі відхилення форми і розмірів готового виробу від необхідних (рис. 5.68, а). Необхідним є пошук співвідношень та технологічних факторів, що сприятимуть отриманню якісних деталей (рис. 5.68, б). З огляду на наявність для другого етапу деформування двох ступенів свободи течії, необхідним є дослідження характеру змінення кінематичного параметру у вигляді швидкості течії металу при прямому видавлюванні [276].

Особливу увагу привертають відмінності у приростах напівфабрикату у зоні відростку за різних товщин фланцевої зони h при зберіганні інших параметрів процесу та умов тертя $\mu_{s1}=\mu_{s2}=0,08$ (рис. 5.69, а), що є характерними для процесу з дефектоутворенням та без появи утягнення. Наявність двох швидкостей виходу в кінематичному модулі 3 та нелінійна залежність \bar{p}_{3-II} від параметра λ надають можливості використовувати оптимізацію повної величини приведенного тиску деформування за вертикальною швидкістю, що формує заповнення зони 5. Якщо $\lambda=0$, то проходить виродження комбінованого видавлювання у радіальне, що і відповідає появі утягнення у придонній зоні (рис. 5.69, а). Основний вплив на можливість такого дефектоутворення надає товщина фланцевої зони h , її збільшення є несприятливим фактором. Моделювання в Qform2/3D підтверджує можливість виникнення утягнення на другому етапі деформування з початку даного етапу (рис. 5.69, б) [276].

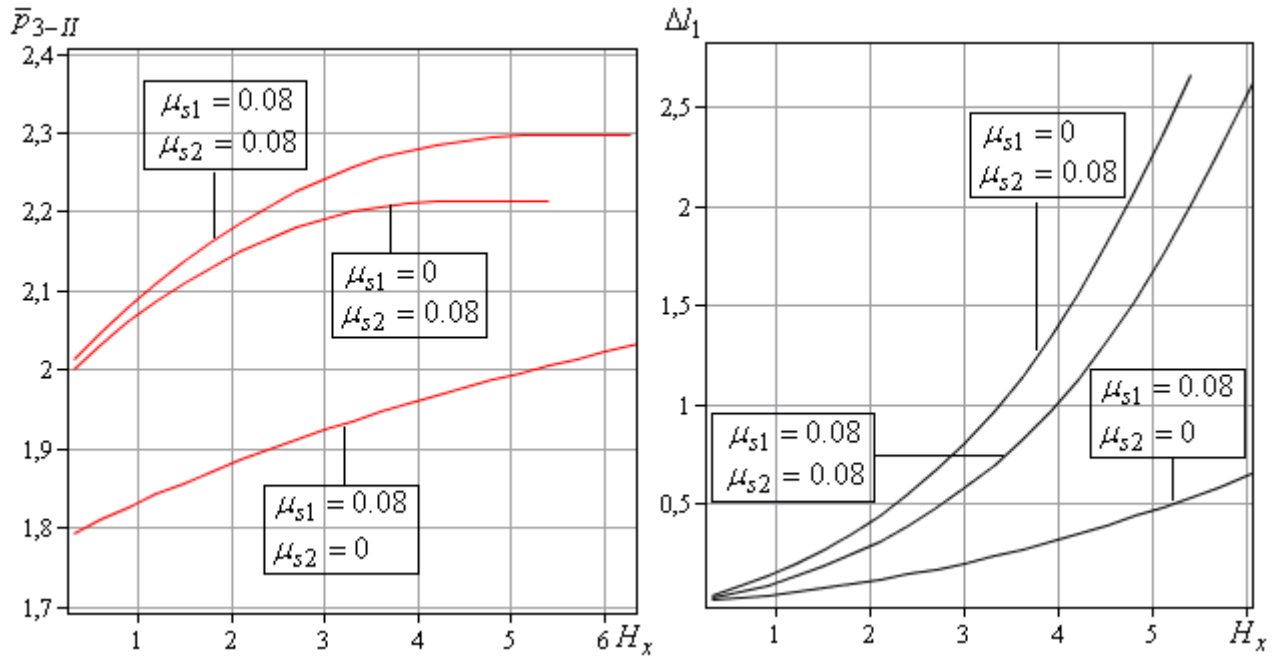


Рисунок 5.67 – Залежності приведенного тиску деформування \bar{p}_{3-II} (а) та приростів напівфабрикату Δl_1 від ходу процесу Hx (б) за різних умов тертя



а



б

Рисунок 5.68 – Деталі, отримані комбінованим радіально-поздовжнім видавлюванням з дефектоутворенням (а) та якісні (б)

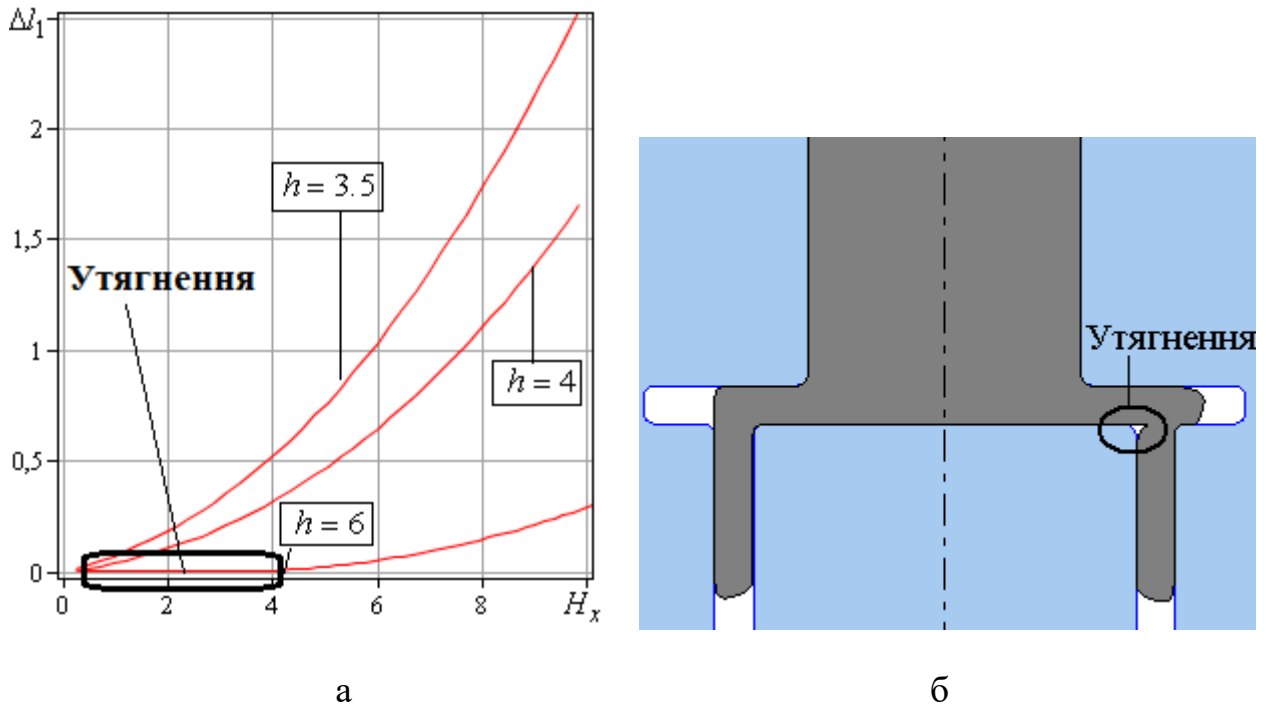
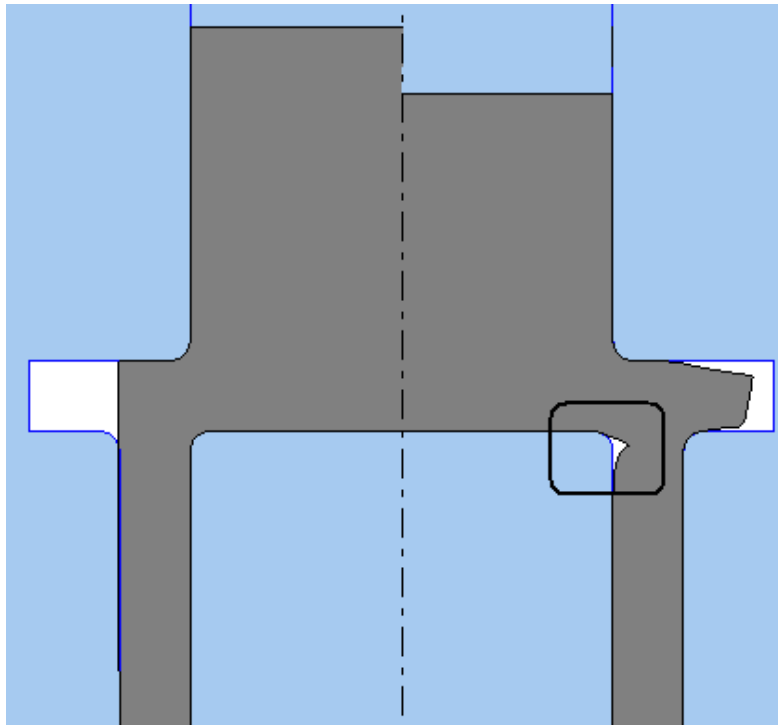


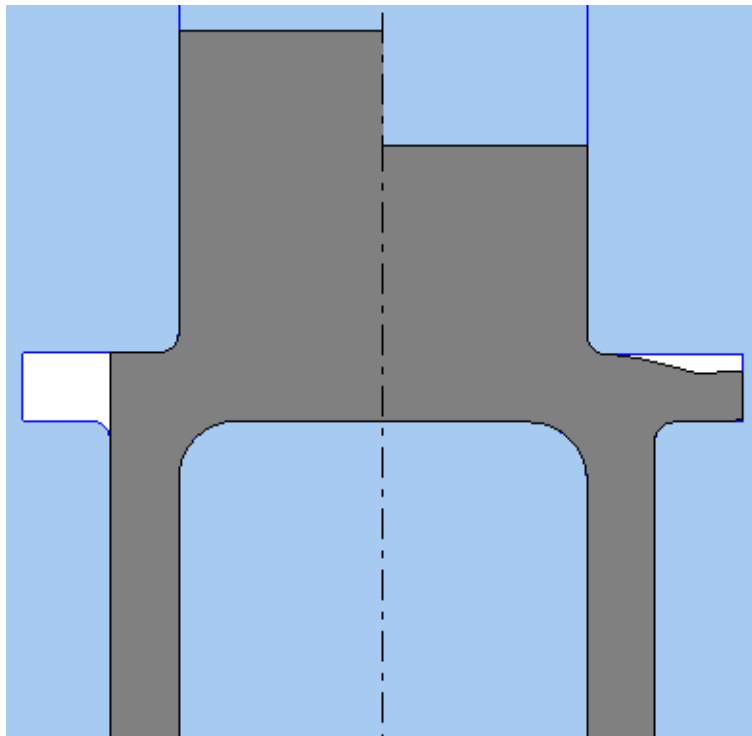
Рисунок 5.69 – Дані про формоутворення деталі від ходу процесу із появою утягнення, отримані теоретично (а) та моделюванням у Qform2/3D (б)

Введення заокруглення на протипуансоні є впливовим фактором на зниження можливості дефектоутворення у вигляді утягнення (складки) або відстрокування її появи (рис. 5.70). Для другого етапу деформування без введення заокруглення на протипуансоні з його початку маємо переважну радіальну течію металу, що і викликає появу даного дефекту, з часом ширина його збільшується, за умови заповнення фланцевої зони цей дефект переміщується в прямому напрямку заповнення відростку (рис. 5.70, а).

Введення заокруглення радіусу $R=2.5$ мм на протипуансоні є фактором, що дозволяє уникнути дефектоутворення за рахунок наявності двох ступенів свободи течії для другого етапу деформування з самого його початку (рис. 5.70, б). Однак такі зміни конфігурації інструменту впливають і на особливості формування фланцевої зони, відставання від верхньої стінки (нерівномірне заповнення фланцевої зони).



а



б

Рисунок 5.70 – Формозмінення напівфабрикату без введення (а) та із введенням заокруглення (б) радіусу $R=2.5$ мм при $R_0=10.5$ мм, $R_1=14$ мм, $h=4.5$ мм

Це можна пояснити складним характером розділу течії металу на радіальний та прямий напрямки у зоні 3 та суттєвим впливом на ці особливості конфігурації суміжних поверхонь матриці та протипуансону (рис. 5.70, б). Таким чином, з одного боку введення фасок та заокруглень на формоутворювальному інструменті є факторами впливу на формоутворення та дефектоутворення напівфабрикату, з іншого – вимагають більш детального дослідження та аналізу раціональності їх використання.

Можливості ЕМБП з точки зору прогнозування формоутворення полягають в дослідженні поведінки зміни кінематичного параметру у вигляді швидкості течії в поздовжньому напрямку. Відсутність на початку другого етапу деформування швидкості течії в прямому напрямку вказують на появу дефектоутворення у вигляді утягнення, наявність ненульової швидкості течії в прямому напрямку – на відсутність утягнення.

Таким чином, вбудований кінематичний модуль 3 з двома ступенями свободи течії дозволяє побудувати розрахункову схему процесу комбінованого радіально-прямого видавлювання з визначення даних щодо силового режиму та формоутворення напівфабрикату із можливістю визначення появи дефекту у вигляді утягнення. За допомогою отриманого виразу приведенного тиску деформування (5.51) та приростів напівфабрикату (5.52) можна прогнозувати силовий режим та формоутворення (із можливістю дефектоутворення у вигляді утягнення) у процесі комбінованого радіально-прямого видавлювання. Отримані розрахунки дозволяють оцінити можливості використання процесу комбінованого видавлювання за запропонованим способом у два етапи для отримання складнопрофільованих порожнистих деталей типу стаканів з фланцем на бічній поверхні, розташованим в придонній частині деталі.

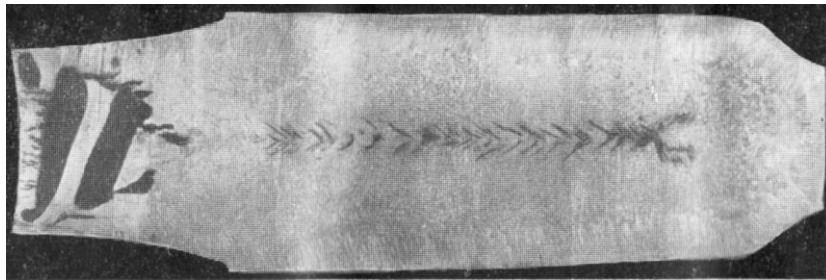
5.5 Моделювання процесів осадження

5.5.1 Моделювання процесу осадження профільованої заготовки

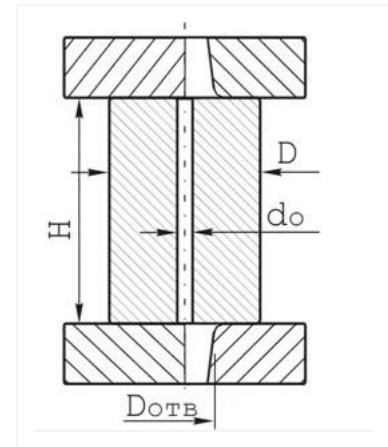
Деталі машин у важкому та енергетичному машинобудуванні, що відносяться до виробів відповідального призначення, виготовляють способами гарячого пластичного деформування. Розміри й маса цих деталей передбачає виготовлення куванням злитків, які зазвичай характеризуються низькою якістю, викликаною наявністю литої структури й дефектами металургійного походження (осьова рихлість). Осадження при куванні валів і плит не є формотворною, а застосовується у якості допоміжної операції для отримання необхідних розмірів поковки. Для проробки литої структури й заковування осьової рихлості злитка поковки відповідального призначення повинні виготовлятися з коефіцієнтом укову більше 2,5...3,0, при цьому заданий ступінь деформації литої заготовки можна забезпечити із застосуванням операції осадження злитка. Аналіз літературних джерел вказує на суперечливі дані з питання підвищення якості поковок із застосуванням операції осадження [277-280]. Основним дефектом ковальського злитка є осьова рихлість (рис. 5.71, а), усунення якого полягає у зменшенні його розмірів (закритті) та забезпеченні достатнього рівня стискаючих напружень при температурі кування для заварювання пустот [281-283]. Теоретичне дослідження зміни осьового дефекту при осадженні проводилося із застосуванням програмного продукту QForm 2/3D для схеми процесу з використанням плоских плит (рис. 5.71, б, табл. 5.7). Матеріал заготовки - сталь 34ХНМ, температурний інтервал кування 1200 ... 800°C, модуль Юнга 200000 МПа, коефіцієнт Пуассона 0,3. У дослідженні використовувалися в якості заготовки циліндричні сталеві моделі з осьовим отвором (штучний дефект), який моделював осьову рихлість. Діаметр заготовки $D=1000$ мм, а діаметр осьового отвору $d_0=100$ мм, що складає 10% від діаметра заготовки. Відносна висота заготовок варіювалася в межах: $H/D=0,75$, $H/D=1,5$ та $H/D=2,25$ відповідно до низьких, середніх та високих заготовок [281, 283]. Температура інструменту 40°C, ступінь деформації заготовки становив 50%, як

рекомендована величина для осадження злитків. В процесі осадження низьких заготовок в осьовій зоні виникає більш високий рівень стискають напружень ($\sigma_{cp} = -36\text{МПа}$), ніж для середніх і високих заготовок відповідно ($\sigma_{cp}=-20\text{МПа}$ і $\sigma_{cp}=-11\text{МПа}$). Аналіз деформованого стану (табл. 5.7; 1-й стовбець праворуч) показує, що при осадженні низьких заготовок площа недеформованої зони в 1,7 рази менше, ніж у середніх і високих заготовок, однак у високих заготовок нерівномірність розподілу деформацій ($\Delta e = e_{\max} - e_{\min}$) в 1,4 рази менше. Максимальні деформації локалізуються в центральній за висотою зоні заготовки, де і відбувається розкриття осьового дефекту. Отримані результати за розподілом деформацій при осадженні збігаються з даними інших дослідників.

Після осадження плитами з осьовим отвором, рівним $0,35D$ і $0,7D$ (другий і третій стовбці табл. 5.7), відбувається розкриття осьового дефекту ($d/d_0 > 1$), особливо в процесі осадження середніх і високих заготовок. Це пояснюється тим, що середні напруження в зоні розташування осьового дефекту, які виникають в процесі осадження низьких заготовок в 1,5 ... 2,5 рази менше, ніж при осадженні суцільними плитами, а також локалізацією максимальних деформацій в місці розкриття дефекту. В процесі осадження низьких заготовок з максимальним діаметром отвору в плитах $0,7D$ метал в центральній зоні за всією висотою заготовки не деформується, тому розміри осьового дефекту залишаються без змін. Якщо діаметр отвору становить $0,35D$, то пластична деформація виникає в осьовій зоні, що призводить до часткового закриття дефекту ($d/d_0=0,71$) для низьких заготовок і збільшення розмірів дефекту ($d/d_0 > 1,0$) для високих заготовок. При осадженні заготовок з $H/D=1,0$ зменшення діаметра осьового дефекту відбувається після осадження на 30% (рис. 5.72), для середніх заготовок при $H/D=2,0$ відносний діаметр дефекту залишається незмінним до ступеня деформації 35% та при ступені осадження більше ніж 60% відбувається закриття дефекту на 30%, при осадженні високих заготовок збільшується відносний діаметр дефекту до ступеня деформації 60% (рис. 5.72). Розбіжність експериментальних даних і результатів, отриманих за допомогою QForm 2/3D, не перевищує 15% (рис. 5.73) [281, 283].



а

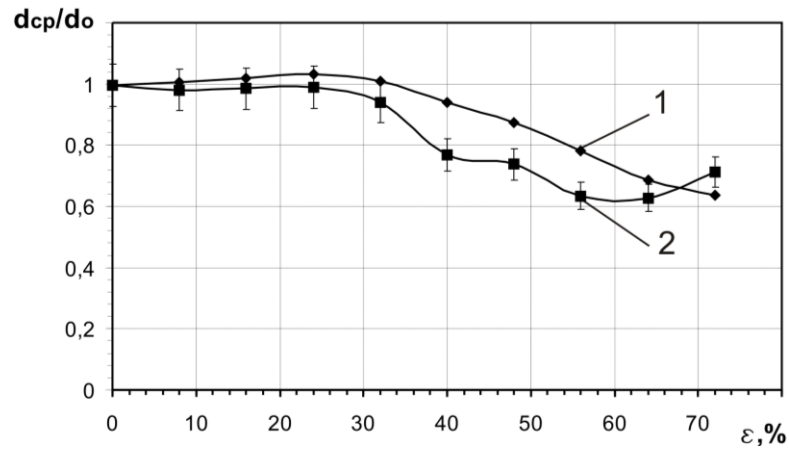


б

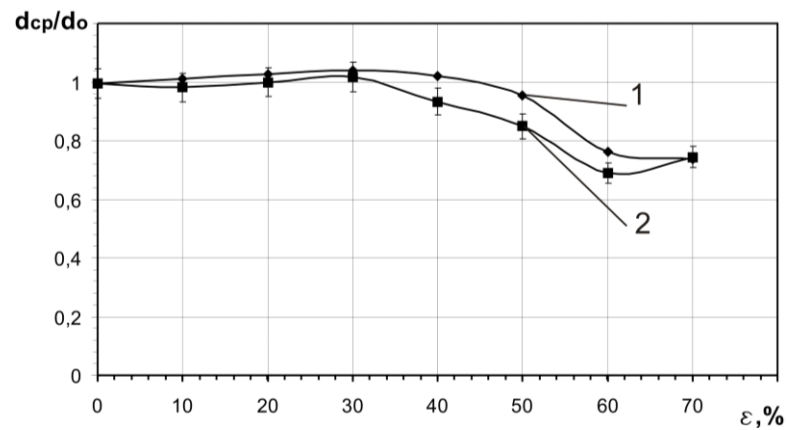
Рисунок 5.71 – Осьова рихлість в ковальських злитках (а) та схема осадження (б) плоскими плитами суцільними (ліва половина) та з отвором (права половина)

Таблиця 5.7 – Розподіл середніх напружень і деформацій [281]

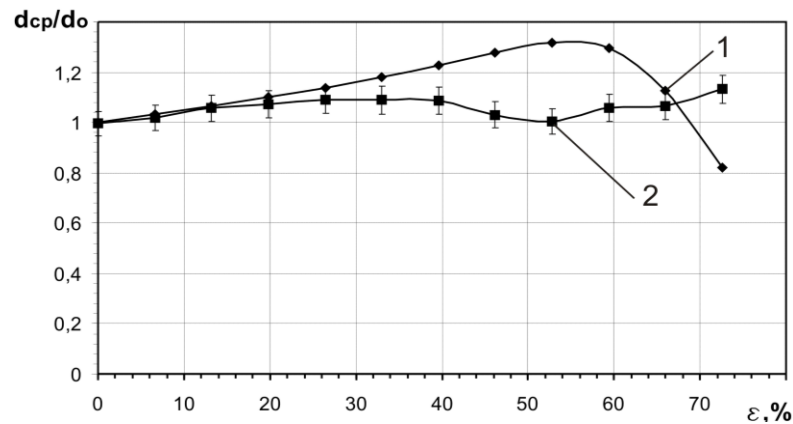
| | 0 | 0,35D | 0,7D |
|----------|---|--|--|
| H/D=0,75 | <p>$(d/d_0)=0,38; \sigma_{cp}=-36\text{МПа};$ $\Delta e=1,71$</p> | <p>$(d/d_0)= 0,71; \sigma_{cp}=-25\text{МПа};$ $\Delta e=1,$</p> | <p>$(d/d_0)= 0,97; \sigma_{cp}=-15\text{МПа};$ $\Delta e=1,71$</p> |
| H/D=1,5 | <p>$(d/d_0)= 0,96; \sigma_{cp}=-20\text{МПа};$ $\Delta e=2$</p> | <p>$(d/d_0)= 1,03; \sigma_{cp}=-20 \text{ МПа};$ $\Delta e=1,76$</p> | <p>$(d/d_0)= 1,01; \sigma_{cp}=-18\text{МПа};$ $\Delta e=1,2$</p> |
| H/D=2,25 | <p>$(d/d_0)= 1,16; \sigma_{cp}=-11\text{МПа};$ $\Delta e=1,2$</p> | <p>$(d/d_0)= 1,22; \sigma_{cp}=-12\text{МПа};$ $\Delta e=1,11$</p> | <p>$(d/d_0)= 1,28; \sigma_{cp}=-12\text{МПа};$ $\Delta e=1,07$</p> |



а



б



в

Рисунок 5.72 – Порівняльний аналіз змінення відносного середнього діаметра осьового дефекту при осадженні низьких (а), середніх (б) та високих (г) заготовок, отриманих теоретично (1) та експериментально (2)

З точки зору отриманих даних щодо можливості зменшення дефектоутворення при осадженні циліндричних заготовок актуальним напрямком досліджень є удосконалення операції осадження за рахунок попереднього профілювання циліндричної заготовки (рис 5.73) [282]. Зміна поперечного переріза заготовки за рахунок формування в ній увігнутих граней забезпечить підпір металу при деформації, що буде сприяти зменшенню рівня розтягуючих напружень у тілі заготовки. Це дозволить виключити тріщиноутворення та зменшити відсоток браку. У зв'язку з цим необхідно провести дослідження, які дозволять встановити ефективний профіль заготовки з увігнутими гранями, що буде сприяти закриттю внутрішніх дефектів злитків. Теоретичне дослідження процесу осадження заготовок з увігнутими гранями (рис. 5.74, а, б) проводилося із застосуванням скінченно-елементного моделювання у програмі DEFORM 3D. Досліджували розподіл деформацій і напружень у тілі заготовки, а також зміну форми й розмірів осьового дефекту у процесі осадження. Ступінь деформації заготовки при осадженні становила 50 %, як рекомендована величина для одержання достатньої проробки структури металу. Заготовка для теоретичних досліджень мала діаметр виступів $D=1500$ мм, довжину $L=3750$ мм, діаметр осьового штучного дефекту $d_0=0,1D$ (рис. 5.73, б), який моделює максимально можливу осьову рихлість у злитках [282].

Перед осадженням заготовка мала увігнуті грані з кутом α , рівним 120° , відносна глибина увігнутих граней заготовки (d/D) варіювалася в межах 0,75; 0,80; 0,85. Матеріал заготовки – сталь 34ХНМ, початкова температура проведення процесу 1200°C , коефіцієнт тертя 0,35, сітка містить 60 000 елементів, швидкість руху деформуючого інструмента 20 мм/с [282]. Для визначення показника напруженого стану в осьовій зоні на середині висоти заготовки встановлювалася контрольна точка, в якій відслідковувалися середні напруження й інтенсивність напружень. Проаналізуємо результати розподілу інтенсивності логарифмічних деформацій і середніх напружень у поздовжньому перерізі заготовки після осадження на 50 % (рис. 5.74).

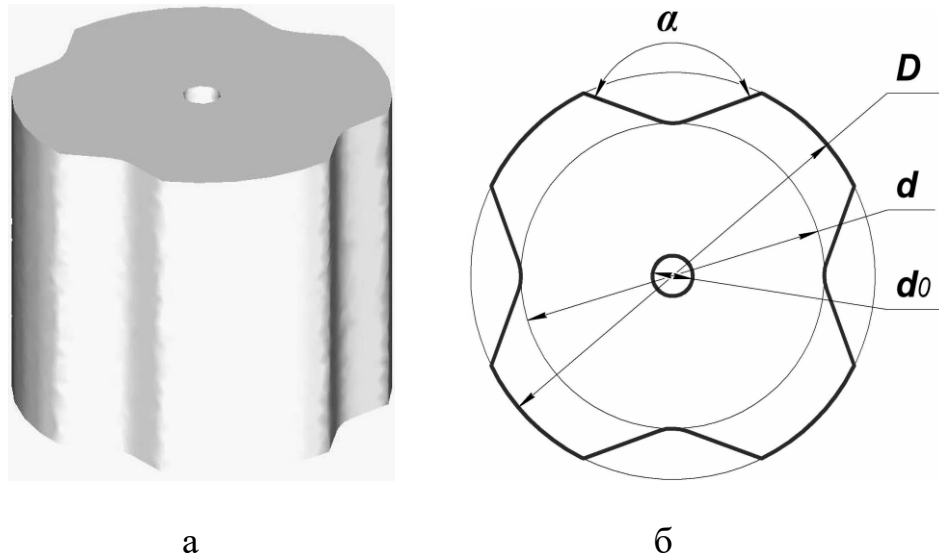


Рисунок 5.73 – 3D-модель (а) і ескіз заготовки (б) з увігнутими гранями [282]

Показник напруженого стану визначався формулою:

$$\Pi_{\sigma} = \frac{3\sigma_{\varphi}}{\sigma_i}, \quad (5.53)$$

де σ_{φ} – середні напруження, МПа; σ_i – інтенсивність напружень, МПа.

Максимальні деформації ($e_i > 1,0$) локалізуються в осьовій зоні на середині висоти заготовки, мінімальні деформації ($e_i \approx 0$) у торцевих зонах заготовки, що контактують з інструментом. Зона пластичних деформацій якісно й кількісно збігається для різних параметрів увігнутого поперечного перерізу. Це дозволяє зробити висновок про незначний вплив форми поперечного перерізу заготовки з увігнутими гранями на деформований стан (рис. 5.74). Однак осадження заготовок з увігнутими гранями призводить до зміни напруженого стану металу заготовки в осьовій зоні. Максимальні стискаючі напруження (-70 МПа) виникають у місці розташування дефекту при глибині увігнутих граней 15 % (рис. 5.75) [282]. Збільшення глибини увігнутих граней сприяє зниженню рівня й площі зони стискаючих середніх напружень. Досліджувані схеми характеризуються перевагою стискаючих напружень у тілі заготовки, за винятком периферійної бічної зони, яка має форму бочки (рис. 5.75).

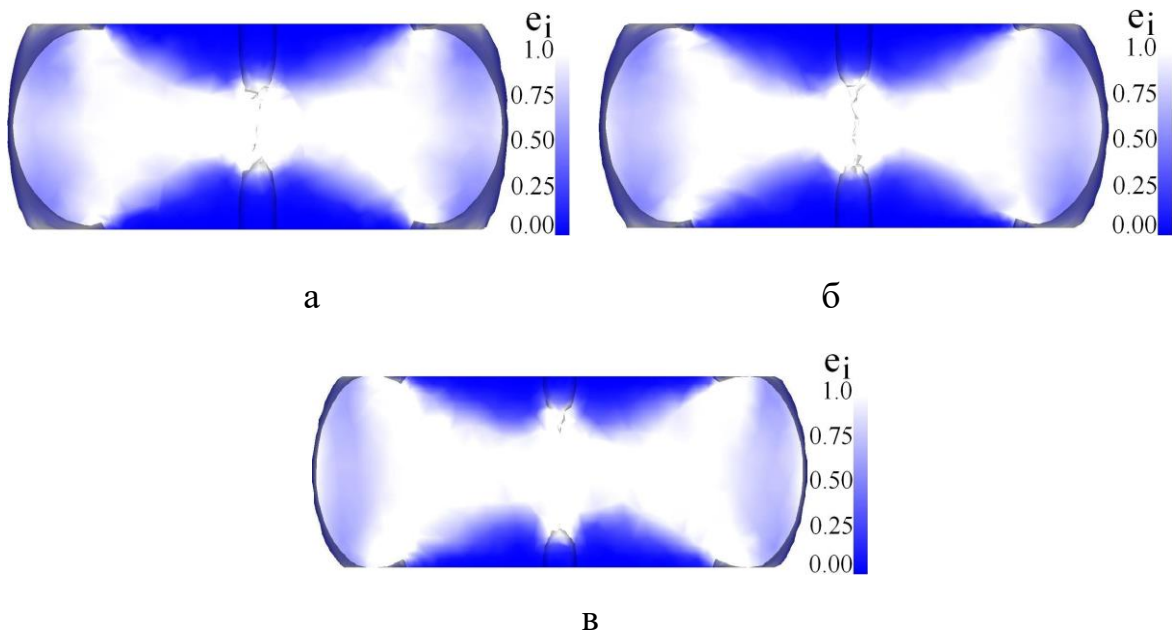


Рисунок 5.74 – Розподіл інтенсивності деформацій при осадженні заготовок з увігнутими гранями при $d/D=0,75$ (а), $d/D=0,80$ (б) та $d/D=0,85$ (в) [282]

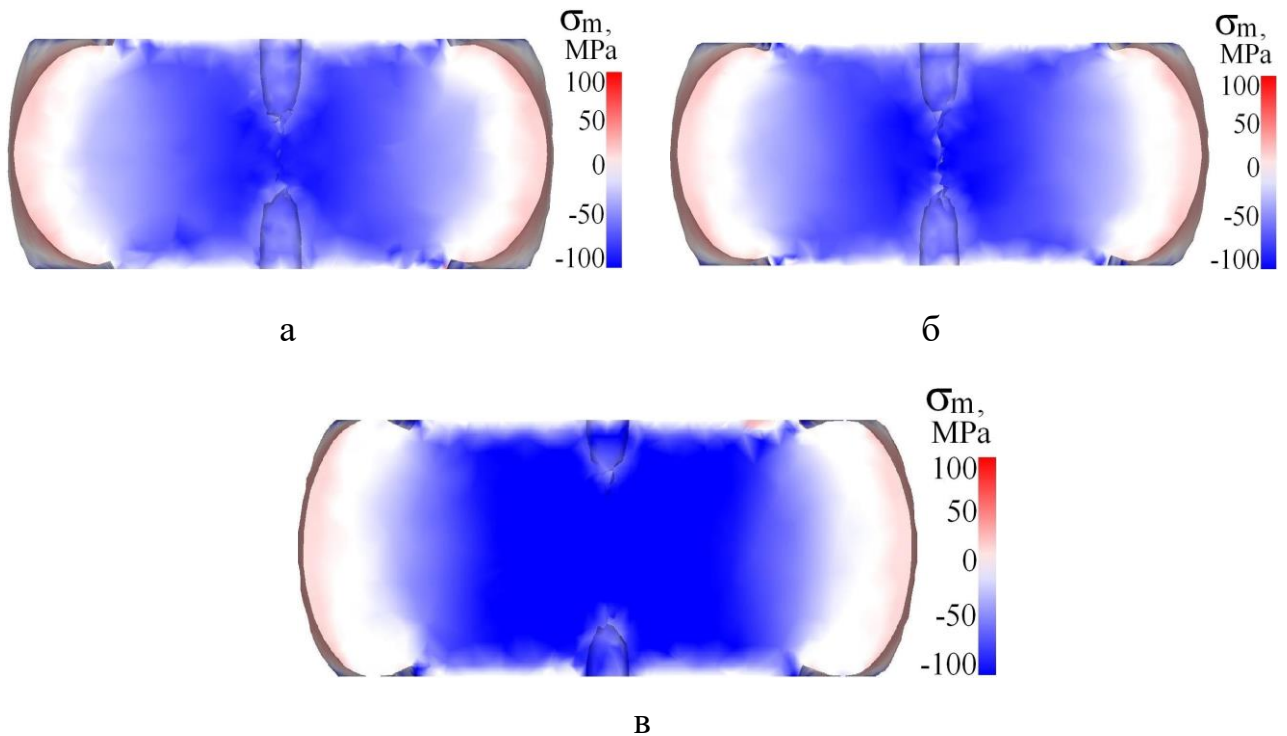


Рисунок 5.75 – Розподіл середніх напружень при осадженні заготовок з увігнутими гранями при $d/D=0,75$ (а), $d/D=0,80$ (б) та $d/D=0,85$ (в) [282]

Проаналізуємо результати розподілу інтенсивності логарифмічних деформацій (e_i) по висоті заготовки (H) після осадження заготовок на 50 % для різних глибин увігнутих граней (рис. 5.76, а). Рівномірний розподіл деформацій за висотою забезпечує заготовка з глибиною увігнутих граней $d/D=0,85$ (рис. 5.76, а, крива 3). Для розробки ефективних технологічних режимів кування необхідно встановити закономірності розмірів осьових дефектів від ступеня деформації при осадженні. У зв'язку з цим для кількісної оцінки ступеня закриття осьового дефекту були розраховані дані змінення величини відносного діаметра дефекту від ступеня деформації (рис. 5.76, б).

Сформулюємо виявлені загальні закономірності отриманих результатів моделювання для різних профілів заготовок:

- закриття дефектів починається після осадження на 15 %;
- інтенсивність закриття осьового дефекту для різних профілів заготовок відрізняється максимум на 10 %.

Для заготовок з $d/D=0,85$ при ступені деформації 40 % найменше значення відносного дефекту d_1/d_0 становить 0,6 (що означає закриття осьового дефекту відбувається на 40 %). Рекомендований ступінь деформації, при якому буде відбуватися заковування осьових дефектів, становить не менш 50 % [282].

Проведений аналіз формозміни осьового дефекту дозволив встановити, що максимальна інтенсивність його закриття відбувається в процесі осадження заготовок з співвідношенням $d/D=0,85$. Ці результати пояснюються відповідним напруженим станом в осьовій зоні заготовки в процесі осадження.

Експериментальні дослідження процесу осадження із вимірюванням зміни осьових дефектів проведені згідно методики, описаної в розділі 2. Заготовка після осадження з приєднаним гнучким шлангом для фіксування витиснення рідини представлена на рис. 5.77, а. Результати експериментальних досліджень за зміною розмірів осьового дефекту у процесі осадження представлені на рис. 5.77, б та відображають теоретично отримані результати.

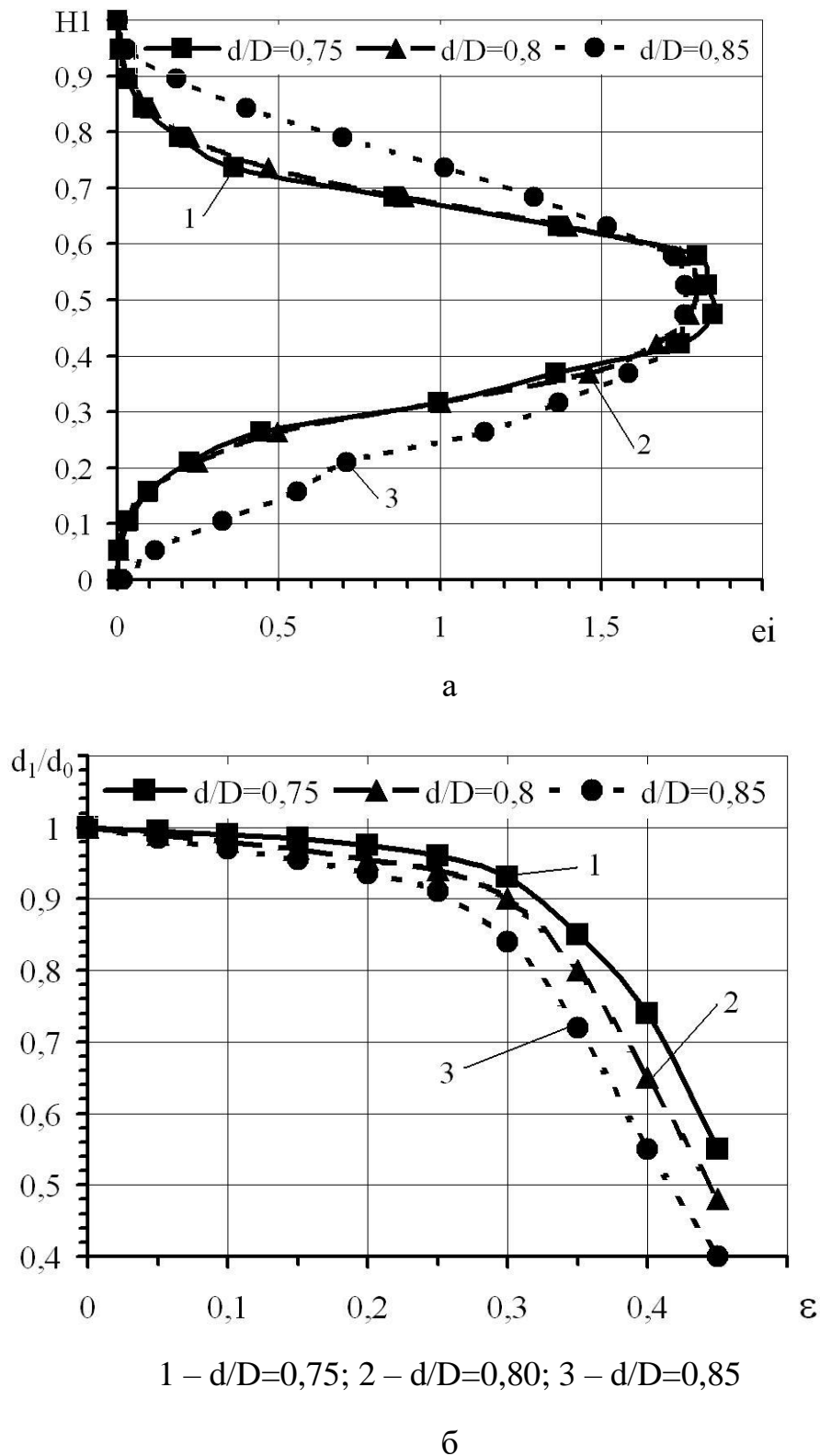
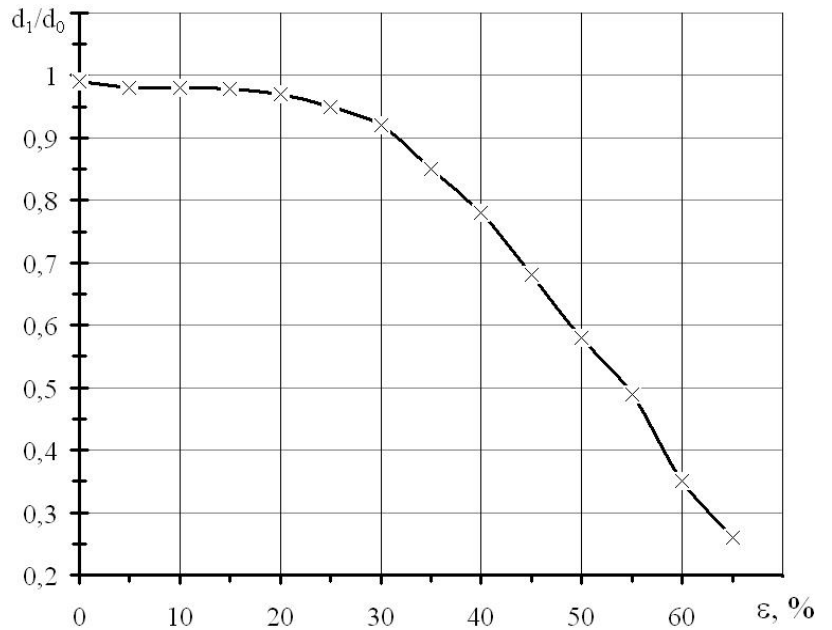


Рисунок 5.76 – Розподіл інтенсивності логарифмічних деформацій за висотою заготовки після осадження на 50 % з різними глибинами увігнутих граней (а) та відносного діаметру дефекту залежно від ступеня деформації (б)



а



б

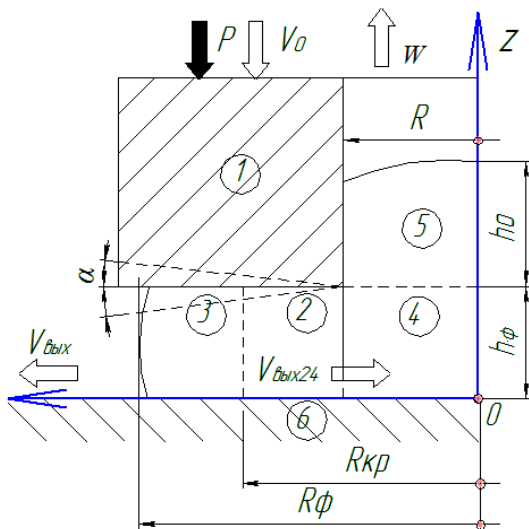
Рисунок 5.77 – Заготовка після осадження (а) та результати експериментальних досліджень за зміною розмірів осевого дефекту у процесі осадження (б)

Таким чином, встановлено, що для закриття внутрішніх дефектів і розподіл НДС у процесі осадження заготовок з увігнутими гранями, визначальним параметром є співвідношення розмірів d/D . Осевий дефект у процесі осадження інтенсивніше закривається при глибині увігнутих граней $d/D=0,8...0,85$. Ці параметри можуть бути рекомендовані як ефективні з погляду підвищення якості осевої зони злитка в процесі осадження.

5.2 Вплив конфігурації кільцевого інструменту на формоутворення напівфабрикату у процесі комбінованого осадження

Процес осадження кільцями із комбінованою течією металу в радіальному і зворотному напрямках, є досить затребуваним для об'ємного штампування прецизійних деталей і кування великих поковок. Різноманітна конфігурація кільцевих

плит (плоскі, опуклі і увігнуті) дозволяє розглядати кут нахилу плити у якості параметра оптимізації енергосилових параметрів процесу та фактора керування формоутворенням напівфабрикату. Дотримання відповідності необхідним розмірам приростів осьового відростку та фланця є важливим фактором, що визначає технологічні можливості даного процесу деформування. Тому побудова розрахункових схем процесу осадження кільцевими плитами для визначення силового режиму та прогнозування формоутворення напівфабрикату є актуальним завданням. Складна форма інструменту (наявність кромки, фаски, опуклості або увігнутості поверхні інструменту) або характер розподілу течії металу в середині заготовки вимагає застосування кінематичних модулів складної конфігурації. Розрахункова схема (рис. 5.78, а) процесу осадження кільцевими плитами та КМПШ включає розроблений суміщений трапецеїдальний кінематичний модуль 2-3 (рис. 5.78, б) згідно розроблених формул КМПШ (3.68), для інших елементарних кінематичних модулів прямокутної форми КМПШ відомі [284, 285].



а

$$\text{КМПШ: } \begin{cases} V_z = \frac{-V_0 + kV_r}{z(r)} z; \\ V_r = \frac{(-V_0(R^2 - r^2) + 2V_{24}Rh_\phi)}{2rz(r)}. \end{cases}$$

$$\text{де } z(r) = k(r - R) + h_\phi,$$

$$k = z'(r) = \pm \operatorname{tg} \alpha.$$

б

Рисунок 5.78 – Розрахункова схема (а) і КМПШ модуля 2-3 (б) процесу осадження кільцевими плитами

Приведений тиск деформування із урахуванням перетворень приймає вигляд:

$$\bar{p} = \left[\begin{aligned} & \Delta\bar{p}_{2-3} + \Delta\bar{p}_4 \cdot \frac{2h_\phi R}{R_\phi^2 - R^2} \cdot \frac{V_{24}}{V_0} + 2\mu_s R \cdot l \uparrow \cdot \left(1 + \frac{2h_\phi}{R} \cdot \frac{V_{24}}{V_0} \right) + \\ & + \frac{2h_\phi^2}{R_\phi^2 - R^2} \cdot \frac{V_{24}}{V_0} + \frac{R h_\phi}{\sqrt{3}(R_\phi^2 - R^2)} \Big| - V_0 + kV_{24} \Big| \end{aligned} \right], \quad (5.53)$$

$$\Delta p_{2-3} = \frac{1}{R_\phi^2 - R^2} + \frac{2\mu_s + 1 + k^2}{\sqrt{3}k} \left[\begin{aligned} & \frac{2}{\sqrt{3}} \sqrt{k \left(\frac{R_\phi^3 - R^3}{3} + b \frac{R_\phi^2 - R^2}{2} \right) \left(4 \left(1 + \frac{a^2}{3} \right) (U_1 + U_2) + \right.} \\ & \left. + \left(4 + \frac{a^2}{3} \right) U_3 \right) + \\ & \left[\begin{aligned} & \left(V_0 (R^2 - r^2) - 2V_{24} R h_\phi \right) \ln \left(\frac{R_\phi + b}{R_1 + b} \right) - \\ & - V_0 \left[\frac{R_\phi^2 - R^2}{2} - b(R_\phi - R) \right] \end{aligned} \right] + \\ & + \frac{R_\phi (k(R_\phi - R) + h_\phi)}{\sqrt{3}} \Big| - V_0 + k \frac{-V_0 (R^2 - r^2) + 2V_{24} R h_\phi}{2R_\phi (k(R_\phi - R) + h_\phi)} \Big| \end{aligned} \right];$$

де

$$\Delta\bar{p}_4 = 1 + \frac{(1 + 2\mu_s)R}{3\sqrt{3}h_\phi}; \quad b = \frac{h_\phi}{k} - R;$$

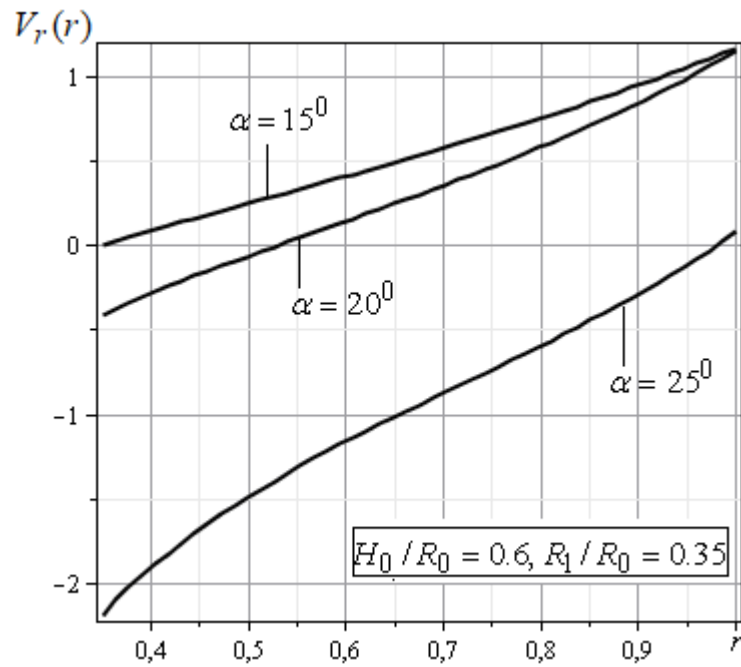
$$U_1 = \int_R^{R_\phi} \dot{\varepsilon}_z^2 \cdot rz(r) dr; \quad U_2 = \int_R^{R_\phi} V_r \cdot \dot{\varepsilon}_z \cdot z(r) dr; \quad U_3 = \int_R^{R_\phi} \frac{V_r^2}{r} \cdot z(r) dr.$$

Для подальших досліджень використовуємо відносні геометричні параметри

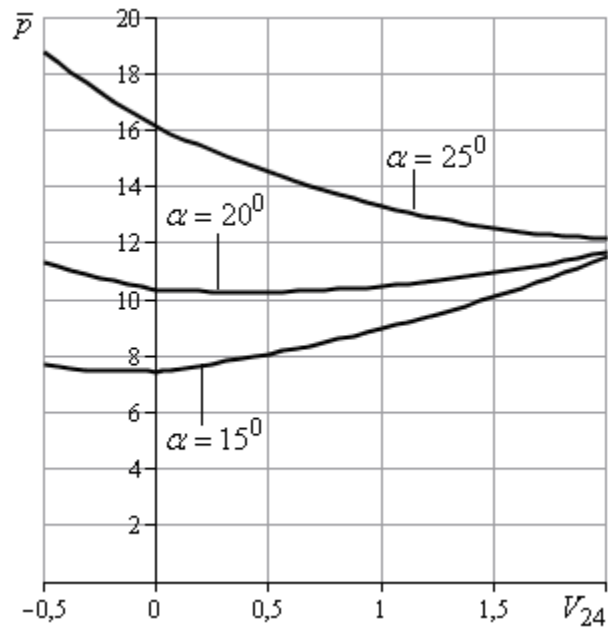
процесу (у порівнянні із R_0 - початковим радіусом заготовки). Вплив величини нахилу кільцевої плити (для випадку $k < 0$) істотний. При деформуванні розділ течії металу всередині трапецеїдального кінематичного модуля визначається положенням R_ϕ згідно із нульовим значенням складової $V_r(r)$ (рис. 5.79, а). При цьому для $\alpha = 15^\circ$ не спостерігається виходу металу в осьовий відросток ($V_r(r) > 0$) на всьому проміжку, що обмежує трапецеїдальний кінематичний модуль, ($R_{kp} \rightarrow 0.35 = R$), відбувається осадження із залученням частини металу в осьовій зоні в напрямку руху пуансону. Для $\alpha = 20^\circ$ відбувається формування як осьового відростка, так і фланцевої зони ($R_{kp} \approx 0.53$), при збільшенні кута нахилу до $\alpha = 25^\circ$ практично відповідає переходу до зворотного видавлювання, формування фланцевої зони є незначним ($V_r(r) < 0$) практично на всьому проміжку модуля ($R_{kp} \approx 0.98$). За формування осьового відростку відповідає оптимальне значення швидкості $V_{вих24}$, яке дозволяє визначити і оптимальне значення швидкості

$$W = \frac{2V_{24}h_\phi}{R} \quad [284, 285].$$

Залежність приведенного тиску деформування за (5.53) від $V_{вих24}$ вказує на можливість відсутності виходу металу в осьову зону (затягування металу в сторону руху пуансону), що відповідає $\alpha = 15^\circ$, наявність комбінованого осадження із формуванням як фланцевої зони, так і осьового відростку для $\alpha = 20^\circ$ та практично переходу до зворотного видавлювання при $\alpha = 25^\circ$ (рис. 5.79, б). Приріст осьової зони за ходом процесу деформування визначається величиною $l \uparrow$ (рис. 5.80, а) та вказує на незначне відхилення від даних, отриманих в Qform 2/3D (рис. 5.80, б). Таким чином, питання прогнозування формоутворення та оцінки силового режиму можна вважати вирішеним за наявності оптимального значення кінематичного параметра V_{24} , знайдено з урахуванням мінімуму приведенного тиску деформування, розрахованого за формулою (5.53).

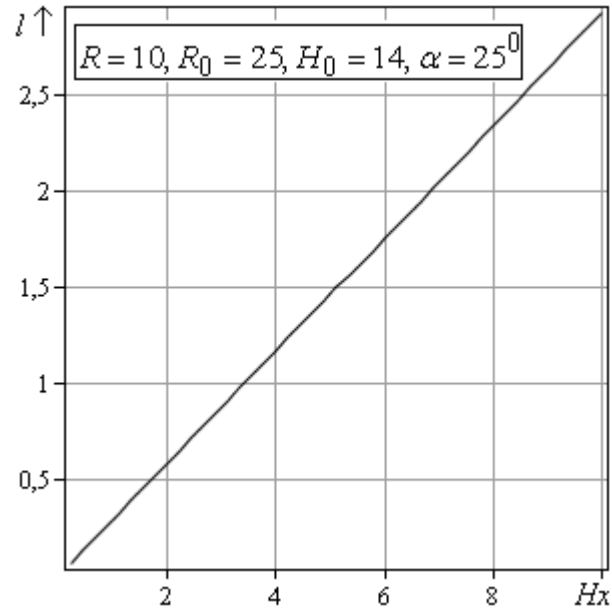


а

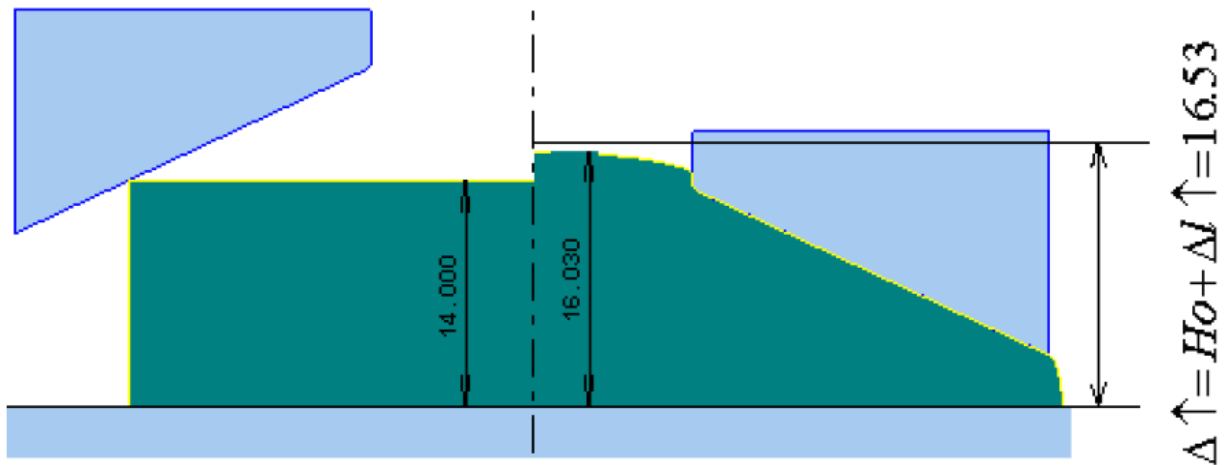


б

Рисунок 5.79 – Залежність складової $V_r(r)$ трапецеїдального модуля за різних значень кута нахилу плити α (а) та приведенного тиску деформування \bar{p} при $\bar{R}_1 = 0.35$, $\bar{H}_0 = 0.6$, $\mu_s = 0.05$ (б) [284, 285]



а



б

Рисунок 5.80 – Залежність приростів осьового відростку напівфабрикату (а) та порівняльний аналіз приростів осьового відростку при $R_1 = 14, R_0 = 25, H_0 = 14, \alpha = 25^\circ$, отримані в Qform2/3D та ЕМБП (б)

Розроблена розрахункова схема процесу осадження кільцевими плитами дозволяє досліджувати вплив конфігурації інструменту на силовий режим та особливості формоутворення напівфабрикату. Представлений характер змінення величини приведенного тиску деформування (5.53) при різних значеннях кута нахилу плити вказує на можливість використання даного технологічного параметра як ефективного фактору управління формоутворенням напівфабрикату.

Висновки

1. Розроблена розрахункова схема процесу радіально-прямого видавлювання стрижневих деталей із наявністю приєднаного осередку деформації, що містить трапецеїдальний кінематичний модуль, дозволила описати розділ течії всередині заготовки згідно з викривленням ділильної сітки та аналізу НДС заготовки. Це дозволило знизити прогнозовані оцінки за приведеним тиском деформування до 50% по відношенню до раніше використаних розрахункових схем із наявністю комплексу прямокутних кінематичних модулів та отримати дані щодо приростів напівфабрикату, відхилення яких не перевищує 7–10 % від експериментально отриманих приростів осьового відростка, що дозволяє оцінити можливості використання процесу комбінованого радіально-прямого видавлювання з точки зору отримання необхідних розмірів деталі.

2. Для розрахункової схеми процесу комбінованого послідовного радіально-прямого видавлювання з обтисненням використання кінематичних модулів трикутної форми з криволінійними і прямолінійними межами дозволило описати осередки інтенсивної деформації для сталої стадії процесу деформування. Отримане оптимальне значення параметра α_{opt} дозволило визначитися із оптимальною конфігурацією інструменту, а саме встановлено оптимальні значення кута нахилу твірної оправки в межах від 20° до 30° для різних співвідношень процесу деформування. Відхилення розрахунків щодо силового режиму, отриманих

теоретично від експериментально отриманих, не перевищує 13-15%.

3. Розроблено узагальнені розрахункові схеми процесів послідовного радіально-прямого видавлювання з роздаванням із наявністю складної конфігурації інструменту, в тому числі із урахуванням конусності протипуансону та наявності фасок та заокруглень на матриці. Використання комплексу прямокутного та трапецеїдального кінематичного модуля з криволінійною похилою межею, замість найуживанішого осьового прямокутної форми для моделювання форми осередку деформації всередині заготовки, дозволило суттєво знизити прогнозовану оцінку силового режиму для всіх можливих конфігурації суміжних модулів, що визначені конфігурацією інструменту. Завдяки можливості оптимізації за варійованими параметрами вдалося визначитися із питанням пошуку оптимальної конфігурації інструменту та досягти зменшення прогнозованої величини приведенного тиску деформування до 10%, що дозволило теоретично обґрунтувати можливість зниження навантаження на інструмент.

4. Проведено удосконалення розрахункових схем моделювання процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання порожнистих деталей з фланцем за рахунок розширення форм кривих, що відображають похилу межу трапецеїдальних модулів, врахування особливостей формування осередків деформації. Встановлено обмеження у вигляді конфігурації суміжних кінематичних модулів для осьового трапецеїдального кінематичного модуля з двома ступенями свободи течії металу, для яких є можливою оптимізація за кінематичним параметром у вигляді швидкості течії у вертикальному напрямку та неможливість такої оптимізації за наявності транзитного осередку деформації. Для транзитного осередку деформації запропоновано в якості автономної нижньої частини використовувати комплекс прямокутного та трапецеїдального кінематичного модуля з криволінійною похилою межею замість найуживанішого осьового прямокутної форми. Це дозволило знизити відхилення від експериментальних прогнозованих даних за силовим режимом та приростами напівфабрикату у

порівнянні із більш спрощеною схемою та може бути однозначно рекомендованою. Згідно геометричних співвідношень визначено межі використання розрахункових схем процесу та форми кривих для застосованих трапецеїдальних кінематичних модулів.

5. Розширено можливості розрахункової схеми комбінованого радіально-зворотного видавлювання для співвідношень $2h_1R_2/(R_2^2 - R_1^2) < 0.6$ із прогнозування появи утягнення в донній частині на заключній стадії процесу деформування на випадок положення пуансону нижче товщини фланцевої зони аж до виродження товщини дна. Встановлено можливості з відтермінування появи утягнення за умови введення радіусу заокруглення матриці до $0.4-0.5R$ за ходом, що значно підвищує значущість отриманих раніше результатів.

6. Для способу комбінованого радіально-прямого видавлювання в роз'ємних матрицях з використанням розрахункової схеми з двома ступенями свободи течії металу отримано залежності для оцінки силового режиму деформування від параметру λ , що визначає оптимальну швидкість течії металу в прямому напрямку і дозволяє прогнозувати утворення дефектів форми у вигляді утягнення, що підтверджено МСЕ-моделюванням. Запропонований спосіб дозволяє отримати за одну операцію складнопрофільовані порожнисті деталі з фланцем на бічній поверхні.

7. Розроблена розрахункова схема процесу осадження кільцевими плитами дозволяє досліджувати вплив конфігурації інструменту на силовий режим та особливості формоутворення напівфабрикату та вказує на можливість використання кута нахилу плити як ефективного фактора управління формоутворенням напівфабрикату.

Результати досліджень відображені в опублікованих роботах [238, 242, 243, 247-250, 252, 254-256, 259, 262-264, 266-269, 272-276, 281-285].

РОЗДІЛ 6

УДОСКОНАЛЕННЯ ТА РОЗРОБКА ТЕХНОЛОГІЧНИХ ПРОЦЕСІВ ТОЧНОГО ОБ'ЄМНОГО ШТАМПУВАННЯ ВИДАВЛЮВАННЯМ

6.1 Основні етапи проектування технологічного процесу точного об'ємного штампування видавлюванням

Сучасні методики проектування технологічних процесів (ТП) базуються на системному підході вирішення виробничих завдань та на концепції групового методу з організації виробництва деталей. У глобальному розумінні основною метою проектування технології стає розробка оптимального за комплексом умов та показників процесу. Виокремлення основних цілей при цьому сприяє окресленню комплексу показників для кількісного зіставлення можливих варіантів із відповідною системою технологічних обмежень. Основні обмеження технологічних процесів ТОШ видавлюванням стосуються насамперед наявності конструктивних елементів та дотримання точності розмірів деталі, характеристики застосованих матеріалів, енергоємності та продуктивності. В першому наближенні використовують комплекс спрощених співвідношень з визначення граничних з точки зору можливості використання способів холодного видавлювання величин запасу пластичності, навантажень на інструмент, граничних ступенів формозмінення, можливості появи різного роду дефектоутворення та інших геометричних і технологічних параметрів.

Алгоритм розробки процесів виготовлення напівфабрикатів ТОШ видавлюванням визначається наступною вдосконаленою схемою [286], що ґрунтується на відомих алгоритмах розробки технологій штампування [22, 92, 110, 119, 196, 235, 236]. Система проектування технологій видавлювання складається із семи основних етапів проектування, відповідного інформаційного забезпечення та комплексу моделей, необхідних для реалізації цих етапів [22, 110, 119, 196, 287], технологічності та обов'язковим урахуванням наявних умов виробництва і рівня базових технологій.



Рисунок 6.1 – Алгоритм розробки процесів точного об'ємного штампування видавлюванням

Перший етап проектування ТП пов'язаний із розробкою конструкторсько-технологічної класифікація деталей з наступним аналізом їх технологічності та обов'язковим урахуванням наявних умов виробництва і рівня базових технологій. На цьому етапі згідно із вихідною інформацією (креслення деталей, базові процеси, технологічне обладнання, програма випуску) оцінюють можливості використання процесів холодного видавлювання для отримання деталей [22, 286, 231]. Це оцінюється за допомогою баз обмежень, що містять спрощені розрахункові співвідношення та рекомендації щодо визначення значень граничних параметрів, які окреслюють область раціонального застосування технологічних способів комбінованого видавлювання. Для такого аналізу необхідним є наявність комплексу обмежень, характерних для досліджуваних способів комбінованого видавлювання, основні з яких пов'язані із ресурсом пластичності та можливого дефектоутворення (розділ 4.3). Основою такої бази обмежень можуть слугувати результатів дослідження енергетичними методами процесів дефектоутворення у вигляді утягнень в процесах радіально-поздовжнього видавлювання. З точки зору процесів з двома ступенями свободи течії необхідним є контроль відповідності розмірів напівфабрикату, що є затребуваними. У разі відхилень потрібно аналізувати можливості керування течією металу введенням змін у конфігурацію формоутворювальних інструментів у вигляді фасок та заокруглень. Розробка таких альтернативних варіантів ТП визначає другий етап процесу проектування, необхідною вихідною інформацією є перелік типових процесів видавлювання та бази характеристик обладнання і штампованих матеріалів.

Третій етап полягає у окресленні системи критеріїв оцінки ефективності альтернативних процесів із відповідною вихідною інформацією, що містить узагальнені систему показників ефективності технологій та принципи виконання ТОШ видавлюванням, базу методів прийняття рішень [22, 92, 110, 119, 196, 235, 236, 287]. Четвертий етап процесу проектування представляє собою саме реалізацію вибору ефективного варіанту технологічного процесу із використанням встановлених критеріїв оцінки [22, 169, 231, 245], із подальшою

розробкою виявленого найефективнішого ТП на п'ятому етапі. Програмна реалізація розроблених розрахункових моделей процесів комбінованого суміщеного та послідовного видавлювання використані в якості модулів проектних систем в ДДМА і на підприємствах, де здійснювалася апробація способів та штампового оснащення. Шостий етапі - детальна розробка технологічної оснастки на основі класифікатора та комп'ютерних систем проектування штампів і змінних інструментів [92, 119, 210, 235, 287], нормативна та методична документація. Сьомий етап - дослідно-промислове відпрацювання технології із випробуванням штампового оснащення і деформуючого інструменту.

6.2 Реалізація можливостей методу кінематичних модулів в рамках проектування процесів точного об'ємного штампування видавлюванням

6.2.1. Застосування методу кінематичних модулів в рамках проектування процесів точного об'ємного штампування видавлюванням

В рамках реалізації другого етапу проектування процесів комбінованого суміщеного або послідовного видавлювання з декількома ступенями свободи течії для вирішення осесиметричних задач розроблені уніфіковані кінематичні модулі (елементи) трапецеїдальної і трикутної форми з різним орієнтуванням та формою похилих меж [247, 248, 251-257, 265, 272]. Виокремлення їх властивостей, узагальнення КМПШ, рекомендації щодо раціональності їх застосування згідно конфігурації суміжних кінематичних модулів та особливості вбудовуваності для різних осередків деформації розглянуто в попередніх розділах [238, 242, 266, 274, 284, 285]. Згідно необхідності забезпечення оперативної вбудовуваності в нові розрахункові схеми процесів із зміною конфігурації зовнішніх кінематичних модулів було рекомендовано можливі варіації кільцевих та осьових кінематичних модулів. З точки зору рекомендацій щодо розробки нових розрахункових схем процесів комбінованого

видавлювання, особливо за необхідності дослідження відповідності необхідним розмірам напівфабрикату або оперативної заміни формоутворювального інструменту з наявністю фасок та заокруглень, є необхідність у виробленні наступних рекомендацій (рис. 6.2). Для побудови розрахункової схеми на основі відомих її складових (наприклад, удосконалення за рахунок додавання кінематичного модуля із наявністю фаски або заокруглення) достатньо використовувати алгоритм з'єднання суміжного кінематичного модуля згідно рекомендацій, наданих в розділі 3. Основні труднощі стосуються врахування повної складової потужності сил зрізу із урахуванням знаків складових згідно потужностям сил зрізу або відповідних їм приведених тисків деформування. Для окремих складових, що відображають характер радіальної течії металу, рекомендації надані для основних конфігурацій суміжних кінематичних модулів та об'єднаного, приєднаного або транзитного осередків деформації. Для нових розрахункових схем слід враховувати експериментально виявлені осередки пластичної деформації та будувати комплекс модулів перш за все згідно їх розташування (рис. 6.2). Після розрахунків силового режиму та формоутворення напівфабрикату для процесів з декількома ступенями свободи течії металу за умови невідповідності необхідним розмірам початкову схему змінюють шляхом введення фасок та заокруглень як факторів керування течією металу.

Для процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання було надано рекомендації щодо доцільності використання основних розрахункових схем за різними ОД та геометричними співвідношеннями, що вказують на можливості дефектоутворення у вигляді утягнення в донній частині стакану [242, 247, 259, 272]. Попередні дослідження удосконалені за рахунок розгляду у транзитному ОД нових комплексів кінематичних нижнього автономного ОД, розширення можливостей прогнозування утягнення на випадок товщини дна, меншої за товщину фланця та рекомендацій щодо відтермінування появи дефекту за рахунок введення заокруглення або фаски на матриці. Також отримано співвідношення, що визначають тип розрахункової схеми за об'єднаного ОД згідно особливостей течії металу (рис. 6.3).



Рисунок 6.2 – Рекомендації щодо використання розроблених кінематичних модулів та трансформація методу кінематичних модулів в рамках проектування процесів ТОШ видавлюванням

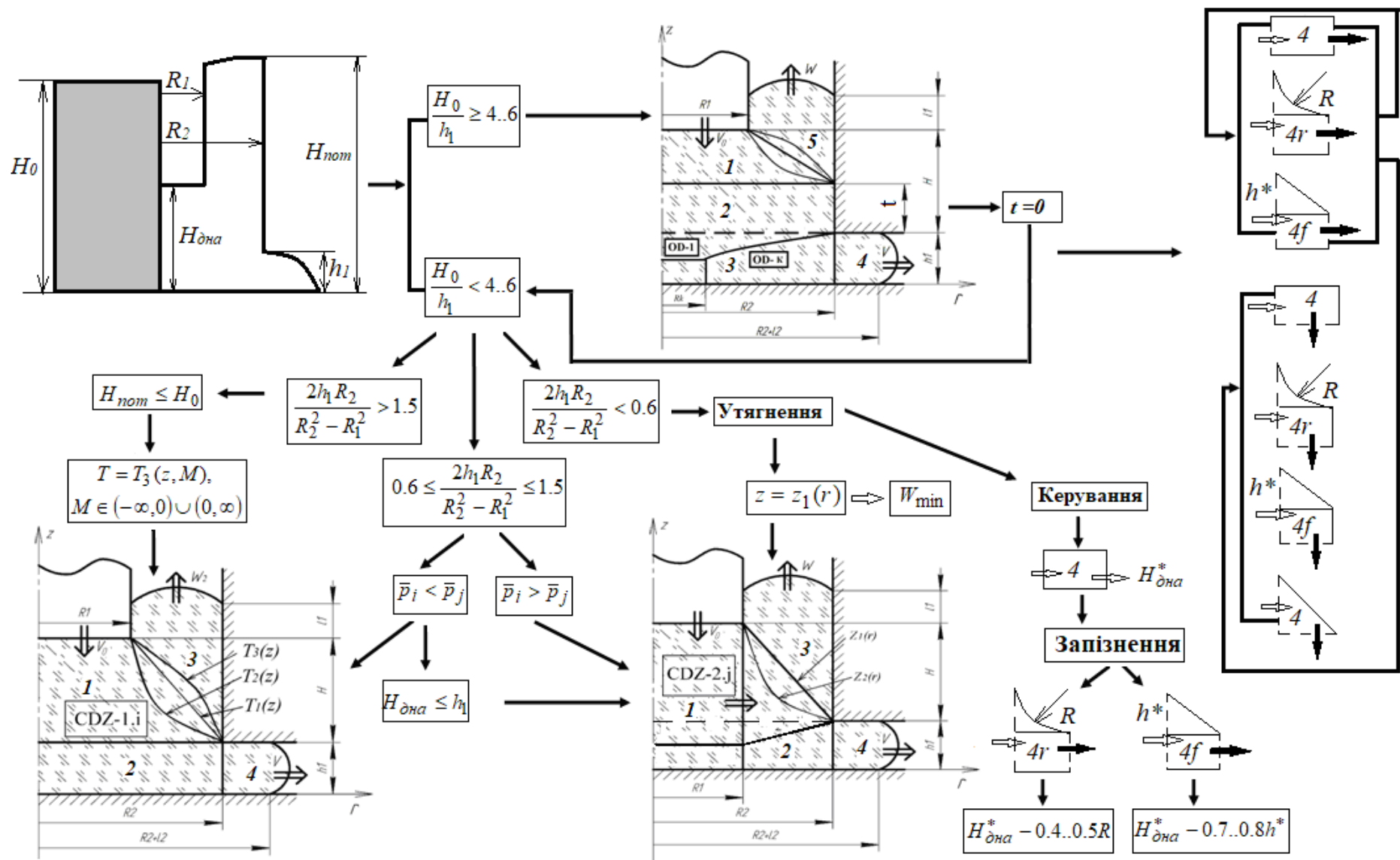


Рисунок 6.3 – Рекомендації щодо використання розроблених розрахункових схем процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання порожнистих деталей з фланцем

6.2.2 Програмна реалізація досліджень в рамках енергетичного методу балансу потужностей

Для більшої інформативності запропоновано використання спрощеної схеми кінематичного модуля із наступними позначеннями:

1) для меж модуля: суцільна лінія визначає межування із інструментом (або мертвою зоною) або жорсткою зоною (відсутністю радіальної складової течії) пунктирна вказує на можливість поєднання із суміжними кінематичними модулями довільної форми; можливість використання похилих меж різної форми позначається наявністю варіації у формі другої кривої;

2) швидкості на поверхні входу та виходу позначають за допомогою індексів i та $i+1$;

3) для наочності використовують знаки «+» та «-» на межах поєднання із суміжними кінематичними модулями для можливості використання повної величини приведенного тиску потужності сил зрізу згідно загальної формули (4.62) та для повного тиску деформування всієї розрахункової схеми за умови додавання кінематичного модуля у вигляді (4.63).

Надалі вказують узагальнену схему та КМПШ, складові енергетичного рівняння та виявлені властивості, обмеження та рекомендації згідно дослідженням, проведеним в розділах 3, 4 та 5. Для кінематичних модулів з декількома ступенями свободи течії окремо вказують умови використання кінематичних параметрів у якості параметра оптимізації. Приклади подібної компактної інтерпретації проведених досліджень продемонструємо нижче у реалізації одного із модулів програмного забезпечення.

Узагальнені результати проведених досліджень розроблених кінематичних модулів, систематизації за конфігурацією інструменту та моделювання процесів комбінованого видавлювання представлено у вигляді розробленого програмного продукту. Програма «EXTRUSION» створена в середовищі розробки «Delphi Community Edition», яка є безкоштовною для використання в навчальному процесі, у науково-дослідних цілях та на виробництві [288, 242]. Програма

складається з окремих модулів: основний модуль Modules.exe, модуль розрахунку «Радіально-зворотного видавлювання (без утягнення)» extrude_eng.exe і модуль «дефектоутворення» Points2.exe. Модулі можуть працювати як окремо незалежно один від одного, так і запускатися з головного модуля програми «EXTRUSION». В межах використання Modules.exe завдяки використанню бази даних, користувач має можливість самостійно редагувати дерево модулів, поповнюючи та змінюючи базу згідно новим розробкам кінематичних модулів або виявленим властивостям та рекомендаціям. Даний програмний модуль носить ознайомчий характер для компактного відображення бази уніфікованих кінематичних модулів, в тому числі із віднесенням до категорії «Конфігурація інструменту» із позначеннями, запропонованими вище (рис. 6.4). Рекомендації щодо використання розроблених кінематичних модулів складної форми та їх комплексів надано в додатку Д.

MODULES

МОДУЛІ

- МОДУЛЬ 1
 - Конфігурація інструмента
 - Внутрішні
 - AT-1
 - AT-2
 - AK_2a-2c
 - AP-1
 - Зовнішні
 - TR-1
 - T-1
 - TR-1
 - Tt-1
 - P-1
 - PR-1
 - Внутрішні
 - Осьові
 - Одна ступінь свободи течії
 - Дві ступені свободи течії
 - Кільцеві
 - МОДУЛЬ 2
 - З'єднаний осередок деформації
 - Радіально-зворотне видавлювання
 - Радіально-зворотне видавлювання (без утягнення)
 - Дефектоутворення
 - Приєднаний осередок деформації
 - Радіально-пряме видавлювання з осьовим відростком
 - Комплекси кінематичних модулів

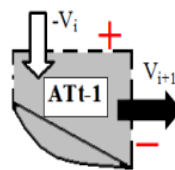
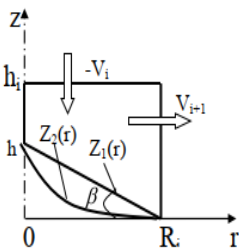
| | |
|---|---|
|  | <p style="text-align: center;">Властивості, обмеження та рекомендації:</p> <ol style="list-style-type: none"> 1) Нижня похила межа – поверхня контакту із інструментом або «мертва зона», інших обмежень на суміжні кінематичні модулі немає; 2) Можливо дослідження криволінійної похилої межі; 3) Кут нахилу β можна розглядати у якості параметра оптимізації; 4) Для найпростішого випадку прямої: $N_t = 2\mu_z \cdot (1 + k_1^2) \cdot N_{c\rightarrow}^-$ |
|  | <p style="text-align: center;">КМПШ: $\begin{cases} V_{z2a} = -V_i + \frac{V_i(z_i - h_i)}{z_i(r) - h_i} \cdot \left(1 + \frac{z_i'(r)r}{2(h_i - z_i(r))}\right); \\ V_{r2a} = \frac{V_i r}{2(h_i - z_i(r))}. \end{cases}$</p> <p>де $z_i(x)$ – довільна крива, що описує похилу межу та проходить через точки $(0, h)$ та $(R_i, 0)$.</p> <p>Для випадку лінійної функції: $z_1(r) = k_1(r - R_i)$, $k_1 = z_1'(r) = -\frac{h}{R_i}$.</p> |
| $N_{d2} = \sigma_S \sqrt{\frac{V}{V} \cdot \iiint \dot{\epsilon}_i^2 dV}$, де $V = 2\pi \int_0^{R_i} r dr \int_{z_1(r)}^{h_i} dz = \frac{(3(h_i + R_i k_1) - 2R_i k_1) R_i^2}{3} \pi$ та $\iiint \dot{\epsilon}_i^2 dV = -\frac{\pi V_i^2}{18 k_1^2} (12 + k_1^2) \left[R_i + (3C - A) \ln\left(\frac{h_i}{h_i - h}\right) - \left(\frac{1}{C} - \frac{k_1}{h_i}\right) (3C^2 - 2AC + B) - \frac{1}{2} \left(\frac{k_1^2}{h_i^2} - \frac{1}{C^2}\right) (C^3 - AC^2 + BC) \right]$ де $A = \frac{6(h_i - h)(6 + k_1^2)}{(12 + k_1^2) k_1}$, $B = \frac{9(h_i - h)^2(4 + k_1^2)}{(12 + k_1^2) k_1^2}$, $C = R + \frac{h_i}{k_1}$. $N_{c\rightarrow}^+ = -\frac{\pi \sigma_S V_i}{\sqrt{3} \cdot k_1} \left[\frac{R_i^2}{2} + \left(R_i + \frac{h_i}{k_1}\right) R_i + \left(R_i + \frac{h_i}{k_1}\right)^2 \ln\left(\frac{h_i}{h_i - h}\right) \right]$; $N_{c\leftarrow}^- = \frac{\pi \sigma_S V_i}{\sqrt{3}} \left(1 - \frac{R_i}{2h_i} k_1\right) R_i h_i$; $N_t = 2\mu_z \cdot (1 + k_1^2) \cdot N_{c\rightarrow}^-$. | |

Рисунок 6.4 – База кінематичних модулів у Modules.exe

Другий модуль поповнюється розробленими розрахунковими схемами процесів комбінованого послідовного та суміщеного видавлювання згідно розмежування згідно осередків деформації, запропонованих в розділі 2. Розроблені розрахункові схеми процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання вбудовані в програмний модуль для об'єднаного осередку деформації окремо для випадку, що проходить без дефектоутворення (рис. 6.5, а), та з дефектоутворенням у вигляді утягнення у донній частині [242, 272, 273]. Для аналізу процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання порожнистих деталей з фланцем є можливість використання похилої межі різної форми, визначення умов тертя згідно закону Зібеля в межах від 0 до 0,5 та обирання матеріалу з наведених в базі, яку за необхідності можна поповнювати. Перед виконанням розрахунків програма перевіряє правильність введених значень і у разі невідповідності введеним геометричним параметрам, видає відповідне повідомлення (рис. 6.5, б).

За умови правильності введених даних, проходить перехід до розрахунків даного модуля відповідно до обраної розрахункової схеми:

- кінематичного параметра - відносної швидкості витікання металу у вертикальному напрямку за ходом процесу;
- розрахунок приведенного тиску деформування за ходом процесу;
- збільшень напівфабрикату в вертикальному напрямку (зона формування стінки стакану) і фланцевої зони у вигляді графічних залежностей;
- побудова картини поетапного формоутворення напівфабрикату на основі розрахованих залежностей.
- розрахунок сили тиску згідно обраного матеріалу за ходом процесу деформування.

Далі у вікні виведення результатів демонструються залежності відносної швидкості витікання металу у вертикальному напрямку, приведенного тиску деформування, сили тиску згідно обраного матеріалу за ходом процесу деформування (рис. 6.6, а) та збільшень напівфабрикату в вертикальному напрямку (зона формування стінки стакану) і фланцевої зони (рис. 6.6, б).

Data input | **Results**

Form of boundary
 T1(z) T2(z) T3(z)

Dimensional radius of punson R1, [mm]
 10

Dimensional radius of die R2, [mm]
 15

Dimensional thickness of flange h1, [mm]
 5

Initial workpiece height Ho, [mm]
 20

Active tool stroke Hx, [mm]
 10

Coefficient of friction, μ_s
 ($0 \leq \mu_s \leq 0,5$)
 0,05

Material
 АД31
 АД31
 АД1
 АМг6
 Л62
 М2
 С1

a

Calculation of the combined radial-reverse extr

Data input | **Results**

Form of boundary
 T1(z) T2(z) T3(z)

Dimensional radius of punson R1, [mm]
 10,5

Dimensional radius of die R2, [mm]
 8

Dimensional thickness of flange h1, [mm]
 5

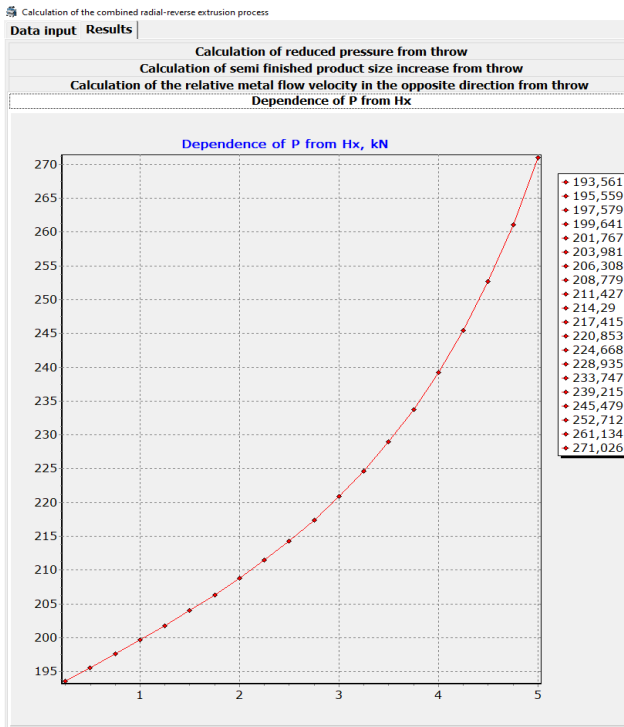
Error

Radius of the matrix must be greater than radius of the punch!

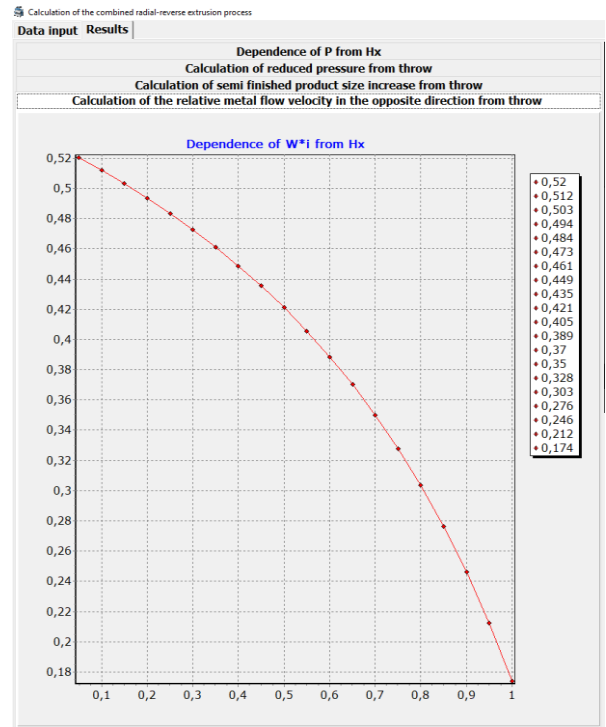
OK

б

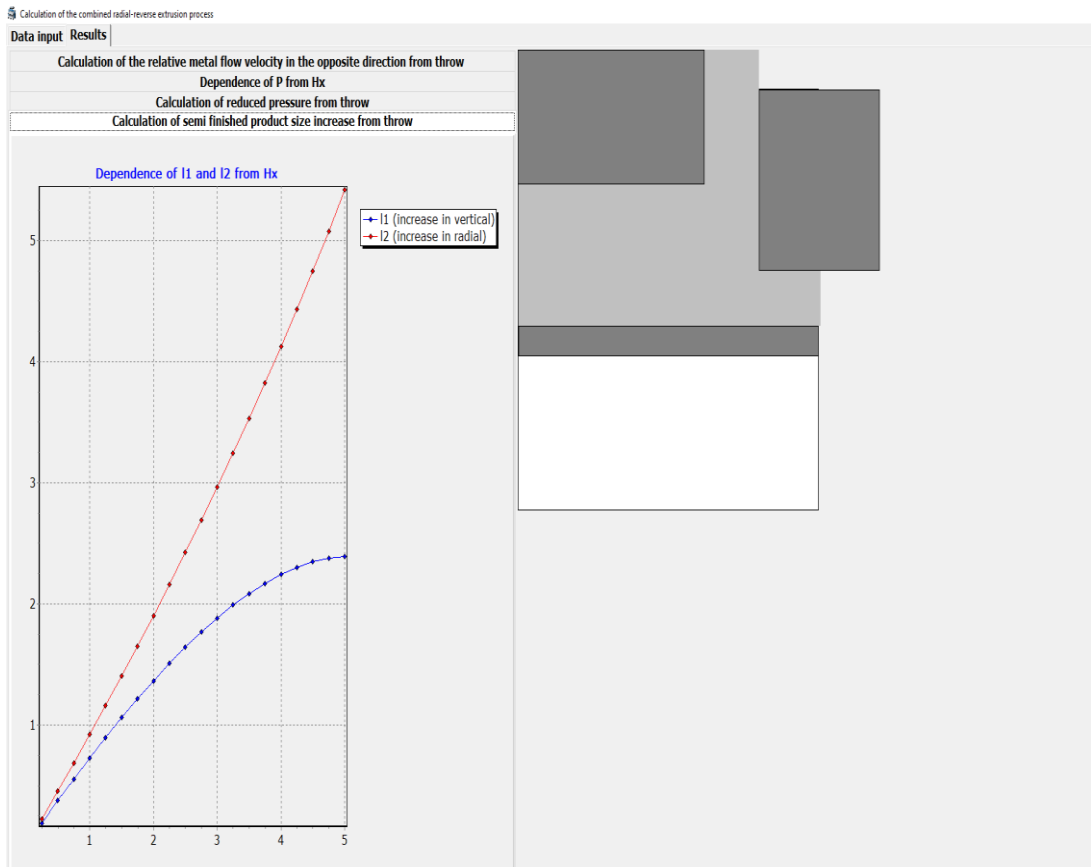
Рисунок 6.5 – Вікно введення даних (а) розрахункової схеми процесу та попередження про помилки (б)



а



б



в

Рисунок 6.6 – Вікна результатів із сили деформування (а), зміни відносної швидкості течії у вертикальному напрямку (б) та приростів напівфабрикату (в)

Побудовані графіки залежностей можна зберегти в файл формату .bmp або .wmf для подальшої обробки або аналізу.

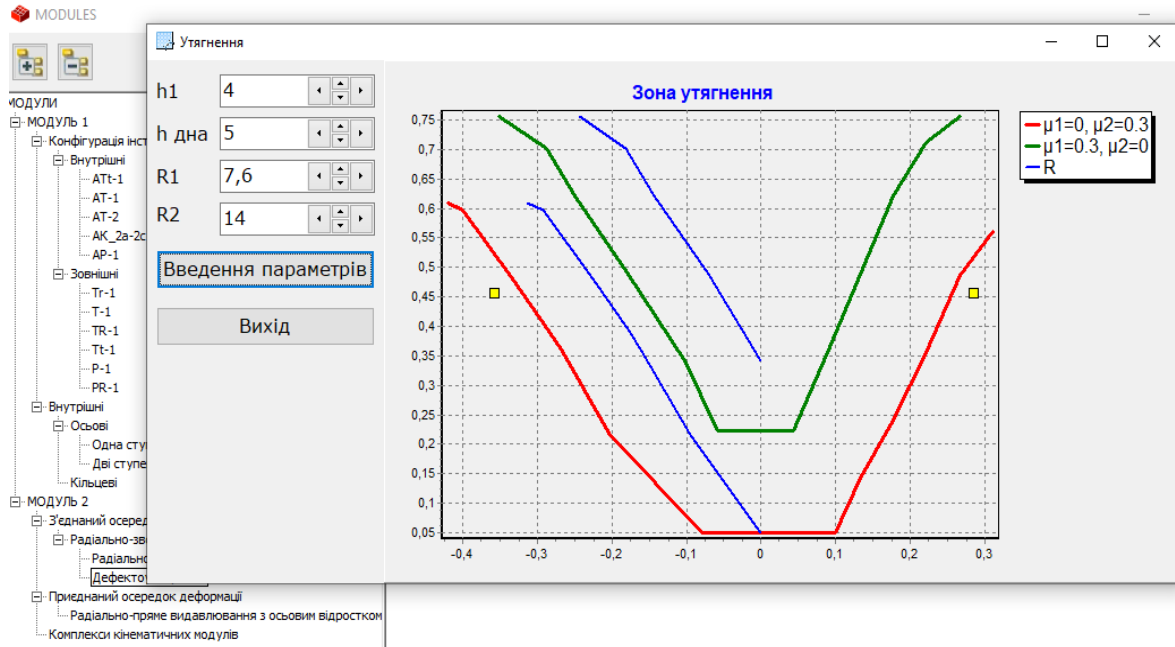
Окремо другий модуль дозволяє оцінити можливості дефектоутворення згідно введення геометричних співвідношень процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання, отриманих згідно досліджень розділу 5 (рис. 6.7). Червона нижня та зелена ламані лівої частини діаграми визначають область корегування появою утягнення згідно варіювання умов тертя від найліпших $\mu_1=0$, $\mu_2=0.3$ до найгірших $\mu_1=0.3$, $\mu_2=0$. Таким чином, можна домогтися більш пізнього настання моменту дефектоутворення шляхом забезпечення найменшого тертя в донній частині стакану при якомога більш високому терті на стінці, що формується. Червоні ламані вказують можливості відтермінування появи утягнення (за відносним ходом) для кожного з двох варіантів умов тертя.

Після введення основних геометричних параметрів процесу, на діаграмі отримуємо дві точки. В правій частині відображено точку $(h_1/R_2; (R_2-R_1)/R_2)$, що симетрично відносно вертикальної вісі відображається в лівій частині у точку $(-h_{\text{дна}}/R_2; (R_2-R_1)/R_2)$, де знак «-» перед абсцисою не несе геометричного тлумачення (є необхідністю згідно графічного використання за даними вісями). Якщо точка $(-h_{\text{дна}}/R_2; (R_2-R_1)/R_2)$ знаходиться нижче нижньої червоної ламаної, то для даних умов утягнення не буде (рис. 6.7, а). Якщо знаходиться вище червоної ламаної, але нижче нижньої синьої – можливо відтермінування появи утягнення шляхом введення радіусу матриці до 5 мм (рис. 6.7, б). Якщо точка потрапила в область, що знаходиться вище усіх ламаних, корегування умовами тертя або введенням заокруглення на матриці до 5 мм не дозволить уникнути дефектоутворення. Програма споживає мало системних ресурсів і може бути запущена практично на будь-якому комп'ютері, що працює під управлінням ОС Windows XP або новіше. Сумарно програма займає близько 7 МБ на диску, і стільки ж оперативної пам'яті при роботі, швидкість обчислення залежить від швидкодії процесора ПК.

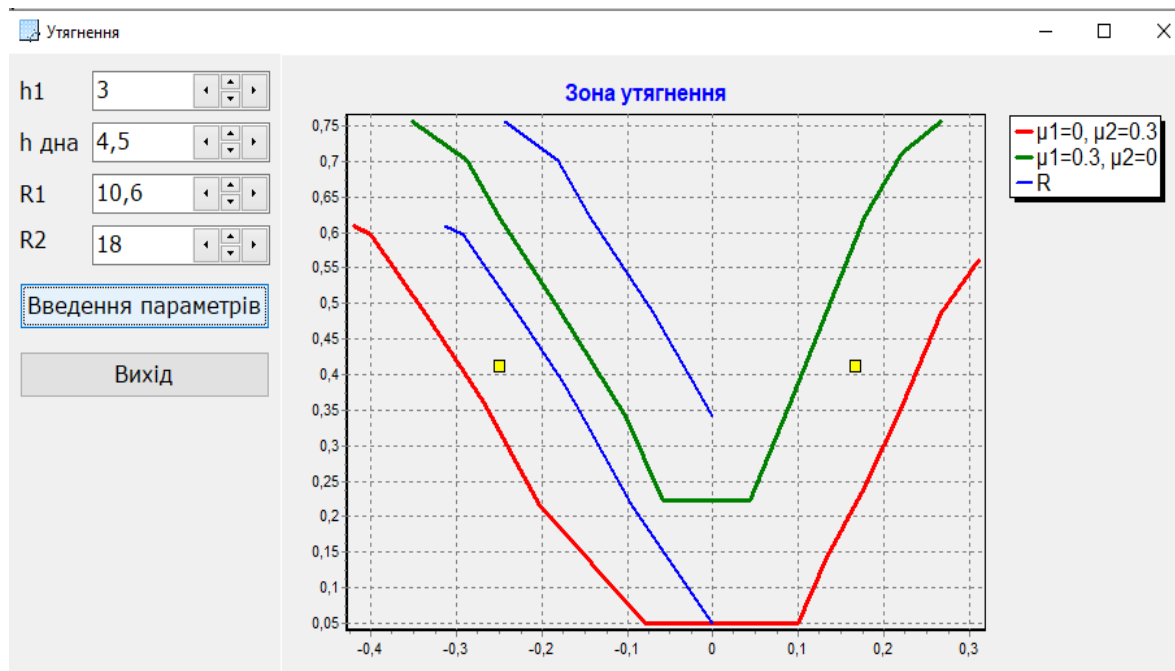
Інтерфейс програми інтуїтивно зрозумілий для користувача, значення полів можна міняти як за допомогою комп'ютерного маніпулятора, так і вводити

з клавіатури, для введення дробових чисел використовуються регіональні налаштування операційної системи.

Лістинг програми наведено в додатку Е.



а



б

Рисунок 6.6 – Діаграма дефектоутворення для співвідношень процесу без появи утягнення (а) та за наявності утягнення (б)

Планується розширення розробленого програмного продукту із додаванням розрахункових модулів процесів комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання за запропонованими математичними моделями, побудованими та проаналізованими в розділі 5.

Рекомендації щодо прогнозування силового режиму, формоутворення, дефектоутворення та визначення оптимальної конфігурації інструменту, отримані для процесів поздовжньо-радіального видавлювання з декількома ступенями свободи течії металу, для процесів послідовного радіально-прямого видавлювання та для процесів прямого видавлювання з обтисненням та роздаванням, дозволяють розширити номенклатуру порожнистих та стрижневих деталей з фланцем та типу гільз, втулок та стаканів.

6.3. Розробка рекомендацій із технологій, штампового оснащення та способів пластичного деформування

Одним з перспективних напрямків у розвитку ковальсько-штампувального виробництва є створення і освоєння ресурсозберігаючих технологічних процесів отримання точних складнопрофільованих деталей [92, 105, 236, 261, 289-301]. Застосування методів ТОШ видавлюванням в рамках можливостей підвищення ефективності і конкурентоспроможності виробництва вимагає постійного оновлення штампового оснащення, в тому числі для двох- та трьохстороннього видавлювання із застосуванням засобів автоматизації [297, 299].

6.3.1 Розробка технологій та штампового оснащення для процесів комбінованого видавлювання отримання порожнистих деталей з фланцем

Спираючись на номенклатуру підприємств, для типових деталей представників (рис. 6.8) розроблено ресурсозберігаючі технології штампування, що передбачають використання мінімальної кількості технологічних переходів та штампового оснащення, отримання необхідної якості та точності виробів.

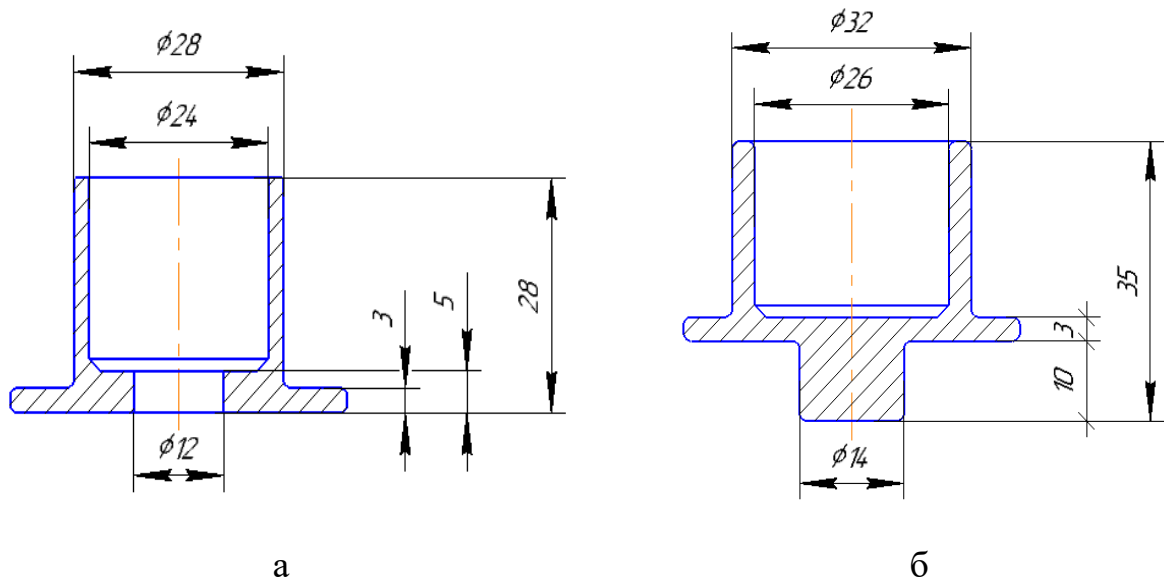


Рисунок 6.8 – Деталі-представники, що отримані комбінованим дво- (а) та тристороннім (б) видавлюванням

Для виготовлення деталі типу стакан з фланцем двостороннім видавлюванням (рис. 6.8, а) технологічний процес складається з наступних операцій (рис. 6.9):

- відрізка заготовки від прутка в штампі;
- калібрування;
- радіально-зворотне видавлювання;
- пробивка отвору в дні стакану.

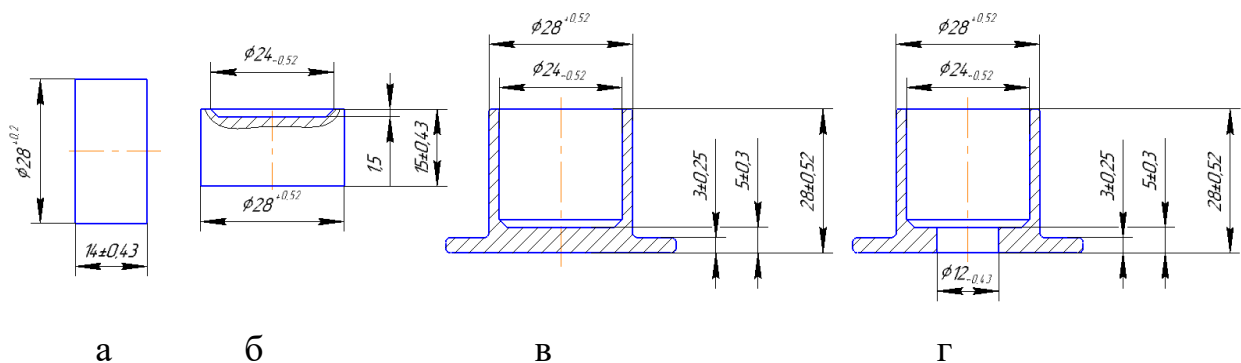


Рисунок 6.9 – Ескізи технологічних переходів при штампування деталі типу стакан з фланцем: заготовка (а), калібрування (б) радіально-зворотне видавлювання (в) та пробивка отвору (г)

В якості матеріалу для виготовлення розглянемо АДЗ1. Для усунення залишкових напружень та розміцнення матеріалу призначається в якості термічної обробки (ТО) відпал. Відпал сплаву 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 [295]. 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 [295]. При холодному видавлюванні мастило повинно мати наступні властивості: здатність зменшувати сили молекулярного притягання між матеріалом, який обробляється, і інструментом: високою пластичністю; високою термостійкістю.

Технологічний процес отримання деталі з фланцем та стрижнем (рис. 6.8, б) складається з таких переходів (рис. 6.10):

- відрізка заготовки від прутка в штампі;
- калібрування;
- комбіноване радіально-прямо-зворотнє видавлювання.

При виготовленні типової деталі з алюмінієвих сплавів, заготовка проходить аналогічну ТО, що описана вище. При виготовленні деталі з латуней, наприклад Л63, раціонально застосовувати для розміцнення рекристалізаційний відпал при температурах 600–650 °С протягом 2 – 3 годин. Перед операцією видавлювання проводять пасивування з воском в маслі. Роблять це в такий спосіб. Попередньо очищену, відполіровану і знежирену деталь з латуні поміщають в розчин, приготований з 1 частини азотної і 1 частини сірчаної кислоти. Після цього деталь відразу ж на 10 – 15 хвилин поміщають в міцний розчин біхромату калію (хромпіка). Потім деталь промивають та сушать.

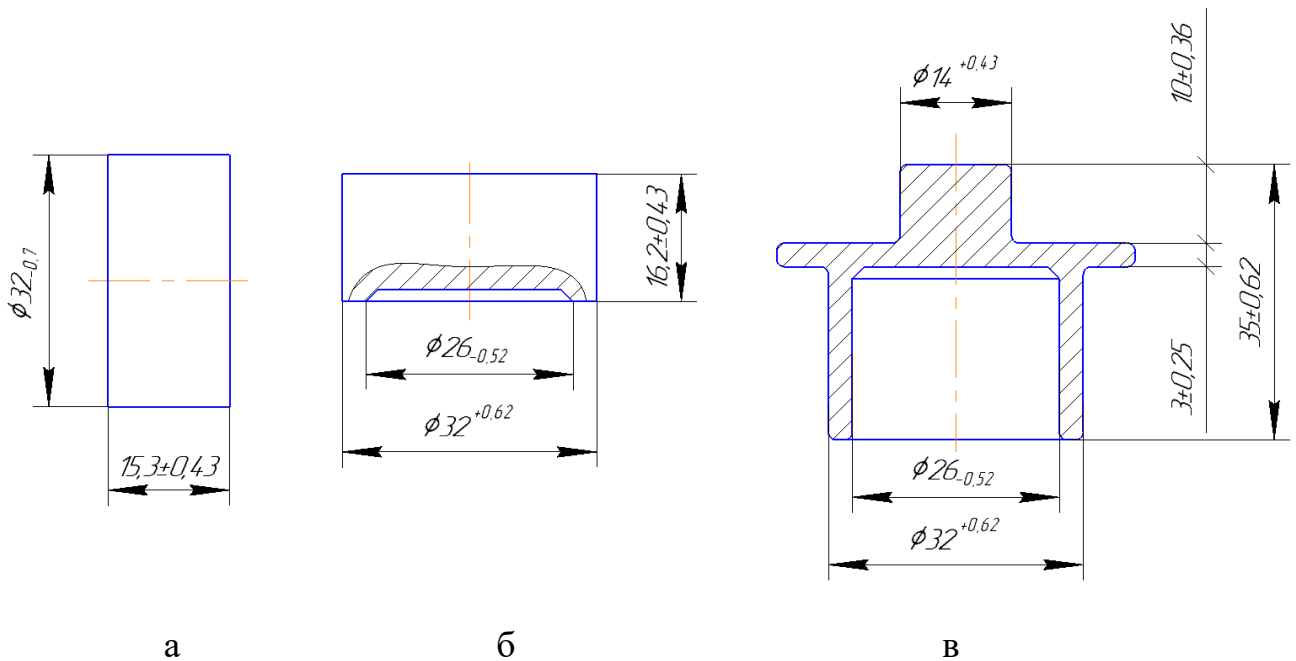


Рисунок 6.10 – Ескізи технологічних переходів при штампування деталі типу стакан з фланцем: заготовка (а), калібрування (б) та тристороннє видавлювання (в)

Однією з переваг виготовлення складнопрофільованих деталей в штампах є можливість застосування засобів автоматизації. Модернізація штамів в напрямку приєднання засобів автоматизації проводилась раніше для простої схеми радіального видавлювання [299]. В цьому напрямку для штампування деталей типу стакан з фланцем розроблений штамп з револьверною подачею (рис. 6.11). Особливістю даної конструкції є виконання операцій калібрування, двостороннього видавлювання та пробивки отвору в одному штампі. Штамп розрахований на отримання малогабаритних виробів з алюмінієвих сплавів АД31 та АД33М, з заготовки діаметром до 26 мм, товщиною стінки стакану 1,5 – 2 мм, товщиною (висотою) фланцю до 3 мм та загальною вистою деталі до 28 мм.

Для реалізації запропонованих технологій розроблене штампове оснащення, що описується нижче. Основними елементами штаму (рис. 6.11) є опорна півматриця 2, що закріплена на нижній нерухомій плиті 8. Радіальна порожнина для формування фланцю деталі утворюється за рахунок проміжку між опорною півматрицею 2 та півматрицею 3. На верхній рухомій плиті 7 закріплений пуансонотримач, в якому розміщений бистрозмінний пуансон 4. На

револьверному диску 5 закріплені півматриці 3 в кількості 6 штук і по черзі подаються пневмоприводом 6 на робочу позицію.

Штамп працює наступним чином. На позиції завантаження в півматрицю 3 завантажуються підготовлена (відпалена та зі зміщенням) заготовка. При черговому ході вгору револьверний диск за допомогою пневмоприводу робить черговий поворот на 60° . Заготовка подається на центральну робочу позицію видавлювання. При переміщенні верхньої плити вниз півматриця 3 притискається до нижньої опорної півматриці 2 в такому стані, утворюючи тим самим робочу порожнину для радіальної течії металу. Пуансон входить в контакт із заготовкою і починається її деформування способом комбінованого видавлювання, тобто із витіканням металу в радіальному і зворотному напрямках. В кінці робочого ходу при підйомі рухомої частини вгору відбувається черговий поворот револьверного диска на кут 60 градусів, півматриці з напівфабрикатом переноситься на позицію пробивки, а матриця з готовою деталлю переноситься на позицію розвантаження, де деталь проштовхується з вниз виштовхувачем, закріпленим в рухомій частині. Далі цикл триває.

Для деталей, які виготовляються за схемою тристороннього видавлювання, розроблений штамп (рис. 6.12), в якому можна деформувати заготовки з латуней та алюмінієвих сплавів. Течія металу в трьох напрямках формується: зворотне видавлювання стрижня – за рахунок рухомого швидкозмінного пуансону 2; пряме видавлювання стакану – за рахунок протипуансону 5; радіальне видавлювання фланцю здійснюється в порожнину, що утворюється при замиканні півматриці 11 та бандажованої півматриці 3. Штамп працює наступним чином. У вихідному положенні заготовка встановлюється на протипуансон 5. При опусканні верхньої половини штампу замиканням півматриць 11 та 3 утворюється радіальна порожнина та починається тристороннє видавлювання. Обмеження течії в різних напрямках створюється основними деформуючими інструментами. При завершенні робочого ходу деталь виштовхується в робочий простір штамп за рахунок пружини.

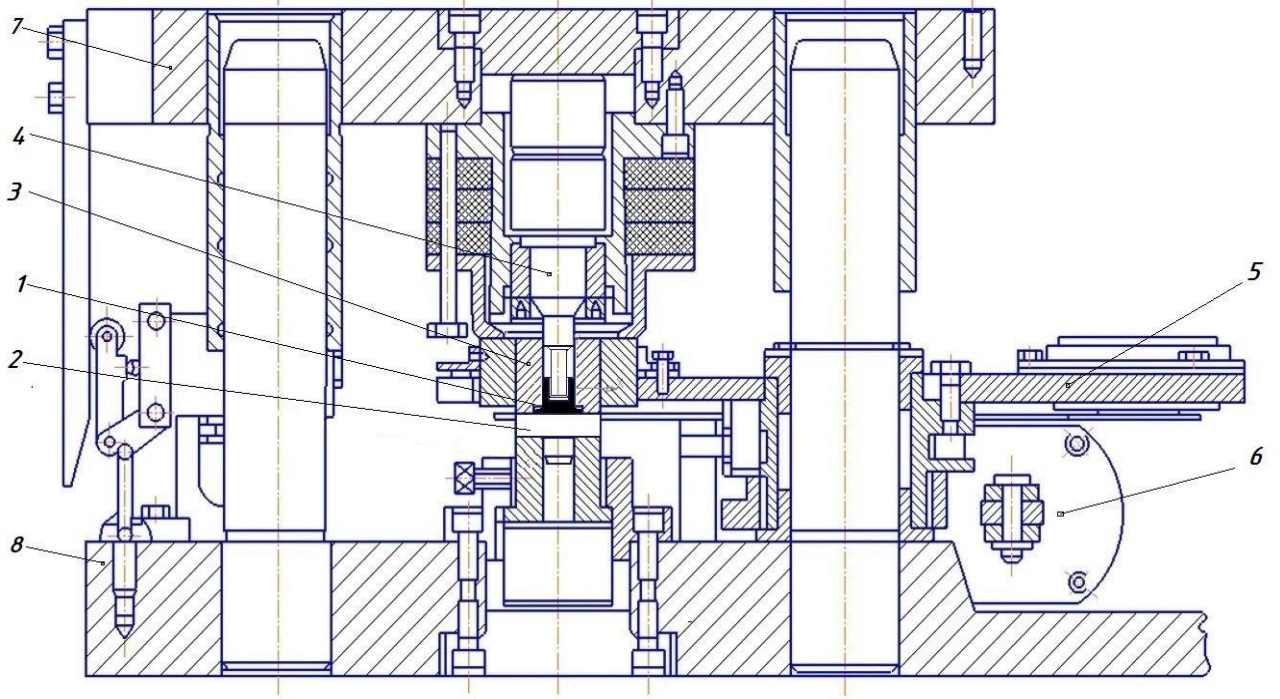


Рисунок 6.11 – Штамп для виготовлення деталі типу стакан з фланцем з револьверною подачею

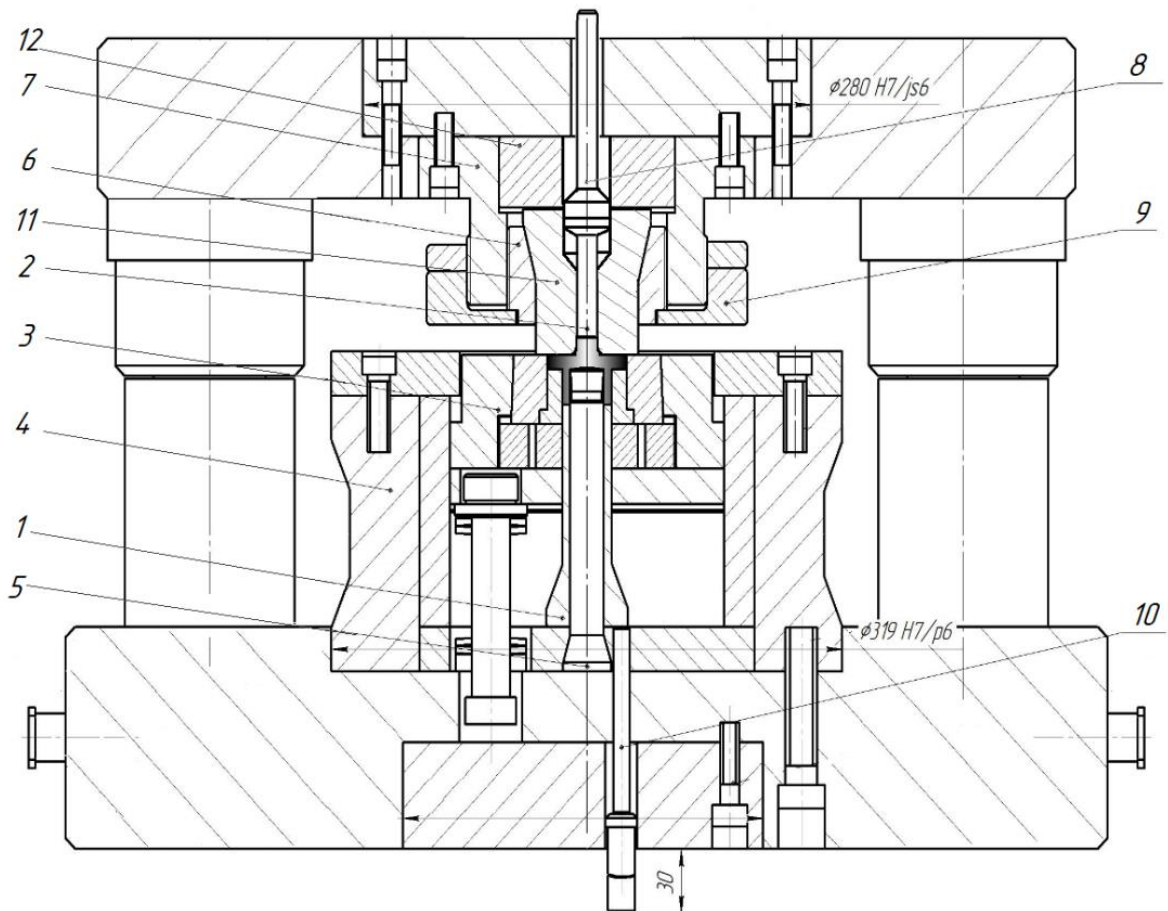


Рисунок 6.12 – Штамп для тристороннього видавлювання

6.3.2 Розробка штампового оснащення для отримання порожнистих деталей з фланцем

Відомий штамп для отримання порожнистих деталей з внутрішнім фланцем, що містить пуансон, контрпуансон, матрицю та оправлення [262, 299]. Відомий штамп не дозволяє отримувати із низькою трудомісткістю та собівартістю порожнисті деталі з внутрішнім фланцем. В основу корисної моделі [298, 300] була поставлена задача удосконалення конструкції штампу, яка вирішена за рахунок того, що штамп містить оправлення, яке є рухливим, закріпленим в траверсі, що знаходиться в порожнині плити, і спирається на пружини та переміщується за допомогою штовхачів [300].

Також відомий штамп для отримання порожнистих деталей з фланцем, що містить пуансон, протипуансон, матрицю та оправку [262, 290]. Найбільш близьким аналогом штампа для отримання порожнистих деталей з зовнішнім та внутрішнім фланцем, вибраним як прототип, є штамп для штампування видавлюванням, що містить контейнер, верхню півматрицю, до якої приєднані тяги та на яку спирається блок пружин, а також нижню півматрицю [290]. Загальними істотними ознаками відомого штампа та того, що заявляється, є те, що штамп містить контейнер, нижню півматрицю, верхню півматрицю, на котру спирається блок пружин та до якої приєднані тяги. Відомий штамп не дозволяє отримувати із низькою трудомісткістю та собівартістю порожнисті деталі з зовнішнім та внутрішнім фланцем. В основу корисної моделі поставлена задача удосконалення конструкції штампа. Поставлена задача вирішується за рахунок того, що штамп містить порожнистий пуансон та протипуансон, верхню оправку, що підпружинена, та нижню оправку. Запропонована конструкція штампа для отримання порожнистих деталей з зовнішнім та внутрішнім фланцем, що містить контейнер, в якому знаходиться нижня півматриця, в котрій знаходиться порожнистий протипуансон, в якому центрується нижня оправка, верхню півматрицю, до якої приєднані тяги та на котру спирається блок пружин, верхню оправку, що підпружинена, дозволяє отримувати зазор між півматрицями та між верхньою та нижньою оправками, в який тече метал, одержувати порожні деталі з зовнішнім та внутрішнім фланцем [301]. Суть

пропонованої корисної моделі пояснюється кресленням схеми штампа (рис. 6.13) для отримання деталей з зовнішнім та внутрішнім фланцем у кінцевому стані. Штмп містить верхню 1 та нижню плиту 2, направляючу втулку 3 та колонку 4, корпус буфера 5, кришку буфера 6, що стягнута з верхньою плитою гвинтом 7, пакет пружин 8, що спираються на диск упорний 9, в якій вгвинчена збірне верхнє оправлення 10, що центрується по порожнистому пуансону 11, тяги 12, що кріплять верхню півматрицю 13, що спирається на пакет пружин 14, збірний корпус 15, якого пригвинчено до нижньої плити гвинтами 16 і в якому знаходиться нижня півматриця 17, підкладний диск 18, підкладну плиту 19, в якій знаходяться виштовхувачі 20, які виштовхують порожнистий протипуансон 21, в якому центрується нижня оправка 22, на котрій знаходиться заготовка 23.

Штмп працює наступним чином. В вихідному стані корпус буфера 5 з верхньою плитою 1, пуансоном 11, верхньою збірною оправкою 10, верхньою півматрицею 13 знаходяться у піднятому стані. Після закладення мірної трубчатої заготовки 23 у нижню півматрицю 17 повзун преса здійснює хід, переміщуючи донизу верхню плиту 1 з закріпленими на ній пуансоном 11, верхньою півматрицею 13 та верхньою збірною оправкою 10. Верхня збірна оправка 10 заходить у внутрішню порожнину заготовки 23 і дотикається до нижньої оправки 22. При цьому верхня півматриця 13 дотикається до нижньої півматриці 17. Після цього пуансон 11 здійснює радіальне видавлювання зовнішнього та внутрішнього фланця. Пакет пружин 14 запобігає розкриттю верхньої 13 та нижньої 17 півматриці, а пакет пружин 8 запобігає розкриттю верхньої збірної 10 та нижньої оправки 22. Під час зворотного ходу повзуна з кришкою буфера 6, корпусом буфера 5 та верхньою плитою 1, пуансоном 11 оправки залишаються зімкнутими, а верхня півматриця 13 починає за допомогою тяг 12 рухатися угору. При цьому ход верхньої півматриці 13, в той час коли оправки залишаються стиснутими, повинен забезпечити знімання півматриці з зовнішньої циліндричної поверхні заготовки 23, для цього зусилля і хід пакета пружин 8 повинен бути більшим за зусилля і хід пакета пружин 14. Заготовка 23 виштовхується протипуансоном 21 за допомогою виштовхувачів 20 з порожнини утвореною нижньою півматрицею 17 та нижньою оправкою 22, та видаляється через проріз у збірному корпусі 15.

Таким чином запропонована корисна модель дозволяє одержувати порожні деталі типу втулок з зовнішнім та внутрішнім фланцем із низькою трудомісткістю та собівартістю.

6.3.3 Спосіб комбінованого видавлювання для виготовлення порожнистих деталей з профільованою зовнішньою поверхнею

Для розширення можливостей використання процесів холодного видавлювання запропоновано корисну модель на спосіб комбінованого видавлювання для виготовлення порожнистих деталей з профільованою зовнішньою поверхнею [302]. В основу корисної моделі поставлено задачу вдосконалення відомого способу для отримання деталей з профільованою зовнішньою поверхнею у вигляді фланця, розташованого у донній частині деталі, тобто розширення технологічних можливостей процесу і номенклатури порожнистих деталей, що виготовляються. Пропонований спосіб дозволяє за рахунок використання прийому додаткового радіального переміщення (видавлювання) металу на другій заключній стадії процесу комбінованого радіально-прямого видавлювання одержувати складнопрофільовані порожнисті деталі типу стаканів з фланцем на бічній поверхні, розташованим в придонній частині деталі. Відомі способи виготовлення порожнистих деталей, що здійснюються шляхом зворотного видавлювання металу цільної циліндричної заготовки в матриці під впливом деформуючого пуансону [61]. Найбільш близьким аналогом способу, що заявляється, є спосіб виготовлення порожнистих деталей типу стаканів шляхом комбінованого радіально-прямого видавлювання, який полягає у видавлюванні металу заготовки в поперечну (радіальну) кругову порожнину з подальшим розворотом напрямку течії металу з радіального на пряме [289]. Недоліком відомого способу є неможливість одержання порожнистих деталей з профільованою зовнішньою поверхнею, а саме з формуванням на бічній поверхні фланця, розташованого в придонній частині деталі. Задача вдосконалення відомого способу для отримання деталей з

профільованою зовнішньою поверхнею у вигляді фланця, розташованого у донній частині деталі, вирішується за рахунок того, що на заключній стадії процесу комбінованого радіально-прямого видавлювання формується фланець на зовнішній поверхні у придонній частині деталі за рахунок додаткового радіального переміщення металу в зоні розвороту течії металу з радіального на прямий напрямок.

Пропонований спосіб дозволяє за рахунок використання прийому додаткового радіального переміщення (видавлювання) металу на заключній стадії процесу комбінованого радіально-прямого видавлювання одержувати складнопрофільовані порожнисті деталі типу стаканів з фланцем на бічній поверхні, розташованим в придонній частині деталі.

Суть корисної моделі пояснюється кресленнями, на яких зображено [302]:

- схему здійснення пропонованого способу перед початком деформування (ліворуч) і у початковій стадії радіального видавлювання фланця (праворуч) в процесі комбінованого видавлювання (рис. 6.14, а);

- схему процесу на проміжній (ліворуч) і заключній (праворуч) стадіях процесу комбінованого радіально-прямого видавлювання порожнистої деталі з фланцем (рис. 6.14, б). Спосіб реалізується на устаткуванні, що вміщує здатні до незалежного поздовжнього переміщення (від індивідуальних приводів) робочі інструменти: деформуючі - пуансон 1 і контрпуансон 2; формоутворюючі - матриця, яка вміщує верхню півматрицю 3 і нижню півматрицю 4. Вихідну заготовку 5 розміщують в порожнині матриці (півматриць 3 і 4) до торця контрпуансону 2 і, впливаючи з швидкістю V_1 пуансоном 1, видавлюють у радіальному (поперечному) напрямку в поперечний зазор (прийомну порожнину), утворений півматрицями 3 і 4, які установлені таким чином, що величина зазору (висота прийомної порожнини) дорівнює h [302]. У початковій стадії процесу деформований метал тече радіально, а після досягнення периферійної (кутової) зони розвороту або просторового вигину й зіткнення зі стінкою півматриці 4 змінює напрямок течії на пряме (на 90°), тече паралельно осі симетрії, утворюючи прямим видавлюванням стінку деталі і циліндричну

порожнисту ділянку. Півматриці 3 і 4 здібні до переміщення вздовж осі симетрії в залежності від потрібної товщини стінки порожнистої деталі і відповідно величини поперечного зазору h , що ними створено.

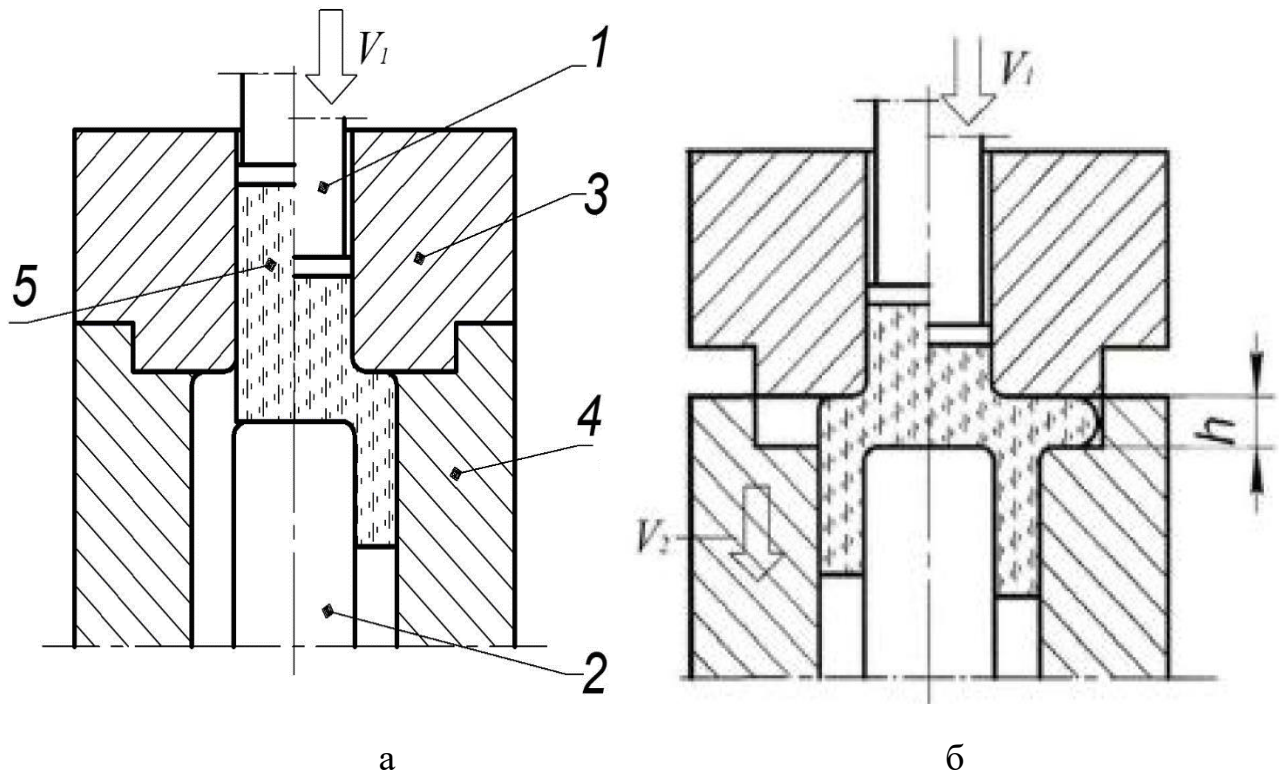


Рисунок 6.14 – Спосіб комбінованого радіально-прямого видавлювання порожнистих деталей: перший етап (а) та другий етап (б) [302]

На заключній стадії процесу для формування фланця на бічній (зовнішній) поверхні деталі й одержання фасонного зовнішнього профілю деталі виконують додаткове радіальне переміщення (видавлювання) металу в зони розвороту напрямку течії металу (з радіального на прямий), тобто в придонній частині півфабрикату. Для цього змінюють положення півматриці 4 її переміщенням вниз з швидкістю V_2 і створюють додаткову прийомну кругову порожнину в матриці. Переміщення металу в радіальному напрямку потребує менших витрат енергії, тому це дає можливість формувати фланець в придонній частині деталі за рахунок переважного радіального видавлювання, тобто і без обмеження течії металу в прямому напрямку. При необхідності таке обмеження виконується закриттям порожнини півматриці 4 у прямому напрямку. Процес видавлювання

закінчується при досягненні розмірів штампованої деталі, яка виштовхується із матриці після її рознімання. Далі цикл видавлювання повторюється.

Згідно теоретичних досліджень розділу 5, виявлено можливості появи дефектоутворення на другій стадії процесу деформування. Запропонована розрахункова модель дозволяє прогнозувати появу утягнення на зовнішній поверхні контрпуансону в зоні розвороту на основі характеру зміни кінематичного параметру, що визначає швидкість течії металу у прямому напрямку.

Таким чином, можливості використання даного способу отримання складно профільованих деталей цілком визначені розробленою математичною моделлю. Застосування пропонованого способу дозволяє одержувати порожнисті деталі з профільованою зовнішньою поверхнею і з фланцем, розташованим в донній частині деталі, що значно розширює технологічні можливості процесу і номенклатуру деталей, що виготовляються.

6.3.5 Розробка технології пластичного деформування заготовки для деталі типу ступінчастої втулки

На підставі проведених комплексних теоретичних і експериментальних досліджень (розділ 5) встановлено, що операція осадження циліндричних заготовок плоскими плитами не сприяє повному закриттю внутрішніх дефектів заготовок [281-283]. Ці результати дозволили зробити висновок про малу ефективність застосування операції осадження циліндричних заготовок для підвищення якості деталей відповідального призначення особливо зі складним профілем. У якості альтернативи запропоновано використовувати заготовки, отриманої профілюванням випуклим деформуючим інструментом, що сприяло закриттю внутрішніх дефектів у процесі осадження заготовок з увігнутими гранями, при чому визначальним параметром є співвідношення розмірів d/D . Згідно аналізу закономірностей протікання процесу осадження виявлено, що осьовий дефект у процесі осадження інтенсивніше закривається при глибині

увігнутих граней $d/D=0,8\dots0,85$. Ці параметри рекомендовані як ефективні з погляду підвищення якості осьової зони злитка в процесі осадження.

Осадження в якості формотворної операції застосовується при виготовленні пустотілих деталей типу втулок з фланцем. Як було встановлено раніше, осадження циліндричних заготовок характеризується несприятливим НДС в осьовій зоні заготовки, що підтверджується даними ПАТ «НКМЗ» і іншими дослідниками [277-279, 281]. Як приклад можна розглянути результати базового технологічного процесу виготовлення деталі типу ступінчастої втулки з матеріалу - сталь 20ГС. Підвищити якість деталі було запропоновано на першому етапі за рахунок деформування профільованих заготовки із чотирипромінім перерізом, отриманої профілюванням випуклими деформуючим інструментом (рис. 6.15), що і визначає відмінності від базового процесу. Циліндрична заготовка протискувалася випуклим деформуючим інструментом з 4-х сторін з обтисненням $\approx 10\%$ на сторону, після чого деформувалась (ступінь деформації $\varepsilon \approx 60\%$). Отримана заготовка з перерізом, близьким до форми квадрата, протягувалася плоскими бойками по ребрах. Після деформування на бічній поверхні заготовки відсутня бочкоподібність, що свідчить про зміну НДС та сприяє підвищенню рівня стискаючих напружень на бічній поверхні та в осьовій зоні заготовки. У результаті відсутнє тріщиноутворення на бічній поверхні в процесі деформування.

На останньому етапі запропоновано комбіноване осадження випуклими плитами за розрахунковими схемами, що містять трапецеїдальні кінематичні модулі розглянуті в розділі 5 для процесу комбінованого осадження. Це сприяє за рахунок використання за новим технологічним процесом на першому етапі операцію профілювання заготовок випуклим деформуючим інструментом з 4-х сторін з обтисненням $\approx 10\%$ на сторону зменшити наявність внутрішніх дефектів, а за рахунок використання комбінованого осадження випуклими плитами забезпечити економію матеріалу та максимально наблизити форму напівфабрикату до готового виробу.

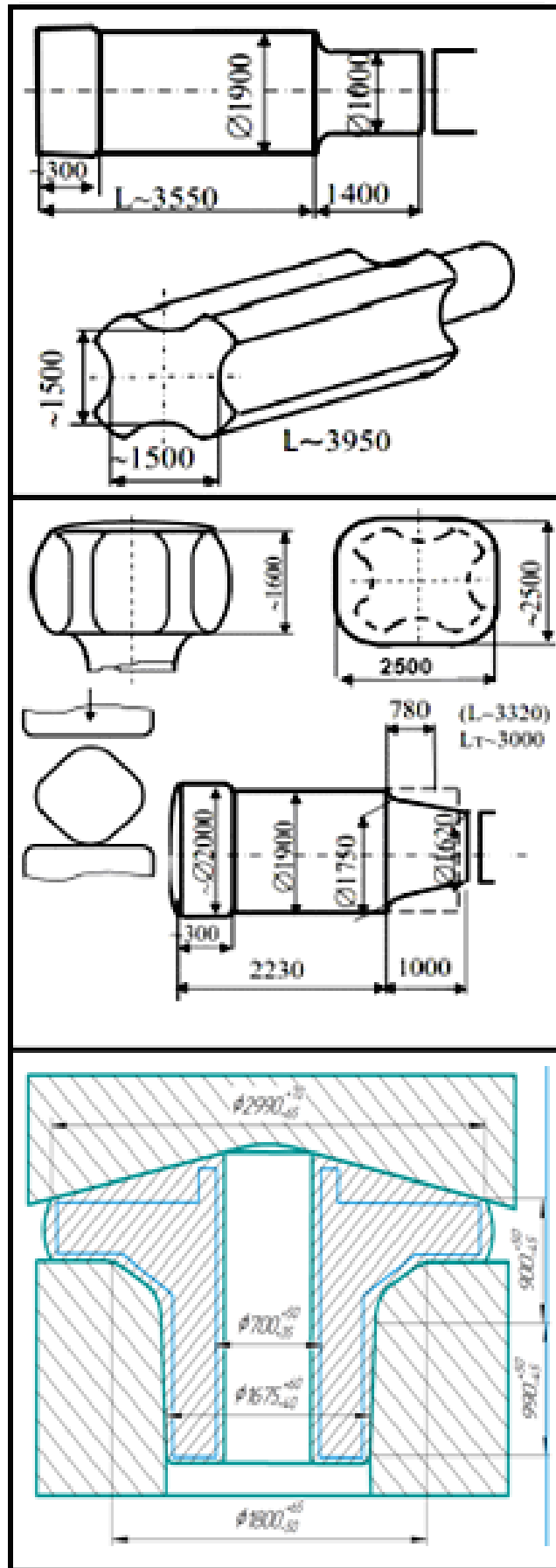


Рисунок 6.15 – Технологія отримання деталі типу ступінчастої втулки

На ПрАТ «НКМЗ» та «ЕМСС» спроектовані й впроваджені нові технологічні процеси виготовлення деталей відповідального призначення із застосуванням осадження чотирипроменевих заготовок. Отримані деталі відповідали технічним умовам замовника, менше 5 % виготовлених поковок перевищують вимоги Європейського стандарту SEP 1921 за розмірами внутрішніх дефектів. Нові технологічні процеси деформування підвищили якість продукції, що випускається, за рахунок підвищення щільності металу осьової зони заготовки та економії металу. Запропоновані нові процеси деформування підвищують пророблення структури металу заготовки при менших значеннях ступеня деформації. Розроблені нові технологічні процеси деформування забезпечили підвищення якості деталей і зниження відсотку браку на 20...30 %.

Висновки

1. Розроблені технологічні рекомендації з методики проектування процесів ТОШ видавлюванням з дотриманням основних етапів розробки процесів на основі запропонованої класифікації кінематичних модулів трикутної та трапецеїдальної форми в рамках трансформації методу кінематичних модулів

2. Розроблена програма «EXTRUSION», що складається з бази кінематичних модулів та рекомендації щодо їх оперативного використання в розрахункових схемах та модуля розрахунку досліджуваних процесів комбінованого видавлювання із можливістю вибору схеми за геометричними співвідношеннями, дозволяє прогнозувати силовий режим та формоутворення напівфабрикату. Для виявлення можливості появи дефектоутворення у вигляді утягнення в донній частині в процесі радіально-зворотного видавлювання порожнистих деталей з фланцем запропоновано діаграму із відображенням можливості корегування (відтермінування) за рахунок введення радіусу на матриці та зміни умов тертя.

3. Запропонований спосіб деформування порожнистих деталей в роз'ємних матрицях, що дозволяє одержувати складнопрофільовані деталі типу стаканів з фланцем на бічній поверхні, розташованим в придонній частині деталі, із зменшенням технологічних переходів та розширює номенклатуру

отримуваних на підприємствах деталей, в тому числі за рахунок можливості прогнозування дефектоутворення на другому етапі деформування.

4. Розроблені технології та штампове оснащення для процесів комбінованого видавлювання деталей типу стакан з фланцем, порожнистих деталей з внутрішнім та зовнішнім фланцем та процесів осадження із застосуванням деформування профільованої заготовки сприяють підвищенню стабільності технологічних процесів та якості деталей.

5. Методики розрахунку і проектування процесів деформування, результати теоретичних і експериментальних досліджень, технічні рішення та розроблені модулі програмної реалізації досліджуваних процесів передано на ряд підприємств та використовуються в навчальному процесі і в науково-дослідних роботах академії.

Результати досліджень відображені в опублікованих роботах [242, 281-283, 286, 298-302].

ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ

1. На підставі проведеного літературного аналізу стану теорії і технологій точного об'ємного деформування встановлено проблеми та напрямки розвитку процесів об'ємного точного штампування видавлюванням. Основні тенденції вдосконалення даної галузі обробки тиском знаходяться у площині пошуку резервних можливостей деформування за базовими схемами та розвитку процесів на основі їх поєднання із додаванням ступенів свободи течії металу. Практична цінність результатів оцінки силового режиму деформування та наявність можливості прогнозування формоутворення та дефектоутворення в процесах видавлювання, в тому числі із урахуванням конструктивних особливостей інструменту, отриманих енергетичним методом балансу потужностей, вимагає розвитку методу за рахунок розробки прийомів спрощення розрахунків та розробки відповідних рекомендацій.

2. Встановлено основні класифікаційні ознаки кінематичних трикутних та трапецеїдальних модулів за формою, розташуванням, кількістю ступенів свободи течії, варіативністю похилої межі, обмеженнями, що накладаються на суміжні модулі. Проведений аналіз та порівняння із відповідними кінематичними модулями прямокутної форми дозволив виявити прогалини та обґрунтувати необхідність в розробці кінематичних модулів складної конфігурації, що перш за все дозволять врахувати конструктивні особливості інструменту. Виявлено суттєві відмінності у побудові КМПШ для кінематичних модулів із зберіганням поздовжньої, радіальної складової течії від кінематичних модулів із зміною течії металу. Встановлено особливості побудови кривих для опису похилих меж трикутних та трапецеїдальних кінематичних модулів, що відображають характер розділу течії металу всередині заготовки при переході від радіальної до поздовжньої течії та навпаки.

3. Встановлені обмеження щодо форми кривих, що описують похилі межі кінематичних модулів трапецеїдальної форми, та конфігурації суміжних кінематичних модулів. Для подолання проблеми неможливості використання

чверті кола у якості похилої межі для кінематичного трапецеїдального модуля, що моделює заокруглення на матриці, запропоновано використовувати наближену за формою функцію, відхилення якої за довжиною дуги та площею криволінійної трапеції від чверті кола не перевищує 0,8 %, це розширює можливості кінематичного модуля для моделювання процесів із наявністю складної конфігурації інструменту. Радіус заокруглення слід розглядати у якості параметра оптимізації форми інструменту для зниження силових параметрів процесу деформування та у якості фактору керування течією металу в процесах комбінованого видавлювання з декількома степенями свободи течії металу. Розроблено осьовий кінематичний модуль трапецеїдальної форми, що дозволяє врахувати конусність протипуансону та розглядати кут нахилу у якості варійованого параметру, що оптимізує форму інструменту.

4. Використання комплексу прямокутного та трапецеїдального кінематичного модуля з криволінійною похилою межею замість найуживанішого осьового прямокутної форми для моделювання форми осередку деформації в суцільній заготовці в осьовій зоні розвороту від прямого до радіального видавлювання дозволило суттєво знизити прогнозовану оцінку силового режиму. Це досягнуто завдяки можливості оптимізації як за параметром α , що визначає форму похилої межі, так і за положенням R_2 , що визначає розміри модулів. Зменшення прогнозованої величини приведенного тиску деформування до 10% дозволило теоретично обґрунтувати можливість зниження навантаження на інструмент.

5. Розроблена розрахункова схема процесу радіально-прямого видавлювання стрижневих деталей із наявністю трапецеїдального кінематичного модуля дозволила визначитися із комплексом модулів згідно з викривленням ділильної сітки та аналізу НДС заготовки. Це дозволило отримати зниження прогнозованих оцінок за приведеним тиском деформування до 50% по відношенню до раніше використаних розрахункових схем із наявністю тільки прямокутних кінематичних модулів. Про правомірність використання розробленої розрахункової схеми з трапецеїдальним кінематичним модулем свідчить і отримана оцінка

формування деталі (відхилення теоретичних розрахунків від експериментально отриманих приростів осевого відростка не перевищує 7–10 %). Дана розрахункова схема може бути використана у якості автономного осередку деформації і для моделювання процесів із наявністю комбінованого осередку деформації, що значно підвищує практичну цінність отриманих результатів.

6. Кінематичний параметр у вигляді швидкості течії у поздовжньому напрямку рекомендується використовувати у якості варійованого для розрахункових схем із осевим трапецеїдальним кінематичним модулем виключно для випадку об'єднаного осередку деформації із суміжними модулями із додатною радіальною складовою. Розвиненням попередніх досліджень щодо процесів комбінованого радіально-зворотного видавлювання порожнистих деталей з фланцем стосувалися також розширення форм кривих, що відображають похилу межу трапецеїдальних модулів та встановлення меж їх використання. Розширено можливості прогнозування появи утягнення у донній частині заготовки для випадку із об'єднаним осередком деформації схеми процесу на випадок положення пуансону нижче товщини фланцевої зони аж до виродження товщини дна, що значно підвищує значущість отриманих раніше результатів. Підтверджено, що початку появи утягнення відповідає зміна характеру відносної швидкості витікання металу, що відповідає точці мінімуму і стрімкий скачок зусилля деформування на заключній стадії процесу деформування, що підтверджено експериментальними даними та МСЕ-моделюванням.

7. Для способу комбінованого радіально-прямого видавлювання в роз'ємних матрицях з використанням розрахункової схеми з двома ступенями свободи течії металу отримано залежності для оцінки силового режиму деформування від параметру λ , що визначає оптимальну швидкість течії металу в прямому напрямку і дозволяє прогнозувати формування виробу і утворення дефектів форми у вигляді утягнення, що підтверджено МСЕ-моделюванням. Запропонований спосіб дозволяє отримати за одну операцію складнопрофільовані порожнисті деталі з фланцем на бічній поверхні.

8. Розроблено технологічні рекомендації з проектування процесів ТОШ видавлюванням з дотриманням основних етапів розробки процесів на основі запропонованої класифікації відомих та розроблених кінематичних модулів та створеної бази розрахункових моделей. Отримано вирази приведенного тиску деформування розроблених кінематичних модулів трапецеїдальної форми, що моделюють наявність фаски та заокруглення, що забезпечують оперативну вбудовуваність у нові розрахункові схеми. Для оцінки можливого дефектоутворення у вигляді утягнення в процесах комбінованого видавлювання з двома степенями свободи течії запропоновано проводити попередню оцінку за розробленими розрахунковими схемами. Методики розрахунку і проектування процесів деформування, результати теоретичних і експериментальних досліджень, технічні рішення та розроблені модулі програмної реалізації досліджуваних процесів передано на ряд підприємств та використовуються в навчальному процесі і в науково-дослідних роботах академії.

СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ

1. Ильюшин А. А. Механика сплошной среды: учебник. Изд. 2-е. перераб. и доп. Москва: Изд-во МГУ. 1978. 287 с.
2. Ильюшин А. А., Короткина М. Р. Труды (1946–1966) Т.2. Пластичность. Москва: Физматлит. 2004. 480 с. ISBN 5–9221–0364–4.
3. Bertram A. Elasticity and Plasticity of Large Deformations. Springer. 2012. 345 p.
4. Качанов Л. М. Основы теории пластичности. Москва: Наука. 1969. 20 с.
5. Смирнов-Аляев Г. А. Сопротивление материалов пластическому деформированию. Ленинград: Машиностроение. 1978. 368 с.
6. Чиченев Н. А., Кудрин А.Б., Полухин Л.И. Методы исследования обработки металлов давлением. Москва: Metallurgia. 1977. 312 с.
7. Хилл Р. Математическая теория пластичности. Москва: ГИТТЛ, 1956. 407 с.
8. Авицур Б., Пахля. Применение метода верхней границы к задачам плоской деформации при использовании полей скоростей прямолинейного и вращательного движения. Часть 1. Основные понятия. *Конструирование и технологии машиностроения*. 1986. 4. С. 146–154.
9. Алюшин Ю.А. Теория обработки металлов давлением: метод верхней оценки и его применение при решении задач обработки металлов давлением. Ростов-на-Дону: РИСХМ. 1977. 87 с.
10. Губкин С. И. Пластическая деформация металлов. Физикомеханические основы пластической деформации. Москва: Metallurgizdat. 1961. 376 с.
11. Воронцов А.Л. Технологические задачи теории пластичности. Том 1. Москва: Машиностроение-1. 2006. 474 с.

12. Воронцов А. Л. Теория и расчеты процессов обработки металлов давлением : учеб. пособие : в 2 т. Москва: Изд-во МГТУ им. Н. Э. Баумана. 2014. ISBN 978-5-70038-3916-4.
13. Губкин С.И. Теория обработки металлов давлением. Москва: Металлургиздат. 1947. 238 с.
14. Гун Г.Я. Теоретические основы обработки металлов давлением (Теория пластичности): учебник для вузов. Москва: Металлургия. 1980. 456 с.
15. Гун Г.Я. Математическое моделирование процессов обработки металлов давлением: учебное пособие для вузов. Москва: Металлургия. 1983. 352 с.
16. Данченко В. М., Гринкевич В. О., Головки О. М. Теорія процесів обробки металів тиском. Дніпропетровськ : Пороги. 2008. 370 с.
17. Джонсон У., Кудо Х. Механика процесса выдавливания металла. Пер. с англ. Москва: Металлургия. 1965. 174 с.
18. Джонсон У., Меллор П. Теория пластичности для инженеров. Пер. с англ. Москва: Машиностроение. 1979. 567 с.
19. Евстратов В.А. Теория обработки металлов давлением. Харьков: Вища школа. 1981. 248 с.
20. Алексеев Ю. Н. Вопросы пластического течения металлов. Харьков: Изд-во Харьк. ин-та. 1958. 188 с.
21. Ишлинский, А.Ю., Ивлев Д.Д. Математическая теория пластичности. М.: ФИЗМАТЛИТ. 2003. 704 с.
22. Евстратов В. А. Основы технологии выдавливания и конструирования штампов. Харьков: Вища школа. Изд-во при Харьк. ун-те. 1987. 144 с.
23. Томсен Э., Янг Ч., Кобаяши Ш. Механика пластических деформаций при обработке металлов. Москва: Машиностроение. 1969. 503 с.

24. Колмогоров В.Л. Напряжения, деформации, разрушение. Москва: Металлургия. 1970. 223 с.
25. Колмогоров В. Л. Механика обработки металлов давлением. Москва: Металлургия. 1986. 688 с.
26. Макушок Е.М., Сегал В.М., Калиновская Т.В. Новые методы исследования процессов обработки металлов давлением. Минск: Наука и техника. 1973. 296 с.
27. Унксов Е. П., Джонсон У., Колмогоров В. Л. [и др.] Теория пластических деформаций металлов. Москва: Машиностроение. 1983. 598 с.
28. Макушок Е.М., Матусевич А.С., Северденко В.П., Сегал В. М. Теоретические основыковки и горячей объемной штамповки. Минск: Наука и техника. 1968. 407 с.
29. Овчинников А. Г. Основы теории штамповки выдавливанием на прессах. Москва: Машиностроение. 1983. 200 с.
30. Огородников В. А. Деформируемость и разрушение металлов при пластическом формоизменении. Киев: УМК ВО. 1989. 152 с.
31. Огородников В.А. Оценка деформируемости металлов при обработке давлением. Киев: Вища школа, 1983. 175 с.
32. Сегал В. М. Технологические задачи теории пластичности. Минск: Наука и техника. 1977. 256 с.
33. Попов Е.А. Роль теории в повышении эффективности обработки металлов давлением и качестве продукции. *Качество и эффективность при листовой и объемной штамповке*. Москва. 1977. С. 9-15.
34. Прагер В., Ходж Ф.Г. Теория идеально пластических тел. Москва: Изд-во иностр. лит. 1956. 398 с.
35. Прагер В. Проблемы теории пластичности. Москва: Изд-во иностр. лит. 1956. 136 с.
36. Смирнов-Аляев Г. А., Чикидовский В. П. Экспериментальные исследования в обработке металлов давлением. Ленинград: Машиностроение. 1972. 360 с.

37. Степанский Л.Г. Расчеты процессов обработки металлов давлением. Москва: Машиностроение. 1982. 217 с.
38. Сторожев М.В., Попов Е. А. Теория обработки металлов давлением. Москва: Высшая школа. 1963. 424 с. (похоже с номером 39, только год разный)
39. Сторожев, М.В., Попов Е.А. Теория обработки металлов давлением. Москва: Машиностроение. 1977. 423 с. (похоже с номером 38, только год разный)
40. Томленов А. Д. Теория пластического деформирования металлов. Москва : Металлургия. 1972. 408 с.
41. Тарновский И.Я., Поздеев А.А., Ганаго О.А. [и др.]. Теория обработки металлов давлением. Москва: Металлургия. 1963. 672 с.
42. Голенков В.А., Яковлев С.П., Головин С.А., Яковлев С.С., Кухарь В. Д. Теория обработки металлов давлением: учебник для вузов. Москва: Машиностроение. 2009. 442 с.
43. Ренне И. П. Теоретические основы экспериментальных методов исследования деформаций методом сеток в процессах обработки металлов давлением. Тула : ТПИ. 1979. 96 с.
44. Леванов А.Н., Колмогоров В.Л. и др. Контактное трение в процессах обработки металлов давлением. Москва: Металлургия. 1976. 416 с.
45. Чудаков П.Д. О методе двухсторонних оценок при плоской деформации. *Прогрессивные технологические процессы обработки металлов давлением*. Москва : Машиностроение, ЭНИКМАШ. 1971. 24. С. 16-25.
46. Чудаков П.Д., Гусинский В.И. Пластическое течение неупрочняющегося материала при выдавливании конических утолщений. *Прогрессивные технологические процессы обработки металлов давлением*. Москва: Машиностроение, ЭНИКМАШ, 1971. 24. С. 69-76.
47. Шофман Л.А. Теория и расчеты процессов холодной штамповки. Москва: Машиностроение. 1964. 375 с.
48. Яковлев С.П., Кухарь В.Д. Штамповка анизотропных заготовок. Москва: Машиностроение, 1986. 136 с.

49. Богатов А.А., Мижирицкий О. И., Смирнов С. В. Ресурс пластичности металлов при обработке давлением. Москва: Металлургия. 1984. 144 с.
50. Грушко А. В. Карты материалов в холодной обработке давлением: монография. Винница : ВНТУ. 2015. 348 с.
51. Milenin A. Podstawy metody elementow skonczoneynch. Krakow : AGH, 2010. 172 s.
52. Дзугутов М. Я. Пластическая деформация высоколегированных сталей и сплавов. Москва: Металлургия. 1977. 480 с.
53. Дель Г. Д. Определение напряжений в пластической области по распределению твердости. Москва: Машиностроение. 1971. 200 с.
54. Малинин Н. Н. Прикладная теория пластичности и ползучести. Москва: Машиностроение. 1975. 400 с.
55. Матвийчук В. А., Алиев И. С. Совершенствование процессов локальной ротационной обработки давлением на основе анализа деформируемости металлов : монография. Краматорск : ДГМА. 2009. 268 с.
56. Михалевич В. М. Тензорні моделі накопичення пошкоджень. Винниця: «Універсум–Винниця». 1998. 195 с.
57. Калпин Ю.Г., Перфилов В.И., Петров П.А., Рябов В.А., Филиппов Ю. К. Сопротивление деформации и пластичность металлов при обработке давлением. Москва: Машиностроение. 2011. 244 с.
58. Сивак Р.І., Сивак І.О. Пластичность металлов при сложном нагружении. *Вісник Національного технічного університету України «Київський політехнічний інститут»*. 2010. 60. С. 129–132.
59. Смирнов В.С., Григорьев А.К., Пакудин В.П., Садовниченко Б.В. Сопротивление деформации и пластичность металлов (при обработке давлением). Москва: Металлургия. 1975. 272 с.

60. Aliiev I.S., Zhbakov I.G., Taghan L.V. Strong shear deformations in billet during heavy forging by special anvils. *XIII International scientific conference. New technologies and achievements in metallurgy and materials engineering*. Czestochowa. 2012. pp. 348–355.
61. Алиев И.С. Технологические возможности новых способов комбинированного выдавливания. *Кузнечно-штамповочное производство*. 1990. 2. С. 7–10.
62. Aliieva L., Zhbakov Y. Radial-direct extrusion with a movable mandrel. *Metallurgical and Mining Industry*. 2015. 11. pp. 175–183.
63. Огородников В.А., Деревенько И.А., Алиева Л.И. Ресурс пластичности металлов при холодном объемном формоизменении: монография. Винница: ВНТУ, ООО «Меркьюри-Подолье». 2016. 176 с. ISBN 978-966-2696-69-1.
64. Соколов Л. М., Алиев И. С., Марков О. Є., Алиева Л. І. Технологія кування: підручник для студентів вищих технічних навчальних закладів. Краматорськ: ДДМА. 2011. 268 с.
65. Хван Д. В., Томилов Ф. Х., Корольков В. И. Экспериментальная механика конечных деформаций. Воронеж: Изд-во «ЭЛИСТ». 1996. 248 с.
66. Бейгельзимер Я. Е., Варюхин В. Н., Эфрос Б. М. Физическая механика гидростатической обработки материалов. Донецк : Дон. физ.-техн. ин-т им. А. А. Галкина НАН Украины. 2000. 192 с.
67. Титов В.А. Злочевская Н.К., Ламашевский В.П. Некоторые закономерности формирования структуры и механических свойств многофазных сплавов в условиях интенсивных пластических деформаций. *Fizica i tehnica: procese, modele, experimente*. 2013. 1. С. 15-22. ISSN 1857-0437.
68. Dragobetskii V., Naumova E., Shapoval A., Shlyk S. and Moloshtan D. Improving The Operational Reliability Of Stamped Parts Of Electrical Engineering Machines And Electrical Products. *2019 IEEE International Conference on Modern Electrical and Energy Systems (MEES)*. 2019. pp. 506-509, doi: 10.1109/MEES.2019.8896532.

69. Abhari Payman. Computer-aided simulation to investigate material flow in combined-radial extrusion. *International Journal of Engineering Research and Advanced Technology (IJERAT)*. February 2018. 4. 2. pp. 24–28. ISSN: 2454-6135. DOI: 10.7324/IJERAT.2018.3187, Doiurl <http://dx.doi.org/10.7324/IJERAT.2018.3187> https://ijerat.com/index.php/admin/arc_hiveissue?issueid=410.

70. Тарасов А. Ф., Сагайда П. И., Красько З. А. Развитие методологии анализа и построения моделей систем на основе онтологического подхода. *Вісник Східноукраїнського національного університету ім. В. Даля*. 2013. 2(191). 1. С. 74–79.

71. Kukhar Volodymyr, Kurpe Oleksandr, Klimov Eduard, Balalayeva Elena, Dragobetskii Vladimir. Improvement of the Method for Calculation the Metal Temperature Loss on a Coilbox Unit at the Rolling on Hot Strip Mills. *International Journal of Engineering & Technology (UAE)*. 2018. 7 (4.3). pp. 35–39. <https://doi.org/10.14419/ijet.v7i4.3.19548>.

72. Markov O., Gerasimenko O., Aliieva L., Shapoval A. Development of the metal rheology model of high-temperature deformation for modeling by finite element method. *EUREKA: Physics and Engineering*. 2019. 2. pp. 52–60. <https://doi.org/10.21303/2461-4262.2019.00877>.

73. Anishchenko O.S., Kukhar V.V., Grushko A.V., Vishtak I.V., Prysiaznyi A.H., Balalayeva E.Yu. Analysis of the Sheet Shell's Curvature with Lamé's Superellipse Method during Superplastic Forming. *Materials Science Forum*. 2019. 945. pp. 531–537. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/MSF.945.531>.

74. Сосёнушкин Е.Н. Совершенствование технологической подготовки производства деталей холодной и полугорячей объемной штамповки. Москва: 1991. 108 с.

75. Алиева Л. И., Жбанков Я. Г. Перспективы развития процессов точной объемной штамповки. *Вісник ДДМА : зб. наук. праць*. Краматорськ: ДДМА. 2008. 1 (11). С. 13–19.

76. Басалаев Э. П., Басалаев Д. Э. Проблемы интенсификации процессов холодной обработки металлов давлением. *Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением*. 2000. 9. С. 20–23.

77. Найзабеков А. Б., Исаенко В. В. Анализ деформированного состояния и качества заготовок при ковке. *Известия вузов. Черная металлургия*. 1998. 2. С. 17–20.

78. Тюрин В. А. Дополнительные макросдвиги – технологические резервыковки. *Кузнечно-штамповочное производство*. 1993. 12. С. 8–9.

79. Сегал В. М., Резников В. И., Павлик Д. А. Технологические особенностиковки-протяжки с продольным сдвигом бойков. *Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением*. 1980. 1. С. 8–10.

80. Воропаева М. В. Возможности ИПД при прокатке: автореферат. Донецк: ДонНТУ. 2011. URL: <http://uran.dgtu.donetsk.ua/~masters/2011/fmf/voropaeva/diss/index.htm>.

81. Кухарь В. В. Профилирование заготовок продольным изгибом под объемную штамповку поковок с изогнутой осью : монография. Мариуполь: ПГТУ. 2016. 181 с.

82. Алифанов А.В., Захаревич Л.В., Макушок Е.М., Оленин Л.Д. Технологические процессы пластического деформирования в машиностроении. Минск: Наука и техника. 1989. 208 с.

83. Артес А. Э. Алюминиевые сплавы в производстве деталей механизмов и машин (Штампованные поковки). Методические указания. Москва: МГТУ «Станкин». 2004. 56 с.

84. Яковлев С.П., Чудин В.Н., Яковлев С.С., Соболев Я.А. Изотермическое деформирование высокопрочных анизотропных металлов. Тула: Машиностроение–1. 2003. 427 с.

85. Савчинский И.Г. Современные тенденции развития методов изотермического пластического деформирования. *Удосконалення процесів і*

обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні : зб. наук. пр.
Краматорськ: ДДМА. 2000. С. 154–156.

86. Слобода А.А., Круглов А.А., Астанин В.В. Комбинированное выдавливание защитной накладки для углепластиковой лопатки из ультрамелкозернистого титанового сплава. *Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением.* 2014. 12. С. 13–16.

87. Строганов Г. Б., Новиков И. И., Бойцов В. В. и др. Использование сверхпластичности в обработке металлов давлением. Москва: Машиностроение. 1987. 108 с.

88. Казаченок В. И. Штамповка с жидкостным трением. Москва: Машиностроение. 1978. 77 с.

89. Гречников Ф. В., Дмитриев А. М., Кухарь В. Д. и др. Прогрессивные технологические процессы холодной штамповки. Москва: Машиностроение, 1985. 184 с.

90. Гусинский В. И. О возможностях процессов холодного прессования. *Разработка и исследование технологических процессов ОМД.* Москва: Машиностроение. 1968. С. 45–56.

91. Оленин Л. Д. К выбору оптимальной заготовки под точную объемную штамповку. *Повышение точности и качества при штамповке.* Москва: МДНТП. 1975. С. 72–79.

92. Алиева Л. И. Совершенствование процессов комбинированного выдавливания : монография. Краматорск. 2018. 352 с.

93. Михаленко Ф.П., Шнейберг А.М., Кошелев О.С. и др. Экспериментальное исследование деформированного состояния при комбинированном обратном выдавливании стаканов. *Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением.* 2003. 3. С. 3–8.

94. Ёлкин Н.М. Технология холодной раскатки точных заготовок. *Кузнечно-штамповочное производство.* 1995. 1. С. 20–22.

97. Авдеев В. М., Аксенов Л. Б., Алиев И. С. и др. Изготовление заготовок и деталей пластическим деформированием Ленинград: Политехника. 1991. 351 с.

95. Агеев Н. П. Технологические возможности процессов объемной штамповки обкатыванием на сферодвижном прессователе. Предельные деформации. *Металлообработка*. 2002. 1. С. 25–31.

96. Алиев И. С., Матвийчук В. А. Развитие локальных методов обработки металлов давлением. *Обработка материалов давлением : сборник научных трудов*. Краматорск : ДГМА. 2008. 1 (19). С. 201–205.

97. Титов В.А., Лавриненков А.Д., Титов А.В. Обобщенная математическая модель взаимодействия инструмента и поверхностного слоя материала детали при выглаживании. *Обработка материалов давлением: сб. науч. тр.* 2013. 3 (36). С. 68–73.

98. Радченко С.Ю. Основные технологические процессы валковой штамповки. *Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением*. 2003. 4. С. 18–30.

99. Субич В.Н., Демин В.А., Шестаков Н.А., Власов А.В. Штамповка с кручением: монография. Москва: МГИУ. 2008. 389 с.

100. Neugebauer R. Umform- und Zerteiltechnik. *Manuskript. Herausgeber*. Chemnitz: Fraunhofer–institut IWU. 2005. 632 s.

101. Федоркевич В.Ф., Дибнер Ю.А. Особенности штамповки поковок из алюминиевых сплавов на кривошипных горячештамповочных прессах. *Кузнечно-штамповочное производство*. 2003. 10. С. 25-28.

102. Janssen S. Napf–Ruckwartsflie pressen von Magnesiumknetlegierungen. *Maschinenmark*. 2000. 23. P. 30–32.

103. Бейгельзимер Я.Е., Эстрин Ю.З., Кулагин Р.Ю. Синтез гибридных материалов: новая область применения методов интенсивной пластической деформации. *Обработка материалов давлением: сб науч.тр.* Краматорск: ДГМА. 2016. 1(42). С.77–83

104. Дмитриев А.М., Коробова Н.В. Изготовление поковок деталей из легированных сталей холодной штамповкой выдавливанием. *Заготовительные производства в машиностроении*. 2016. 2. С. 12–16.

105. Пат. 40973 Україна. В21J13/02. Штамп для виготовлення порожнин в заготовках з важкодеформуючих матеріалів. Калюжний В.Л., Калюжний О.В., Піманов В.В., Паляничко Є.М. опубл. 27.04.2009. Бюл. №8.

106. Піманов В.В. Інтенсифікація процесів холодного видавлювання порожнистих виробів із малопластичних сталей. *У МНТК «Теоретичні та практичні проблеми в обробці матеріалів тиском і якості фахової освіти» 19-23 травня 2014*. Київ. С. 90-91.

107. Чучин О.В., Алиева Л.И. Комбинированное последовательное радиально-прямое выдавливание полых деталей. *Совершенствование процессов и оборудования обработки давлением в металлургии и машиностроении: сб. науч. тр.* Краматорск: ДГМА. 2002. С. 352–355.

108. Geiger R. Precision forging by means of radial extrusion presses. *7th International congress Cold Forging*. Birmingham. 1985. P.117–125.

109. Евстифеев В.В. Научное обоснование, обобщение и разработка прогрессивных технологий холодной объемной штамповки: дис... д-ра техн. наук. 05.03.05. Москва: МГТУ им. Н.Э Баумана. 1994. 482 с.

110. Аксенов Л.Б. Системное проектирование процессов штамповки. Ленинград: Машиностроение. Ленингр. отд-ние. 1991. 240 с.

111. Азаров В.Г. Разработка методики проектирования технологических процессов одновременного выдавливания двух осесимметричных деталей: дис. канд. техн. наук: 05.16.05. Новокузнецк: СибГИУ. 2000. 205 с.

112. Chang S. C., Huang Ca., Yu S. Y., Chang Y., Han W. C., Shieh T. S., Chung H C., Yao H. T., Shyu G.D., Hou H.Y., Wang C.C., Wang W.S. Tube spinnability of AA 2024 and 7075 aluminum alloys. *J Mater Process Technol*. 1998;

80-81:676–682. <http://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0924013698001745>. doi: 10.1016/S0924-0136(98)00174-5.

113. Music O., Allwood J., Kawai K. A review of the mechanics of metal spinning. *J Mater Process Technol* 2010. 210(1). pp.3–23. URL:<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0924013609003094> doi: 10.1016/j.jmatprotec.2009.08.021.

114. Marini Daniele and Cunningham, David and Xirouchakis, Paul and Corney, Jonathan (2016). Flow forming : a review of research methodologies, prediction models and their applications. *International Journal of Mechanical Engineering & Technology*. 7(5). pp. 285-315. ISSN 0976-6359

115. Marini D., Cunningham D., Corney J.R. Near net shape manufacturing of metal: A review of approaches and their evolutions. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*. 2018. 232(4). pp. 650-669. doi:[10.1177/0954405417708220](https://doi.org/10.1177/0954405417708220)

116. Vilotić D., Plančak M., Kuzman K. Application of net shape and near-net shape forming technologies in manufacture of roller bearing components and cardan shafts. *J Technol Plast*. 2007. 32. pp.88–103.

117. Cai J., Dean T.A., Hu Z.M. Alternative die designs in net-shape forging of gears. *J Mater Process Tech*. 2004. 150. pp. 48–55.

118. Dirba S., Sawatzki O. Gutfleisch. Net-shape and crack-free production of Nd–Fe–B magnets by hot deformation. *Journal of Alloys and Compounds*. 589. 2014. pp. 301-306. ISSN 0925-8388. <https://doi.org/10.1016/j.jallcom.2013.11.188>

119. Соколов Л. Н. и др. Кузнецу-штамповщику: справочное пособие. Донецк: Донбасс. 1986. 144 с.

120. Алієв І.С. Методи пошуку нових технологічних способів видавлювання. *Теорія та практика обробки матеріалів тиском. Колективна монографія*. Запоріжжя: Мотор-Січ. 2016. С. 364-485. ISBN 978- 966-2906-60-8.

121. Гуменюк Ю. И., Кузнецов Д. П. Общая и специальная терминология ОМД на примере классификации основных видов процесса выдавливания. *Заготовительные производства в машиностроении*. 2005. 2. С. 26–35.

122. Євстратов В. О. Проблеми розробки національної технічної термінології в галузі обробки металів тиском. *Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні* : зб. наук. пр. Краматорськ: ДДМА. 2002. С. 48–56.

123. Евстифеев В.В., Подколзин Г.П. Методика построения геометрии инструмента при выдавливании конических стаканов. *Кузнечно-штамповочное производство*. 1978. 3. С. 11-13.

124. Овчинников А.Г., Хабаров А.В., Добряков Е.П. Штамповка прямым выдавливанием с раздачей. *Кузнечно-штамповочное производство*. 1985. 4. С. 4-6.

125. Хабаров А.В., Овчинников А.Г., Либеров Ю.П. и др. Особенности механизма пластического деформирования в процессе прямого выдавливания с раздачей. *Кузнечно-штамповочное производство*. 1990. 3. С. 2-5.

126. Басовский Л.Е. Холодное обратное выдавливание цилиндрических стальных деталей. *Кузнечно-штамповочное производство*. 1989. 6. С. 17-19.

127. Алиева Л. И. Процессы комбинированного деформирования и выдавливания. *Обработка материалов давлением*. Краматорск: ДГМА. 2016. 1 (42). С. 100–108.

128. Kalyuzhnyi V.L., Aliieva L.I., Kartamyshev D.A., Savchinskii I.G. Simulation of Cold Extrusion of Hollow Parts. *Metallurgist*. 61. 5-6. Sept. 2017. pp.359–365. <https://doi.org/10.1007/s11015-017-0501-1>.

129. Rowell D.W. A new process for extruding large tubes. *Wire industry*. 1976. 43. 515. pp. 903-06.

130. Шестаков Н.А. Расчётная модель прессования труб по методу «RAFLO». *Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні: тематич. зб. наук. пр.* Краматорськ: ДДМА. 2002. С. 324-330.

131. Jafarzadeh H., Zadshakoyan M., Abdi E. Sobbouhi Numerical studies of some important design factors in radial–forward extrusion process. *Materials and Manufacturing Processes*. 2010. 25. P. 857–863.

132. Yong Xue, Bing Bai, Suaisuai Chen, Hong Li et al. Study on processing and structure property of Al-Cu-Mg-Zn alloy cup-shaped part produced by radial-backward extrusion. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. Heidelberg. 2018. 95. 1–4. P. 687–696. DOI:10.1007/s00170-017-1073-8.

133. Shatermashhadi V., Sanei M., Manafi B., Abrinia K., Faraji G., Sanei M. Development of a novel method for the backward extrusion. *Materials and Design*. 2014. 62. pp. 361–366. <http://dx.doi.org/10.1016/j.matdes.2014.05.022>

134. Farhouman A., Khoddam S., Hodgson P. D. A study of plastic deformation during axisymmetric forward spiral extrusion and its subsequent mechanical property changes. *Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering*. 2012. 20. 8. P. 1–15. <https://doi.org/10.1088/0965-0393/20/8/085005>.

135. Murata M., Kuboki T., Kobayashi M., Yamazaki H. Influence of Billet Material of Extruded Circular Tube with Spiral Projections on Inside Wall. *Metal forming*. Krakow. 2012. pp. 463–466.

136. Jamali S. S., Faraji G., Abrinia K. Hydrostatic radial forward tube extrusion as a new plastic deformation method for producing seamless tubes. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. January 2017. 88. 1–4. pp. 291–301. <https://doi.org/10.1007/s00170-016-8754-6>.

137. Калюжний О.В. Інтенсифікація процесу холодної роздачі трубчастих заготовок конічним пуансоном. *Вісник Нац. техн. ун-ту «ХПІ» : зб. наук. пр. Темат. вип. : Нові рішення в сучасних технологіях*. Харків : НТУ «ХПІ». 2013. 43 (1016). С.126-131.

138. Калюжний О. В., Куліков І. П. Вплив радіуса заокруглення конусної матриці спеціального профіля на формоутворення та розміри виробів з горловиною при закритому обтиску трубчастих заготовок. *Вісник Нац. техн. ун-ту «ХПІ» : зб. наук. пр. Сер. : Інноваційні технології та обладнання обробки*

матеріалів у машинобудуванні та металургії. Харків : НТУ «ХПІ». 2016. 31 (1203). С. 42-49.

139. Алиев И.С., Савченко О.К., Чучин О.В. Технологические возможности радиально-прямого выдавливания. *Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением*. 2007. 11. С. 21–25.

140. Дмитриев А. М., Воронцов А. Л. Технологияковки и объемной штамповки. Часть 1. Объемная штамповка выдавливанием: учебник для вузов. Москва: Машиностроение–1. 2005. 500 с.

141. Аксененко А.Ю., Коробова Н.В., Дмитриев А.М. Анализ различных методов разработки процесса изготовления корпусных деталей комбинированным выдавливанием. *Компьютерные системы и моделирование*. 2014. 6. 6. С. 967–974.

142. Оленин Л.Д. К расчету технологических переходов при холодной двусторонней прошивке в принудительно перемещаемом контейнере. *Кузнечно-штамповочное производство*. 1995. 2. С. 8–12.

143. Денищев Т.В., Дмитриев А.М., Коробова Н.В., Попов Н.Е. Исследование влияния технологических параметров на разностенность при комбинированном выдавливании крупногабаритных поковок типа «стакан». *Заготовительные производства в машиностроении*. 2012. 2. С. 16–22.

144. Денищев Т.В., Коробова Н.В. Исследование влияния схемы комбинированного выдавливания на разностенность. *Инженерные системы. 2010: Сборник трудов международной научно-практической конференции*. 2010. С. 118–122.

145. Катрич Ю. П., Петров А. Н., Петров П. А. Комбинированное выдавливание сдвигом. *Обработка материалов давлением : сборник научных трудов*. Краматорск: ДГМА. 2010. 1 (22). С. 148–154.

146. Lee D.J., Kim D.J., Kim B.M. New processes to prevent a flow defect in the combined forward–backward cold extrusion of a piston–pin. *Journal of Materials Processing Technology*. 2003. 139. pp. 422–427.

147. Yamin Hu, Zhouyi Lai, Yucheng Zhang. The study of cup-rod combined extrusion processes of magnesium alloy (AZ61A). *Journal of Materials Processing Technology*. 187–188. 2007. pp. 649–652.

148. Lee H.I., Hwang B.C., Bae W.B. A UBET analysis of non-axisymmetric forward and backward extrusion. *Journal of Materials Processing Technology*. 113. 2001. pp. 103–108.

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

150. Александров А.А., Евстифеев В.В., Ковальчук А.И., Евстифеев А.В. Математическое моделирование процесса поперечного выдавливания конических фланцев на трубной заготовке. *Вестник СибАДИ*. 2012. 6 (28). С. 93-98.

151. А.с. 1355341. СССР. В25 J 5/08. Штамп для высадки утолщений на заготовках. Евстифеев В.В., Кокоулин В.П., Лобас В.Н., Александров А.А. 3994280/31-27; заявл.23.12.85; опубл. 30.11.87, Бюл., 1987. 44.

152. Кузнецов Г.В., Мирошниченко В.М., Канзберг Ю.М. Комбинированное выдавливание деталей с фланцами. *Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением*. 1974. 5. С. 21–23.

153. Бовтало Я. Н. Разработка технологического процесса изготовления осесимметричных деталей с фланцем с применением комбинированного трёхстороннего выдавливания: автореф. дис. ... канд. тех. наук: 28.10.11. МГТУ «Станкин». Москва. 2011. 20 с.

154. Лобанов А. И. Совершенствование технологических режимов и конструктивных параметров оснастки для малоотходной штамповки в разъёмных матрицах : дис. ... канд. техн. наук : 05.03.05 – процессы и машины обработки давлением. Краматорск : ДГМА. 2006.

155. 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. Краматорск. 2014. 264 с.

156. Игнатенко В.Н. Совершенствование технологии комбинированного выдавливания полых деталей с фланцем с учётом механических свойств: автореф. дис. канд. техн. наук: 05.03.05. Москва: МГТУ «МАМИ». 2009. 19 с.

157. Lee H. Y., Hwang B. B., Lee S. H. Forming load and deformation energy in combined radial backward extrusion process. *Proceedings of the Int. Conf. "Metal Forming 2012"* 16-19.09.2012. AGH. Krakow. pp. 487–490.

158. Филиппов Ю.К., Ерфилов В.И., Петров П.А. Кинематический анализ процесса комбинированного выдавливания детали типа стакан с внутренней и внешней конической поверхностью. *Сборник научных трудов*. Тула. 1999. 1. С. 102–108.

159. Jeong-hoon Noh, Beong Bok Hwang, Ho Yong Le. Influence of Punch Face Angle and Reduction on Flow Mode in Backward and Combined Radial Backward Extrusion Process. *Metals and Materials International*. 2015. 21. 6. pp.1091–1100. doi: 10.1007/s12540-015-5276-y.

160. Aliiev I., Aliieva L., Grudkina N., Zhbakov I. Prediction of the variation of the form in the processes of extrusion. *Metallurgical and Mining Industry: Scientific and Technical Journal*. 2011. 3. 7. P. 17–22.

161. Алієва Л. І., Абхарі П. Б., Малій Х. В., Самоглядов А. Д., Шимко О. І. Формоутворення пористих деталей способами комбінованого видавлювання. *Вісник ДДМА*. 2019. 2 (46). С. 51–58.

162. Алиев И. С., Солодун Е. М., Крюгер К., Йеше Ф. Анализ процессов комбинированного выдавливания стержневых деталей. *Ресурсозберігаючі технології виробництва та обробки тиском матеріалів у машинобудуванні: зб. наук. пр.* Луганськ : Вид-цтво СУДУ. 2000. С. 8–13.

163. Малій Х. В. Удосконалення процесів виготовлення стрижневих деталей з фланцем на основі застосування способів радіально-поздовжнього видавлювання: дис. ... канд. техн. наук : 05.03.05 : захищена 22.12.2017. Краматорськ. 2017. 242 с.

164. Шкіра О. В. Удосконалення технологічних процесів штампування деталей з фланцем та відростком на основі використання способів комбінованого видавлювання: дис. ... канд. техн. наук : 05.03.05 : захищена 02.12.2016. Краматорськ. 2016. 246 с.

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

166. Farhoumand A., Ebrahimi R. Experimental investigation and numerical simulation of plastic flow behavior during forward-backward-radial extrusion process. *Progress in Natural Science: Materials International*. 2016. 26. 6. P. 650–656. <https://doi.org/10.1016/j.pnsc.2016.12.005>.

167. Алиева Л. И., Шкира А. В., Гончарук К. В. Применение математического аппарата для определения энергосиловых характеристик комбинированного трехстороннего выдавливания. *Научный Вестник ДГМА*. 2015. 2 (17E).

168. Jafarzadeh, H., Barzegar, S. & Babaei, A. Analysis of Deformation Behavior in Backward-Radial-Forward Extrusion Process. *Trans Indian Inst Met* 68. 191–199 (2015). <https://doi.org/10.1007/s12666-014-0441-4>

169. Сосенушкин Е.Н. Поддержка принятия технических решений при групповом методе штамповки поковок. *Кузнечно-штамповочное производство. Обработка металлов давлением*. 2005. 9. С.9-16.

170. Сосенушкин Е.Н. Прогрессивные процессы объемной штамповки Москва: Машиностроение. 2008. 480 с. ISBN 5-217-03346-0.

171. Соколовский В.В. Теория пластичности. Москва: Высшая школа. 1969. 608 с.

172. Алюшин Ю.А., Еленев С.А., Кузнецов С.А., Кулик Н.Ю. Энергетическая модель обратимых и необратимых деформаций: учеб. пособие для вузов. Москва: Машиностроение. 1995. 128 с.

173. Барыльников В.В. Расчеты процессов обработки металлов давлением на основе кинематически возможных полей скоростей: автореф. дис... канд. техн. наук. Новокузнецк: СМИ. 1985. 16 с.

174. Алиев И.С. Верхняя оценка усилий деформирования при поперечном выдавливании. *Обработка металлов давлением*. Ростов-на-Дону : РИСХМ. 1978. С. 123–134.

175. Мороз Б.С. Кинематически возможные поля скоростей в процессах выдавливания, интенсифицированных трением. *Матер, науч.-технич. конф. «Оптимизация металлосберегающих процессов при обработке металлов давлением»*. Ростов-на-Дону: РИСХМ. 1989. С. 91-99.

176. Резников Ю.Н. Особенности расчета заготовок для поковок, изготавливаемых объемной штамповкой. *Обработка металлов давлением. Межвуз. сб.* Ростов-на-Дону: РИСХМ. 1980. С. 71-75.

177. Цыпина М.Н., Ренне И.П. О точности определения локальной деформации сдвига на линии разрыва скорости. *Исследования в области пластичности и обработки металлов давлением. Сб. науч. Статей*. Тула: Приокское книжное изд-во. 1968. С. 263-268.

178. Алиева Л. И., Титов А. В., Корденко М. Ю. Моделирование процессов поперечного бокового выдавливания. *Обработка материалов давлением*. 2019. 1 (48).

179. Солодун Е.М. Совершенствование процессов точной объемной штамповки ступенчатых стержневых деталей с фланцем : дис. ... канд. техн. наук : 05.03.05 – процессы и машины обработки давлением. Краматорск: ДГМА. 2003.

180. Алієва Л. І. Розвиток наукових основ і розробка ресурсозберігаючих процесів об'ємного формоутворення на основі способів комбінованого деформування: дис. ... д-р. техн. наук : 05.03.05 : захищена 28.03.2018. Краматорськ. 2017. 632 с.

181. Евдокимов А.К., Антонкина К.А. Комбинированное выдавливание с противодавлением. *Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением*. 2012. 12. С. 6–12.

182. Aliieva L., Grudkina N., Zhbankov I. Analysis of billet deformation during the combined radialbackward extrusion. *New technologies and achievements in metallurgy and materials engineering*. Czestochowa : Quick-druk. 2012. pp. 389–396.

183. Шестаков Н.А. Энергетические методы расчёта процессов обработки металлов давлением: учебное пособие. Москва: МГИУ, 1998. 125 с.

184. Алюшин Ю.А., Ерастов В.В., Барыльников В.В. Построение кинематически возможных полей скоростей из жестких блоков для процессов трехмерной деформации. *Известия ВУЗов. Черная металлургия*. 1984. 6. С. 60-63.

185. Ерастов В.В., Барыльников В.В., Почетуха В.В. Применение варьируемых параметров кинематического характера для расчетов процессов объемного деформирования методом верхней оценки. *Известия ВУЗов. Черн. металлургия*. 1990. 12. С. 29-32. !

186. Бережной В.Л., Журавлев А.З., Пасхалов А.С., Ураждин В.И. Методика анализа многоканального прессования с активным действием сил трения. *Обработка металлов давлением: Межвуз. сб. науч. трудов*. Ростов-на-Дону: РИСХМ. 1980. С. 182-187.

187. Березовский Б.Н. Применение функций тока и треугольного элемента второго порядка для анализа процессов осесимметричной деформации. *Известия ВУЗов. Черная металлургия*. 1989. 8. С. 58-62.

188. Пеев, В.М., Ураждин В.И., Сидоренко Н.А. Анализ энергосиловых и кинематических параметров процесса ХОШ модификацией метода UВЕТ.

Межвуз. сб. науч. трудов: Оптимизация металлосберегающих процессов при обработке металлов давлением. Ростов-на-Дону: РИСХМ. 1989. С. 61-68.

189. Ураждин В.И., Ураждина Л.С. Расчеты технологических задач теории пластичности методом конечных элементов первого порядка. Метод, рук-во. Ростов-на-Дону: РИСХМ. 1980. 28 с.

190. Ян Д., Ким Дж., Лим К. Исследование процесса комбинированного выдавливания методом верхней оценки с применением произвольно ориентированных треугольных элементов. *Конструирование и технология машиностроения.* 1985. 107. 2. С. 116–123.

191. Березовский Б.Н., Ураждин В.И. Решение объемной задачи пластического течения методом конечных элементов. *Обработка металлов давлением. Межвуз. сб.* Ростов-на-Дону: РИСХМ. 1980. С. 19-27.

192. Çan Yılmaz, Altınbalık Tahir, Akata H. Erol. A study of lateral extrusion of gear like elements and splines. *Journal of Materials Processing Technology.* 2005. 166. 1. 15 July 2005. pp. 128-134 <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2004.08.008>.

193. Оленин Л.Д. Анализ комбинированного выдавливания через три канала в режиме управления течением (квазистационарная стадия). *Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением.* 1997. 2. С. 25–29.

194. Головин В. А. Разработка и исследование процессов холодной объемной штамповки полых осесимметричных деталей сложной формы. *Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением.* Москва : МГТУ «Станкин». 2005. 11. С. 35–38.

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

196. Евстифеев А.В., Александров А.А., Евстифеев В.В., Завьялов И.И. Использование унифицированных расчетных схем при проектировании

процессов точной объемной штамповки Вестник Сибирской государственной автомобильно-дорожной академии. 2013.

197. Зенкевич О. Метод конечных элементов в технике : пер. с англ. Москва: Мир. 1975. 541 с.

198. Макклиток Ф., Аргон А. Деформация и разрушение металлов : пер. с англ. Москва: Мир. 1970. 443 с.

199. Свирид Г. П. Численное исследование осесимметричных вязкопластических течений методом конечных элементов. 1973. XVII. 9. С. 819–821.

200. Биба Н.В., Стебунов С.А., Гладков Ю.А., Мордвинцев П.С. QForm – универсальная и эффективная программа для моделированияковки и штамповки. *Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением*. 2011. 1. С. 36–42.

201. Monaghan J. An investigation of plane-strain lateral extrusion to form components having staggered branches. *Journal of Materials Processing Technology*. 1998. 77. pp. 305–313.

202. Fereshteh-Saniee F., Daneshzad-Moghaddam B. A new CAD system for finisher die design of an axisymmetric forging component with arbitrary profile. *J. Mater. Process. Technol.* 2004. 153-154. pp. 157-163.

203. Биба Н.В., Стебунов С.А. Разработка и совершенствование технологииковки и штамповки с помощью QForm3D. *Кузнечно-штамповочное производство : Перспективы и развитие : сб. научных трудов*. Екатеринбург: ГОУ ВПО «УГТУ–УПИ». 2005. 884 с. ISBN 5-321-00-172-3.

204. Данченко В.М., Миленин А.А., Кузьменко В.И. и др. Компьютерное моделирование процессов обработки металлов давлением. Численные методы. Днепропетровск: Системные технологии. 2005. 448 с.

205. Таупек И.М., Кабулова Е.Г., Положенцев К.А., Лисовский А.В., Макаров А.В. Общее руководство по работе с инженерным программным комплексом DEFORM. Старый Оскол: ООО ИПК «Кириллица». 2015. 217 с.

206. Лежнев С., Панин Е. Использование программного комплекса DEFORM 2D/3D в научной работе и учебном процессе. *САПР и графика*. Москва: Изд-во ООО «Компьютер Пресс». 2009. 5 (151). 345 с

207. Степанский Л. Г. Об опытной проверке результатов компьютерного моделирования процессов пластического деформирования. *Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением*. 2001. 6. С. 36–40.

208. Александров А.Я., Ахметзянов М.Х. Поляризационно-оптические методы механики деформируемого твердого тела. М.: Наука, 1973. 576 с.

209. Воронцов В.К., Полухин П.И. Фотопластичность. Применение метода к исследованию процессов обработки металлов давлением. М.: Metallurgy, 1969. 400 с.

210. Третьяк В.В., Долматов А.И., Федорова А.С., Бреус С.В. Разработка программного комплекса для расчета параметров импульсной объемной штамповки. *Вестник двигателестроения*. 2014. С. 176–180. С . 179-184.211. Джонсон Н., Лион Ф. Статистика и планирование эксперимента в технике и наук. *Методы планирования эксперимента*. Москва: Мир. 1981. 520 с.

212. Новик Ф.С., Арсов Я.Б. Оптимизация процессов технологии металлов методами планирования экспериментов. Москва: Машиностроение. София: Техника. 1980. 304 с.

213. Грудев А.П., Зильберг Ю.В., Тилик В.Т. Трение и смазки при обработке металлов давлением. Справочник. Москва: Metallurgy. 1982. 312 с.

214. Леванов А.Н. Методика испытаний контактного трения в процессах обработки металлов давлением. *Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением*. 2013. 2. С. 26–34.

215. Евстратов В.А., Кузьменко В.И., Кузьменко Е.А. Методика исследования трения и его учета в процессах холодной объемной штамповки.

Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 2000. 8 С. 3–7.

216. Алиев И. С. Крюгер К. К вопросу изучения контактного пластического трения. *Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні : зб. наук. пр.* Краматорськ: ДДМА. 2002. С. 112–120.

217. Алиев И. С., Крюгер К. Методы и устройства для исследования контактного пластического трения при объемном пластическом деформировании. *Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением.* 2008. 1. С. 3–10.

218. Arentoft M., Bay N., Tang P.T., Jensen J.D. A new lubricant carrier for metal forming. *CIRP Annals – Manufacturing Technology.* 58. 2009. pp.243-246.

219. Алиева Л. И., Лобанов А. И. Исследование контактного трения в процессе холодного выдавливания. *Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку. Матеріали III МНТК.* Краматорськ. 2005. С. 99–101.

220. А.с. 1196091 СССР, МКИ В21 J 13/02. Устройство для исследования условий деформирования. Алиев И.С., Богоявленский К.Н. № 3811916/25-27. Заявл. 10.11.84. 1985. № 45.

221. Пат. 105542 Україна. МПК G 01 N 3/08, В 21 J 13/00. Пристрій для дослідження умов контактного тертя. Алієва Л.І. u201508939; заявл. 16.09.2015; опубл. 16.09.2015. Бюл. 6.

222. Алиева Л. И. Образование дефектов деталей в процессах холодного выдавливания. *Вісник ХНТУ.* Херсон. 2016. 4.2 С. 18–27.

223. Алиев И. С., Крюгер К. Прогнозирование дефектообразования при выдавливании. *Теория, технология оборудования и автоматизация обработки металлов давлением и резанием: сб. науч. тр.* Тула, 1999. 1. С. 287–291.

224. Алієва Л. І., Огородніков В. А., Грушко О. В. Оцінка технологічної деформівності при обробці металів тиском з урахуванням схем напруженого

стану. *Научный Вестник ДГМА*. Краматорск: ДГМА. 2015. 1 (16E). С. 4–21. –
Электронный доступ: [http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/science_vesnik/№1\(16E\)_2015/article/3.pdf](http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/science_vesnik/№1(16E)_2015/article/3.pdf).

225. Сивак И.О. Пластичность металлов при холодной пластической деформации. *Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні : зб. наук. пр.* Краматорськ–Слов’янськ, 2000. С. 168–171.

226. Ogorodnikov V. A., Derevenko I. A., Sivak R. I. On the Influence of Curvature of the Trajectories of Deformation of a Volume of the Material by Pressing on Its Plasticity Under the Conditions of Complex Loading. *Materials Science*. 2018. 54. 3. pp. 326–332. DOI: 10.1007/s11003-018-0188-x.

227. Дель Г.Д., Огородников В.А., Нахайчук В.Г. Критерий деформируемости металлов при обработке давлением. *Изв. ВУЗов. Машиностроение*. 1975. 4. С. 19–24.

228. Дель Г.Д. Пластичность деформированного металла. *Физика и техника высоких давлений*. 1983. 11. С. 28–32.

229. Shtern M. B., Kuzmov A. V. Effect of a Third Invariant on the Properties and Structure of Constitutive Relationships for Powder Materials. *Powder Metallurgy and Metal Ceramics*. 42. 7–8. July, 2003. pp. 329–335.

230. Wierzborski T., Bao Y., Lee W. Y., Bai Y. Calibration and evaluation of seven fracture models. *International Journal of Mechanical Sciences*. 2005. 47. P. 719–743.

231. Алиева Л. И. Проектирование процессов холодного выдавливания деталей с фланцами. *Научный вестник Донбасской государственной машиностроительной академии*. 2016. 3. С. 19-27. Режим доступа: http://nbuv.gov.ua/UJRN/nvdgma_2016_3_5.

232. Джонс Дж. К. Методы проектирования. Москва: Мир. 1986. 326 с.

233. Евстратов В.А., Кузьменко В.И., Торяник В.В. и др. Методологическая база САПР переналаживаемых штампов для выдавливания.

Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 1992. 1. С. 10–11.

234. Бабічева О. Ф., Єсаулов С. М. Автоматизоване проектування електромеханічних пристроїв, компонентів цифрових систем керування та діагностичних комплексів : навч. посібник. Харків : ХНУМГ ім. О. М. Бекетова, 2018. 355 с. ISBN 978-966-695-458-2

235. Алиева Л. И., Лобанов А.И., Борисов Р.С., Савчинский И.Г. Методика расчета и проектирования процессов выдавливания в разъемных матрицах. *Nowe technologie i osiagniecia w metargii i inzenierii materialowej V Miedz. konf. naukowa.* Czenstchowa. 2004. S. 383–391.

236. Абхари П.Б., Алиева Л.И., Алиев И.С., Еремина А.А. Разработка штампов для выдавливания в разъемных матрицах. *Обработка материалов давлением : сб. науч. тр.* Краматорск: ДГМА. 2016. 1(42). С. 223–231.

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

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

239. Алиева Л. И., Мартынов С. В., Грудкина Н. С., Мясущкин Е. А. Возникновение утяжин при прямом выдавливании на оправке. *І научно-техническая конференция «Энергомашспецсталь – 2007».* Краматорск : ПАО «Энергомашспецсталь». 2007. С. 33–35.

240. Алієва Л. І., Алієв І. С., Грудкіна Н. С., Малій Х. В. Моделювання процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання деталей з фланцем. *Обработка материалов давлением.* 2019. 1 (48). С. 23–34.

241. Чудаков П. Д. Верхняя оценка мощности пластической деформации с использованием минимизирующей функции. *Известия вузов. Машиностроение*. 1992. 9. С. 13–15.

242. Hrudkina N., Aliieva L., Markov O., Marchenko I., Shapoval A., Abhari P., Kordenko M. Predicting the shape formation of hollow parts with a flange in the process of combined radial-reverse extrusion. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. 2020. 4/(106). P. 55–62. <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2020.203988>

243. Алиева Л.И., Мартынов С.В., Грудкина Н.С., Комирченко А.Д. Технологическая деформируемость при штамповке стаканов с фланцем. *Научный Вестник ДГМА*. Краматорск: ДГМА. 2013. 1 (11Е). С. 20–24. URL : [http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/science_vesnik/%E2%84%961\(11%D0%95\)_2013/article/5.pdf](http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/science_vesnik/%E2%84%961(11%D0%95)_2013/article/5.pdf)

244. Zhang X., Cui J., Chen W., Li Y. A criterion for void closure in large ingots during hot forging. *J. Mater. Process. Tech.* 209 (2009) pp.1950–1959.

245. Білей П., Адамовський М., Ханік Я., Довга Н., Сорока Л. Методологія наукових досліджень технологічних процесів. Львів: Видав. НУ «Львівська політехніка». 2003. 352 с.

246. Поліщук Є.С., Дорожовець М.М., Яцук В.О., Ванько В.М., Бойко Т.Г. Метрологія та вимірювальна техніка: підручник. Львів: Видавництво «Бескід Біт». 2003. 544 с.

247. Hrudkina N. S., Aliieva L. I. Modeling of cold extrusion processes using kinematic trapezoidal modules. *FME Transactions*. 2020. 48. 2. P. 357–363. [doi:10.5937/fme2002357H](https://doi.org/10.5937/fme2002357H)

248. Hrudkina N., Aliieva L., Abhari P., Kuznetsov M., Shevtsov S. Derivation of engineering formulas in order to calculate energy-power parameters and a shape change in a semi-finished product in the process of combined extrusion.

Eastern-European Journal of Enterprise Technologies. 2019. 2. 7 (98). P. 49–57.
<https://doi.org/10.15587/1729-4061.2019.160585>

249. Грудкіна Н. С. Оцінка формоутворення порожнистих деталей з фланцем у процесі радіально-зворотного видавлювання енергетичним методом. *Обработка материалов давлением.* 2019. 2 (49). С. 41–46. DOI: 10.37142/2076-2151/2019-2(49)41

250. Aliieva L., Hrudkina N., Aliiev I., Zhbankov I., Markov O. Effect of the tool geometry on the force mode of the combined radial-direct extrusion with compression. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies.* 2020. 2/1 (104). P. 15–22. <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2020.198433>

251. Грудкіна Н. С. Особливості моделювання процесів радіально-поздовжнього видавлювання із використанням трикутних кінематичних модулів. *Вісник КрНУ імені Михайла Остроградського.* 2020. 2 (121). С. 116–121. DOI: 10.30929/1995-0519.2020.2.110-115

252. Грудкіна Н. С. Аналіз вбудовуваності осьового трапецеїдального кінематичного модуля з нижньою похилою межею в розрахункові схеми моделювання процесів поздовжньо-поперечного видавлювання. *Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії: зб. наук. пр.* Харків : НТУ «ХПІ». 2020. 2 (1356). С. 7–12. ISSN 2519-2671.

253. Грудкіна Н.С. Моделювання процесів холодного видавлювання енергетичним методом із використанням кінематичних модулів складної конфігурації. *Матеріали VI Міжнародної науково-практичної конференції «Сучасні технології промислового комплексу – 2020».* Херсон: ХНТУ. 2020. С. 97–100.

254. Грудкіна Н., Марков О. Математичне моделювання процесів холодного видавлювання зі складною конфігурацією інструменту. *Технічні науки та технології.* 2020. 3 (21). С. 89–97. DOI: 10.25140/2411-5363-2020-3(21)-89-97

255. Hrudkina N., Aliieva L., Markov O., Kartamyshev D., Shevtsov S., Kuznetsov M. Modeling the process of radial-direct extrusion with expansion using a triangular kinematic module. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. 2020. 3/1 (105). P. 17–22. <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2020.203989>

256. Грудкіна Н. С. Математичне моделювання процесів радіально-поздовжнього видавлювання з використанням трапецеїдальних кінематичних модулів. *Вісник КрНУ імені Михайла Остроградського*. 2020. 4 (123). С. 78–83. DOI: 10.30929/1995-0519.2020.4.78-83

257. Грудкіна Н.С., Алієва Л.І. Моделювання процесів комбінованого видавлювання із використанням трапецеїдальних криволінійних кінематичних модулів. *Вісник ХНТУ*. Херсон. 2020. 1(72). 1. С. 35–42. DOI: <https://doi.org/10.35546/kntu2078-4481.2020.1.1.3>

258. Левченко В.М., Алієв І.С., Суховірська Л.С. Моделювання процесів видавлювання з розділеним осередком деформації. *Университетская наука – 2020 : Международная научно-техническая конференция : тезисы докладов : в 4 т. Т. 1 : факультеты : металлургический, энергетический ГВУЗ «ПГТУ»*. Мариуполь : ПГТУ, 2020. С. 80–81.

259. Hrudkina N., Aliieva L., Markov O., Malii K., Sukhovirska L., Kuznetsov M. Predicting the shape formation of parts with a flange and an axial protrusion in the process of combined aligned radial-direct extrusion. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. 2020. 5/1 (107). P. 110–117. doi: <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2020.212018>

260. Алиева Л. И., Мартынов С. В., Грудкина Н. С. Напряженно-деформированное состояние при холодном выдавливании втулок с внутренним фланцем. *Кузнечно-штамповочное производство*. 2011. 9. С. 18–21.

261. Мартынов С. В. Совершенствование технологии и оснастки холодной объемной штамповки трубчатых деталей с внутренними фланцами :

дис. ... канд. техн. наук : 05.03.05 – процессы и машины обработки давлением. Краматорск: ДГМА, 2014.

262. Алиев И. С., Грудкина Н. С., Мартынов С. В. Определение сил раскрытия оправки при радиальном выдавливании внутренних фланцев. *Обработка материалов давлением: сб. науч. пр.* Краматорськ: ДДМА. 2009. 1 (20). С. 30-35.

263. Алиева Л. И., Картамышев Д. А., Грудкина Н. С., Чучин О. В. Технологические процессы изготовления полых деталей на основе способов комбинированного выдавливания. *Обработка материалов давлением.* 2018. 1 (46). С. 22–28.

264. Грудкіна Н. С. Верхня оцінка приведенного тиску деформування осьового трапецеїдального кінематичного модуля з нижньою похилою межею. *Вісник ДДМА.* 2019. 3 (47). С. 21–27.

265. Грудкіна Н. С. Математичне моделювання процесів холодного видавлювання із використанням кінематичних модулів складної конфігурації. *Обработка материалов давлением.* 2020. 1 (50). С. 45–49.

266. Алиева Л. И., Грудкина Н.С., Крюгер К. Моделирование процесса радиально-обратного выдавливания полых деталей. *Mechanics and Advanced Technologies.* 2017. 1 (79). С. 91–99. DOI: <http://dx.doi.org/10.20535/2521-1943.2017.79.95873>

267. Грудкіна Н. С. Пошук прийомів спрощення попередньої оцінки формозмінення напівфабрикату у процесах комбінованого видавлювання з декількома степенями свободи течії. *Матеріали Міжнародної науково-технічної конференції «Університетська наука-2019» 16–17 травня 2019 року.* Маріуполь: ПДТУ. 2019. 1. С. 61–62.

268. Грудкіна Н. С., Алієв І. С., Алієва Л. І., Таган Л. В. Використання кінематичних параметрів для оптимізації силових характеристик процесів комбінованого суміщеного видавлювання. *Матеріали Міжнародної науково-*

технічної конференції «Університетська наука-2020» 20–21 травня 2020 року. Маріуполь : ПДГУ. 2020. С. 85–87.

269. Грудкіна Н.С. Оцінка силового режиму у процесах холодного видавлювання із використанням кінематичних модулів складної конфігурації. *Матеріали XI Міжнародної науково-технічної конференції «Теоретичні та практичні проблеми в обробці матеріалів тиском і якості фахової освіти», присвяченої 90-річчю кафедри ОМТ*. Київ. 2020. С. 416–419.

270. Laptev A. M., Perig A. V., Vyal O. Yu. Analysis of equal channel angular extrusion by upper bound method and rigid block model. *Materials Research – Ibero-American Journal of Materials*. 2014. 17. 2, pp. 359–366. doi:10.1590/S1516-14392013005000187; <https://doi.org/10.1590/S1516-14392013005000187>

271. Perig A. Two-parameter Rigid Block Approach to Upper Bound Analysis of Equal Channel Angular Extrusion through a Segal 2θ -die. *Materials Research-Ibero-American Journal of Materials*. 2015. 18. 3. pp. 628-638. doi:10.1590/1516-1439.004215.

272. Hrudkina N., Aliieva L., Abhari P., Markov O., Sukhovirska L. Investigating the process of shrinkage depression formation at the combined radial-backward extrusion of parts with a flange. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. 2019. 5/1 (101). P. 49–57. <https://doi:10.15587/1729-4061.2019.179232>

273. Алиева Л.И., Жбанков Я.Г., Грудкина Н.С., Абхари П.Б. Дефектообразование в процессах холодного выдавливания. *Теоретичні та практичні проблеми в обробці матеріалів тиском і якості фахової освіти. Матеріали VII Міжнародної науково-технічної конференції*. Київ–Херсон, 2016. С. 148–152.

274. Vlasenko K., Hrudkina N., Reutova I., Chumak O. Development of calculation schemes for the combined extrusion to predict the shape formation of axisymmetric parts with a flange. *EasternEuropean Journal of Enterprise Technologies*. 2018. 3/1 (93), P. 51–59. doi: <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2018.131766>

275. Алиева Л. И., Грудкина Н. С. Особенности исследования процесса комбинированного радиально-обратного выдавливания полых деталей с фланцем с разьединенным очагом деформации. *Тези доповідей V Міжнародної науково-технічної конференції «Теоретичні та практичні проблеми в обробці матеріалів тиском і якості фахової освіти», присвяченої 115-річчю підготовки спеціалістів в області ОМТ.* Київ: НТТУ «КПІ». 19–23 травня 2014. С. 87–89.

276. Грудкіна Н. С. Моделювання процесів комбінованого радіально-прямого видавлювання складнопрофільованих порожнистих деталей із використанням методу кінематичних модулів. *Вісник КНУТД. Мехатронні системи. Енергоефективність та ресурсозбереження.* 3 (146). 2020. С. 69–78. <https://doi.org/DOI:10.30857/1813-6796.2020.3.6>

277. Valberg H.S. *Applied Metal Forming.* CUP. Cambridge. 2010.

278. Markov O.E., Perig A.V., Zlygoriev V.N., Markova M.A., Kosilov M.S. Development of forging processes using intermediate workpiece profiling before drawing: research into strained state. *J Braz. Soc. Mech. Sci. Eng.* 2017. 39(4). pp.4649–4665. <https://doi.org/10.1007/S40430-017-0812-Y>

279. Banaszek G., Stefanik A. Theoretical and laboratory modelling of the closure of metallurgical defects during forming of a forging. *J. Mater. Process. Tech.* 2006. 177. pp.238–242.

280. Scarabello D., Ghiotti A., Bruschi S. FE modelling of large ingot hot forging. *Int. J. Mater. Form.* 2010. 3 pp.335-338.

281. Markov O.E., Aliiev I.S., Aliieva L.I., Hrudkina N.S. Computerized and physical modeling of upsetting operation by combined dies. *Journal of Chemical Technology and Metallurgy.* 2020. 55. 3. P. 640–648.

282. Markov O., Zlygoriev V., Gerasimenko O., Hrudkina N., Shevtsov S. Improving the quality of forgings based on upsetting the workpieces with concave

facets. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. 2018. 5. 1 (95). P. 16–24. <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2018.142674>

283. Марков О.Е., Алиев И.С., Алиева Л.И., Грудкина Н.С. Компьютерное и физическое моделирование процесса осадки комбинированным инструментом. *Современные инновации в области науки, технологий и интеграции знаний: Сборник материалов юбилейной международной научно-практической конференции, посвященной 60-летию Рудненского индустриального института*. Рудный, Казахстан. 2019. С. 337–353. ISBN 978-601-7994-10-5.

284. Гончарук К. В., Алиева Л. И., Грудкина Н. С., Таган Л. В., Шкира А. В. Анализ влияния формы инструмента на энергосиловые параметры при комбинированной осадке. *Научный Вестник ДГМА*. Краматорск. 2015. 3 (18Е). С. 70–79.

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

286. Алиева Л. И., Грудкина Н.С. Особенности проектирования процессов холодного выдавливания на основе развития модульного подхода в рамках энергетического метода. *Вісник НТУ «ХПИ»*. Харків. 2015. 24 (1133). С. 21–32.

287. Алиев И.С., Лобанов А.И., Савченко О.К. Систематизация информации для разработки процессов выдавливания в разъемных матрицах. *Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні : зб. наук. пр.* Краматорськ. 2001. С. 194–198.

288. Эйдлина Г.М., Милорадов К.А. Delphi: программирование в примерах и задачах. Практикум : учеб.пособие. Москва : РИОР : ИНФРА-М. 2017. 116 с.

289. А.с. 1017399 СССР, МКИ В21С 3/00. Способ выдавливания изделий. Джуромский Ю.В., Бойцов В.В., Горшков Е.Н. №3341393/25-27; заявл. 24.09.81; опубл. 1983. Бюл. 18.

290. А.с. 1230735 СССР, МКИ В21 Л3/02. Штамп для штамповки выдавливанием. Алиев И.С., Савченко О.К., Махмудов К.Д. № 3835659/25-27. Заявл. 04.01.85. 1986.

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

292. Калюжный А.В., Алиева Л.И., Таган Л.В. Силовые режимы извлечения пуансонов из деталей после холодного обратного выдавливания и прямого выдавливания с раздачей. *Обработка материалов давлением : сб. науч. тр.* Краматорск : ДГМА. 2016. 2 (43). С. 67–76.

293. Пат. 107950 Україна, В21J 5/12, В21К 21/00. Спосіб виготовлення порожнистих виробів типу стакана. Алієва Л.І., Гончарук Х.В., Шкіра О.В., Сивак Р.І. № u 2015 13100; заявл. 30.12.2015 ; опубл. 24.06.2016. Бюл. 12.

294. Алиев И. С., Лобанов А. И., Борисов Р. С., Савчинский И. Г. Разработка штампов с разъемными матрицами для процессов поперечного выдавливания. *Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні : зб. наук. пр.* Краматорськ. 2003. С. 493–498.

295. Гуляев А. П. Металловедение. Учебник для вузов. Москва: Металлургия. 1986. 544 с.

296. Пат. 71184 А Украина, В21К 5/00, В21J 5/06. Спосіб видавлювання порожнистих виробів з фасонною зовнішньою поверхнею. Алієв І. С., Носаков О. А., Алієва Л. І., Косенко М. В. № 20031110738; заявл. 27.11.2003; опубл. 15.11.2004. Бюл. 11.

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

298. Алієв І. С., Мартинов С. В., Грудкіна Н. С. Штамп для отримання порожнистих деталей з внутрішнім фланцем. *Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку : матеріали VIII Міжнародної науково-технічної конференції*. Краматорськ : ДДМА. 2010. С. 5.

299. Грудкіна Н.С., Алієва Л.І., Марков О.Є., Корденко М.Ю. Особливості проектування штампів для холодного видавлювання прецизійних деталей. *Матеріали VI Міжнародної науково-практичної конференції «Сучасні технології промислового комплексу – 2020»*. Херсон: ХНТУ. 2020. 6. С. 289–292.

300. Пат. 51884 Україна, В21J 13/02. Штамп для отримання порожнистих деталей з внутрішнім фланцем. Алієва Л. І., Мартинов С. В., Грудкіна Н. С. u200913740; заявл. 28.12.2009; опубл. 10.08.2010. Бюл. 15.

301. Пат. 65528 України. В21J 13/02 (2006.01). Штамп для отримання порожнистих деталей з зовнішнім та внутрішнім фланцем. Алієва Л. І., Мартинов С. В., Грудкіна Н. С. u201105798; заявл. 10.05.2011; опубл. 12.12.2011. Бюл. 23.

302. Пат. 138662 Україна. МПК (2006) В21К 21/00. Спосіб комбінованого видавлювання порожнистих деталей. Алієва Л.І., Алієв І.С, Грудкіна Н.С., Левченко В.М., Малій Х.В. u201904812; заявл. 06.05.2019; опубл. 10.12.2019. Бюл. 23.

ДОДАТКИ

ДОДАТОК А

Список опублікованих робіт за темою дисертації

Наукові праці, в яких опубліковані основні наукові результати дисертації:

1. Vlasenko K., Hrudkina N., Reutova I., Chumak O. Development of calculation schemes for the combined extrusion to predict the shape formation of axisymmetric parts with a flange. *EasternEuropean Journal of Enterprise Technologies*. 2018. 3/1 (93), P. 51–59. doi: <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2018.131766> (Scopus)

2. Markov O., Zlygoriev V., Gerasimenko O., Hrudkina N., Shevtsov S. Improving the quality of forgings based on upsetting the workpieces with concave facets. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. 2018. 5. 1 (95). P. 16–24. <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2018.142674> (Scopus)

3. Hrudkina N., Aliieva L., Abhari P., Kuznetsov M., Shevtsov S. Derivation of engineering formulas in order to calculate energy-power parameters and a shape change in a semi-finished product in the process of combined extrusion. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. 2019. 2. 7 (98). P. 49–57. <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2019.160585> (Scopus)

4. Hrudkina N., Aliieva L., Abhari P., Markov O., Sukhovirska L. Investigating the process of shrinkage depression formation at the combined radial-backward extrusion of parts with a flange. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. 2019. 5/1 (101). P. 49–57. <https://doi:10.15587/1729-4061.2019.179232> (Scopus)

5. Hrudkina N. S., Aliieva L. I. Modeling of cold extrusion processes using kinematic trapezoidal modules. *FME Transactions*. 2020. 48. 2. P. 357–363. doi:10.5937/fme2002357H (WoS, Scopus)

6. Aliieva L., Hrudkina N., Aliiev I., Zhbankov I., Markov O. Effect of the tool geometry on the force mode of the combined radial-direct extrusion with compression. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. 2020. 2/1 (104). P. 15–22. <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2020.198433>(Scopus)

7. Hrudkina N., Aliieva L., Markov O., Kartamyshev D., Shevtsov S., Kuznetsov M. Modeling the process of radial-direct extrusion with expansion using a triangular kinematic module. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. 2020. 3/1 (105). P. 17–22. <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2020.203989> (Scopus)

8. Markov O.E., Aliiev I.S., Aliieva L.I., Hrudkina N.S. Computerized and physical modeling of upsetting operation by combined dies. *Journal of Chemical Technology and Metallurgy*. 2020. 55. 3. P. 640–648. (Scopus)

9. Hrudkina N., Aliieva L., Markov O., Marchenko I., Shapoval A., Abhari P., Kordenko M. Predicting the shape formation of hollow parts with a flange in the process of combined radial-reverse extrusion. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. 2020. 4/(106). P. 55–62. <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2020.203988> (Scopus)

10. Hrudkina N., Aliieva L., Markov O., Malii K., Sukhovirska L., Kuznetsov M. Predicting the shape formation of parts with a flange and an axial protrusion in the process of combined aligned radial-direct extrusion. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. 2020. 5/1 (107). P. 110–117. doi: <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2020.212018> (Scopus)

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

12. Алиева Л. И., Картамышев Д. А., Грудкина Н. С., Чучин О. В. Технологические процессы изготовления полых деталей на основе способов комбинированного выдавливания. *Обработка материалов давлением*. 2018. 1 (46). С. 22–28.

13. Алиева Л. И., Грудкина Н.С., Крюгер К. Моделирование процесса радиально-обратного выдавливания полых деталей. *Mechanics and Advanced Technologies*. 2017. 1 (79). С. 91–99. DOI: <http://dx.doi.org/10.20535/2521-1943.2017.79.95873>

14. Алиева Л. И., Грудкина Н.С. Особенности проектирования процессов холодного выдавливания на основе развития модульного подхода в рамках энергетического метода. *Вісник НТУ «ХП»*. Харків. 2015. 24 (1133). С. 21–32.

15. Алієва Л. І., Алієв І. С., Грудкіна Н. С., Малій Х. В. Моделювання процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання деталей з фланцем. *Обработка материалов давлением*. 2019. 1 (48). С. 23–34.

16. Грудкіна Н. С. Верхня оцінка приведенного тиску деформування осьового трапецеїдального кінематичного модуля з нижньою похилою межею. *Вісник ДДМА*. 2019. 3 (47). С. 21–27.

17. Грудкіна Н. С. Оцінка формоутворення порожнистих деталей з фланцем у процесі радіально-зворотного видавлювання енергетичним методом. *Обработка материалов давлением*. 2019. 2 (49). С. 41–46. DOI: 10.37142/2076-2151/2019-2(49)41

18. Грудкіна Н.С., Алієва Л.І. Моделювання процесів комбінованого видавлювання із використанням трапецеїдальних криволінійних кінематичних модулів. *Вісник ХНТУ*. Херсон. 2020. 1(72). 1. С. 35–42. DOI: <https://doi.org/10.35546/kntu2078-4481.2020.1.1.3>

19. Грудкіна Н. С. Особливості моделювання процесів радіально-поздовжнього видавлювання із використанням трикутних кінематичних модулів. *Вісник КрНУ імені Михайла Остроградського*. 2020. 2 (121). С. 116–121. DOI: 10.30929/1995-0519.2020.2.110-115

20. Грудкіна Н. С. Моделювання процесів комбінованого радіально-прямого видавлювання складнопрофільованих порожнистих деталей із використанням методу кінематичних модулів. *Вісник КНУТД. Мехатронні системи. Енергоефективність та ресурсозбереження*. 3 (146). 2020. С. 69–78. <https://doi.org/DOI:10.30857/1813-6796.2020.3.6>

21. Грудкіна Н. С. Математичне моделювання процесів радіально-поздовжнього видавлювання з використанням трапецеїдальних кінематичних модулів. *Вісник КрНУ імені Михайла Остроградського*. 2020. 4 (123). С. 78–83. DOI: 10.30929/1995-0519.2020.4.78-83

22. Грудкіна Н., Марков О. Математичне моделювання процесів холодного видавлювання зі складною конфігурацією інструменту. *Технічні науки та технології*. 2020. 3 (21). С. 89–97. DOI: 10.25140/2411-5363-2020-3(21)-89-97

23. Грудкіна Н. С. Аналіз вбудовуваності осевого трапецеїдального кінематичного модуля з нижньою похилою межею в розрахункові схеми моделювання процесів поздовжньо-поперечного видавлювання. *Вісник Національного технічного університету «ХПІ»*. Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії: зб. наук. пр. Харків : НТУ «ХПІ». 2020. 2 (1356). С. 7–12. ISSN 2519-2671.

24. Грудкіна Н. С. Математичне моделювання процесів холодного видавлювання із використанням кінематичних модулів складної конфігурації. *Обработка материалов давлением*. 2020. 1 (50). С. 45–49.

Наукові праці апробаційного характеру:

25. Алиева Л. И., Мартынов С. В., Грудкина Н. С., Мясущкин Е. А. Возникновение утяжин при прямом выдавливании на оправке. *І науково-технічна конференція «Енергомашспецсталь – 2007»*. Краматорск : ПАО «Енергомашспецсталь». 2007. С. 33–35.

26. Алієв І. С., Мартинов С. В., Грудкіна Н. С. Штамп для отримання порожнистих деталей з внутрішнім фланцем. *Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку : матеріали VIII Міжнародної науково-технічної конференції*. Краматорськ : ДДМА. 2010. С. 5.

27. Алиева Л. И., Грудкина Н. С. Особенности исследования процесса комбинированного радиально-обратного выдавливания полых деталей с фланцем с разьединенным очагом деформации. *Тези доповідей V Міжнародної науково-технічної конференції «Теоретичні та практичні проблеми в обробці матеріалів тиском і якості фахової освіти», присвяченої 115-річчю підготовки спеціалістів в області ОМТ*. Київ: НТТУ «КПІ». 19–23 травня 2014. С. 87–89.

28. Гончарук К. В., Алиева Л. И., Грудкина Н. С., Таган Л. В., Шкира А. В. Анализ энергосиловых параметров процесса комбинированной осадки. *Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку. Матеріали тринадцятої Міжнародної науково-технічної конференції 2–4 червня 2015 року*. Краматорськ: ДДМА, 2015. С. 24–25. Кристина+Шкира

29. Алиева Л.И., Жбанков Я.Г., Грудкина Н.С., Абхари П.Б. Дефектообразование в процессах холодного выдавливания. *Теоретичні та практичні проблеми в обробці матеріалів тиском і якості фахової освіти. Матеріали VII Міжнародної науково-технічної конференції*. Київ–Херсон, 2016. С. 148–152.

30. Марков О.Е., Алиев И.С., Алиева Л.И., Грудкина Н.С. Компьютерное и физическое моделирование процесса осадки комбинированным инструментом. *Современные инновации в области науки, технологий и интеграции знаний: Сборник материалов юбилейной международной научно-практической конференции, посвященной 60-летию Рудненского индустриального института*. Рудный, Казахстан. 2019. С. 337–353. ISBN 978-601-7994-10-5.

31. Грудкіна Н. С. Пошук прийомів спрощення попередньої оцінки формозмінення напівфабрикату у процесах комбінованого видавлювання з декількома степенями свободи течії. *Матеріали Міжнародної науково-технічної конференції «Університетська наука-2019» 16–17 травня 2019 року*. Маріуполь: ПДТУ. 2019. 1. С. 61–62.

32. Грудкіна Н.С. Моделювання процесів холодного видавлювання енергетичним методом із використанням кінематичних модулів складної конфігурації. *Матеріали VI Міжнародної науково-практичної конференції «Сучасні технології промислового комплексу – 2020»*. Херсон: ХНТУ. 2020. С. 97–100.

33. Грудкіна Н.С. Оцінка силового режиму у процесах холодного видавлювання із використанням кінематичних модулів складної конфігурації. *Матеріали XI Міжнародної науково-технічної конференції «Теоретичні та практичні проблеми в обробці матеріалів тиском і якості фахової освіти», присвяченої 90-річчю кафедри ОМТ*. Київ. 2020. С. 416–419.

34. Грудкіна Н. С., Алієв І. С., Алієва Л. І., Таган Л. В. Використання кінематичних параметрів для оптимізації силових характеристик процесів комбінованого суміщеного видавлювання. *Матеріали Міжнародної науково-технічної конференції «Університетська наука-2020» 20–21 травня 2020 року*. Маріуполь : ПДГУ. 2020. С. 85–87.

35. Грудкіна Н.С., Алієва Л.І., Марков О.Є., Корденко М.Ю. Особливості проектування штампів для холодного видавлювання прецизійних деталей. *Матеріали VI Міжнародної науково-практичної конференції «Сучасні технології промислового комплексу – 2020»*. Херсон: ХНТУ. 2020. 6. С. 289–292.

Опубліковані праці, які додатково відображають наукові результати дисертації:

36. Пат. 51884 Україна, В21J 13/02. Штмп для отримання порожнистих деталей з внутрішнім фланцем. Алієва Л. І., Мартинов С. В., Грудкіна Н. С. u200913740; заявл. 28.12.2009; опубл. 10.08.2010. Бюл. 15.

37. Пат. 65528 України. В21J 13/02 (2006.01). Штмп для отримання порожнистих деталей з зовнішнім та внутрішнім фланцем. Алієва Л. І., Мартинов С. В., Грудкіна Н. С. u201105798; заявл. 10.05.2011; опубл. 12.12.2011. Бюл. 23.

38. Пат. 138662 Україна. МПК (2006) В21К 21/00. Спосіб комбінованого видавлювання порожнистих деталей. Алієва Л.І., Алієв І.С., Грудкіна Н.С., Левченко В.М., Малій Х.В. u201904812; заявл. 06.05.2019; опубл. 10.12.2019. Бюл. 23.

39. Алиева Л.И., Мартынов С.В., Грудкина Н.С., Комиренко А.Д. Технологическая деформируемость при штамповке стаканов с фланцем. *Научный Вестник ДГМА*. Краматорск: ДГМА. 2013. 1 (11Е). С. 20–24. URL : [http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/science_vesnik/%E2%84%961\(11%D0%95\)_2013/article/5.pdf](http://www.dgma.donetsk.ua/science_public/science_vesnik/%E2%84%961(11%D0%95)_2013/article/5.pdf)

40. Гончарук К. В., Алиева Л. И., Грудкина Н. С., Таган Л. В., Шкира А. В. Анализ влияния формы инструмента на энергосиловые параметры при комбинированной осадке. *Научный Вестник ДГМА*. Краматорск. 2015. 3 (18Е). С. 70–79.

Особистий внесок здобувача в роботах, що опубліковані у співавторстві:

[1, 10, 15, 18, 27, 34] – постановка задач математичного моделювання, розробка розрахункових схем згідно особливостей формування осередків деформації, аналіз впливу параметрів процесу деформування на технологічні режими і формоутворення деталей з фланцем в процесах радіально-поздовжнього видавлювання; [3, 18, 22] – розробка та пошук прийомів спрощення, аналіз властивостей і розширення можливостей застосування кінематичних модулів складної конфігурації для моделювання процесів видавлювання; [6, 7, 12] – розробка розрахункових схем, аналіз процесів радіально-прямого видавлювання з обтисненням і роздаванням; [4] – оцінка можливості дефектоутворення в процесі комбінованого радіально-зворотного видавлювання; [25] – аналіз процесу дефектоутворення при прямому видавлюванні на оправленні (*використано співавтором в [261]*); [29, 39] – аналіз напружено-деформованого стану та дефектоутворення в процесах холодного видавлювання за базовими схемами та з декількома ступенями свободи течії (*використано співавтором в [180]*); [35, 37, 38] – пропонування основних ідей корисних моделей, розробка конструкцій штампів для процесів видавлювання презентійних деталей; [26, 36] – розробка конструкцій штампів для отримання порожнистих деталей з внутрішнім фланцем (*використано співавтором в [261]*); [5, 9, 15] – розробка алгоритмів і методик проектування технологічних процесів точного об'ємного штампування видавлюванням на основі методу кінематичних модулів; [11, 13, 14] – аналіз особливостей моделювання процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання за різних осередків деформацій та розробки методики проектування технологічних

процесів на базі методу кінематичних модулів (*використано співавтором в [180]*); [2, 8, 30] – аналіз впливу конфігурації інструменту на формоутворення та дефектоутворення в процесах осадження; [28, 40] – аналіз впливу форми інструменту на енергосилові параметри в процесах комбінованого осадження (*використано співавторами в [163] та [164]*).

Примітка: в анотації до списку дано посилання на дисертації співавторів, у яких було використано результати спільних робіт і бібліографічні дані яких наведені в списку використаних джерел. Номер за даним списком вказано в дужках.

ДОДАТОК Б

Апробація результатів дисертаційної роботи на Міжнародних та Всеукраїнських конференціях

1. I Науково-технічна конференція молодих вчених та спеціалістів ОАО «Енергомашспецсталь-2007», (м. Краматорськ, 29 травня – 5 червня, 2007 р.), очна форма участі;
2. VIII Міжнародна науково-технічна конференція «Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку», (м. Краматорськ, 1–4 червня, 2010 р.), очна форма участі;
3. Науково-технічна конференція «Ресурсозбереження та енергоефективність процесів і обладнання обробки тиском в машинобудуванні та металургії», присвячена 125-річчю НТУ «ХП», (м. Харків, 9–11 листопада, 2010 р.), очна форма участі;
4. IV науково-технічна конференція «Ресурсозбереження та енергоефективність процесів і обладнання обробки тиском в машинобудуванні та металургії», (м. Харків, 7–9 листопада, 2012 р.), очна форма участі;
5. XVII Міжнародна науково-технічна конференція «Досягнення і проблеми розвитку технологій та машин обробки тиском», присвяченій 80-річчю ПАТ «НКМЗ» (м. Краматорськ, 22–25 квітня, 2014 р.), очна форма участі;
6. V Міжнародна науково-технічна конференція «Теоретичні та практичні проблеми в обробці матеріалів тиском і якості фахової освіти», присвячена 115-річчю підготовки спеціалістів в області ОМТ, (м. Київ, 19 –22 травня, 2014 р.), заочна форма участі;
7. XIII Міжнародна науково-технічна конференція «Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку», (м. Краматорськ, 2–3 червня, 2015 р.), очна форма участі;

8. XIX Міжнародна науково-технічна конференція «Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку», присвячена 50-річчю ДонФТІ ім. А.А. Галкіна НАН України (м. Краматорськ, 25–28 квітня, 2016 р.), очна форма участі;

9. 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.), очна форма участі;

10. XX Міжнародна науково-технічна конференція «Досягнення і проблеми розвитку технологій і машин обробки тиском», присвячена 60-річчю кафедри ОМТ ім. Л.М. Соколова ДДМА (м. Краматорськ, 24 – 27 квітня, 2017 р.), очна форма участі;

11. XXI Міжнародна науково-технічна конференція «Досягнення і проблеми розвитку технологій і машин обробки тиском» (м. Краматорськ, 23 – 26 квітня, 2018 р.), очна форма участі;

12. XXII Міжнародна науково-технічна конференція «Досягнення і проблеми розвитку технологій і машин обробки тиском», присвячена 85-річчю НКМЗ та 55-річчю ЕМСС (м. Краматорськ, 22 – 25 квітня, 2019 р.), очна форма участі;

13. Ювілейна Міжнародна науково-технічна конференція «Сучасні інновації в області науки, технологій інтеграції знань», присвячена 60-річчю Рудненського індустріального інституту, (м. Рудний, Казахстан, 17–18 жовтня, 2019 р.), заочна форма участі;

14. Міжнародна науково-технічна конференція «Університетська наука-2019», (м. Маріуполь, 16–17 травня, 2019 р.), заочна форма участі;

15. Міжнародна науково-технічна конференція «Університетська наука-2020», (м. Маріуполь, 20–21 травня, 2019 р.), заочна форма участі;

16. VI Міжнародна науково-практична конференція «Сучасні технології промислового комплексу – 2020», (м. Херсон, 8–12 вересня, 2020 р.), заочна форма участі;

17. XXIII Міжнародна науково-технічна конференція «Досягнення і проблеми розвитку технологій і машин обробки тиском» (м. Краматорськ, 13 – 15 жовтня, 2020 р.), очна форма участі.

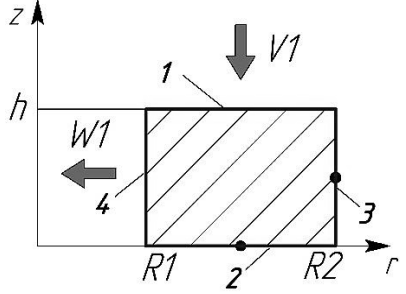
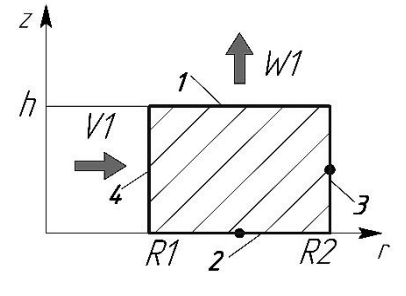
18. XI Міжнародна науково-технічна конференція «Теоретичні та практичні проблеми в обробці матеріалів тиском і якості фахової освіти», присвячена 90-річчю кафедри ОМТ (м. Київ, 5–9 жовтня 2020 р.), заочна форма участі.

ДОДАТОК В

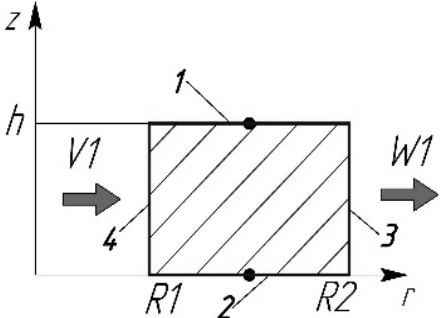
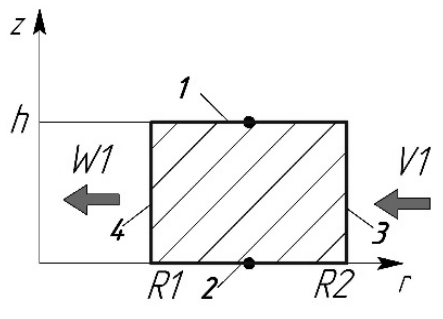
Систематизація кінематичних модулів

Таблиця В.1 – Кінематичні модулі паралельної течії (поле швидкостей і приведений тиск деформування)

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

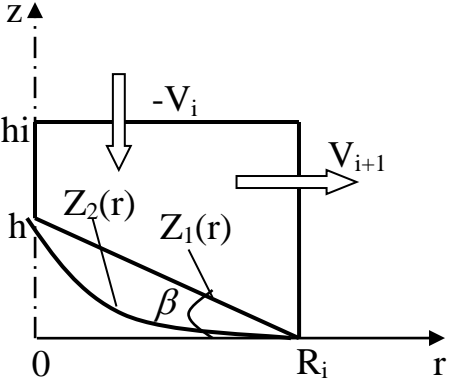
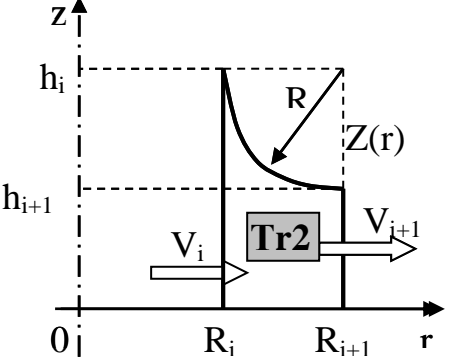
| 1 | 2 | 3 | 4 | 5 |
|--------|--|---|------------|--|
| В 3 |  | $v_z = -\frac{V_1}{h} z$ $v_r = \frac{V_1}{2h} r - \frac{V_1 R_2^2}{2hr}$ | 1 | <p>Приведений тиск деформування:</p> $\Delta \bar{p} = \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{R_2^2}{(R_2^2 - R_1^2)} \left[\ln \left \frac{\sqrt{3 \cdot R_2^4 + R_1^4}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

| 1 | 2 | 3 | 4 | 5 |
|--------|--|---|-----------------------|---|
| C 5 |  | $v_z = -\frac{V_1}{h}z$ $v_r = \frac{V_1}{2h}r$ | 1 | <p>Приведений тиск деформування:</p> $\Delta \bar{p} = 1,0$ <p>Приведений тиск тертя або зрізу:</p> $\Delta \bar{p}_{c1} = \Delta \bar{p}_{c2} = \frac{2}{\sqrt{3}} \mu_s \frac{R_1}{3h}$ |
| 6 |  | $v_z = (W_1/h)z$ $v_r = -\frac{W_1}{2h}r$ $W_1 = -\frac{2V_1 R_1 h}{R_1^2}$ | 3 $\Sigma \bar{p}$ | $\Delta \bar{p}_{c3} = \frac{2}{\sqrt{3}} \mu_s \frac{h}{R_1}$ $\bar{p}_c = 1 + \frac{2}{\sqrt{3}} \mu_s \frac{h}{R_1} + \frac{4}{\sqrt{3}} \mu_s \frac{R_1}{3h}$ |

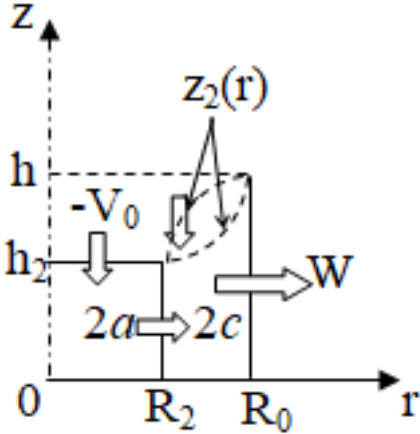
| 1 | 2 | 3 | 4 | 5 |
|--------|--|--------------------------------------|-----------------------|---|
| D 7 |  | $v_z = 0$ $v_r = \frac{V_1 R_1}{r}$ | 1 2 3 | <p>Приведений тиск деформування:</p> $\Delta \bar{p} = \frac{2}{\sqrt{3}} \ln \left \frac{R_2}{R_1} \right $ <p>Приведений тиск тертя або зрізу:</p> |
| 8 |  | $v_z = 0$ $v_r = -\frac{V_1 R_2}{r}$ | 4 $\Sigma \bar{p}$ | $\Delta \bar{p}_{d1} = \Delta \bar{p}_{d2} = \frac{2}{\sqrt{3}} \mu_s \frac{R_2 - R_1}{h}$ $\bar{p}_d = \frac{2}{\sqrt{3}} \ln \left \frac{R_2}{R_1} \right + \frac{4}{\sqrt{3}} \mu_s \frac{R_2 - R_1}{h}$ |

Примітка: в умовах зрізу на відповідній поверхні коефіцієнт тертя дорівнює 0,5 ($2\mu_s = 1,0$).

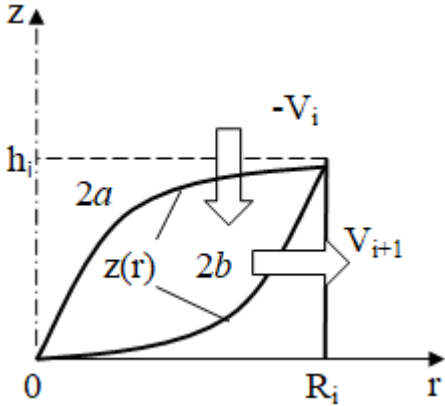
Таблиця В.2 – Систематизація розроблених кінематичних модулів трапецеїдальної форми

| 1 | Трапецеїдальні | |
|---|---|--|
| |  |  |
| 2 | <p>Осьовий зовнішній (або внутрішній) 1 похила межа контакту з інструментом (або з мертвою зоною) 1 горизонтальна та 1 вертикальна межі із суміжними модулями</p> | <p>Неосьовий (кільцевий) зовнішній 1 похила та 1 горизонтальна межі контакту з інструментом 2 вертикальні межі із суміжними модулями</p> |
| 3 | <p>Один ступінь свободи течії: 1 вхідна швидкість 1 вихідна швидкість</p> | <p>Один ступінь свободи течії: 1 вхідна швидкість 1 вихідна швидкість</p> |
| 4 | <p>Швидкостей входу (виходу) через похилу межу немає Зміна напрямку течії є</p> | <p>Швидкостей входу (виходу) через похилу межу немає Зміни напрямку течії немає</p> |
| 5 | <p>Варіативність форми кривої є Обмеження на криву є Найпростіший випадок похилої межі – пряма</p> | <p>Крива, що наближена до чверті кола</p> |
| 6 | <p>Обмежень щодо суміжних кінематичних модулів немає</p> | <p>Обмежень щодо суміжних кінематичних модулів немає</p> |
| 7 | <p>-</p> | <p>Частинний випадок за формою похилої межі кільцевого трапецеїдального кінематичного модуля</p> |

Таблиця В.3 – Властивості розробленого комплексу кінематичних модулів

| | |
|---|---|
| 1 | Комплекс 2a-2c прямокутного осьового та трапецеїдального кільцевого модулів |
| |  |
| 2 | <p>Осьовий прямокутний 2a та кільцевий трапецеїдальний 2c (внутрішній)</p> <p>1 прямокутна та похила криволінійна межа із суміжним верхнім модулем</p> <p>1 вертикальна межа із суміжним модулем</p> <p>1 горизонтальна межа контакту із інструментом (або мертвою зоною)</p> |
| 3 | <p>Один ступінь свободи течії:</p> <p>1 вхідна швидкості</p> <p>1 вихідна швидкість</p> |
| 4 | <p>Швидкість входу (виходу) через похилу криволінійну межу ϵ</p> <p>Зміна напрямку течії ϵ</p> |
| 5 | <p>Форма похилої кривої цілком визначена параметром α</p> <p>Форма осьового прямокутного модуля визначена положенням R_2</p> |
| 6 | <p>Обмеження щодо суміжного кінематичного модуля ϵ</p> <p>(з похилою межею контактує тільки жорсткий суміжний модуль)</p> |
| 7 | <p>Виродження у прямокутний осьовий кінематичний модуль при $R_2=R_0$</p> <p>Виродження у трикутний осьовий кінематичний модуль при $R_2=0$</p> |

Таблиця В.4 – Властивості розробленого трикутного осьового кінематичного модуля

| 1 | Трикутний |
|---|---|
| |  |
| 2 | <p>Осьовий внутрішній</p> <p>1 горизонтальна межа контакту з інструментом (або з мертвою зоною)</p> <p>1 криволінійна та 1 вертикальна межі із суміжними модулями</p> |
| 3 | <p>Один ступінь свободи течії:</p> <p>1 вхідна швидкість</p> <p>1 вихідна швидкість</p> |
| 4 | <p>Швидкість входу через криволінійну межу є</p> <p>Зміна напрямку течії є</p> |
| 5 | <p>Форми кривої цілком визначена параметром α</p> |
| 6 | <p>Обмеження щодо суміжного кінематичного модуля є</p> <p>(з криволінійною похилою межею контактує тільки жорсткий суміжний модуль)</p> |
| 7 | <p>Частинний випадок комплексу 2а-2с прямокутного осьового та трапецеїдального кільцевого модулів</p> |

ДОДАТОК Г

Результати перевірки на наявність промахів для експериментальних даних

Наведемо результати перевірки на наявність промахів для експериментальних даних (табл. 5.3) за критерієм Романовського, за Q-критерієм та R-розподілом.

1) Перевірка за критерієм Романовського:

Для 2.2 мм: виключаємо із розглядання значення 121 (підозріле на наявність промаху), отримаємо:

$$P_{cp} = 128.5, \quad s = 0.707, \quad t_p = |121 - 128.5| / 0.707 = 10.6 < t_{tabl}(2; 0.05) = 15.561, \quad \text{тобто}$$

P=121 не є промахом, враховуємо.

Для 3.3 мм: виключаємо із розглядання значення 116, отримаємо:

$$P_{cp} = 122, \quad s = 1.414, \quad t_p = |116 - 122| / 1.414 = 4.24 < t_{tabl}(2; 0.05) = 15.561, \quad \text{тобто } P=116$$

не є промахом, враховуємо.

Для 4.3 мм: виключаємо із розглядання значення 115, отримаємо:

$$P_{cp} = 124, \quad s = 1.414, \quad t_p = |115 - 124| / 1.414 = 6.36 < t_{tabl}(2; 0.05) = 15.561, \quad \text{тобто } P=115$$

не є промахом, враховуємо.

Для 5.2 мм: виключаємо із розглядання значення 117, отримаємо:

$$P_{cp} = 124.5, \quad s = 2.121, \quad t_p = |117 - 124.5| / 2.121 = 3.54 < t_{tabl}(2; 0.05) = 15.561, \quad \text{тобто}$$

P=117 не є промахом, враховуємо.

2) Перевірка за Q-критерієм:

Для 2.2 мм: ранжування 129,128,121 (підозріле на наявність промаху), отримаємо:

$$t_p = |121 - 128| / |121 - 129| = 0.875 < Q_{tabl}(3; 0.05) = 0.941, \quad \text{тобто } P=121 \text{ не є промахом,}$$

враховуємо.

Для 3.3 мм: ранжування 123,121,116, отримаємо:

$$t_p = |116 - 121| / |116 - 123| = 0.714 < Q_{tabl}(3; 0.05) = 0.941, \quad \text{тобто } P=116 \text{ не є промахом,}$$

враховуємо.

Для 4.3 мм: ранжування 125,123,115, отримаємо:

$t_p = |115 - 123| / |115 - 125| = 0.8 < Q_{tabl}(3; 0.05) = 0.941$, тобто P=115 не є промахом, враховуємо.

Для 5.2 мм ранжування 126, 123, 117, отримаємо:

$t_p = |117 - 123| / |117 - 126| = 0.667 < Q_{tabl}(3; 0.05) = 0.941$, тобто P=117 не є промахом, враховуємо.

3) Перевірка за R-розподілом:

Для 2.2 мм із урахуванням всіх трьох значень: $P_{cp} = 126$, $s = 4.359$,
 $R_p = |121 - 126| / 4.359 / \sqrt{2/3} = 1.405 < R_{tabl}(1; 0.05) = 1.412$, тобто P=121 не є промахом, враховуємо.

Для 3.3 мм із урахуванням всіх трьох значень: $P_{cp} = 120$, $s = 3.606$,
 $R_p = |116 - 120| / 3.606 / \sqrt{2/3} = 1.35 < R_{tabl}(1; 0.05) = 1.412$, тобто P=116 не є промахом, враховуємо.

Для 4.3 мм із урахуванням всіх трьох значень: $P_{cp} = 121$, $s = 5.292$,
 $R_p = |115 - 121| / 5.292 / \sqrt{2/3} = 1.39 < R_{tabl}(1; 0.05) = 1.412$, тобто P=115 не є промахом, враховуємо.

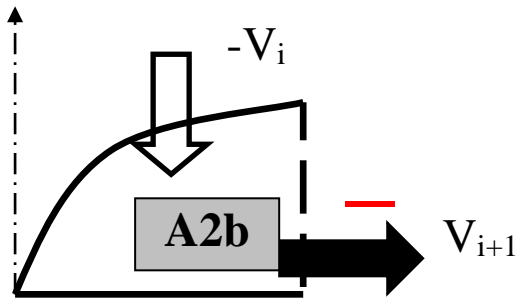
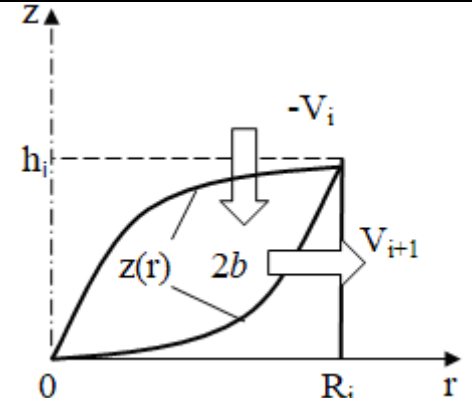
Для 5.2 мм із урахуванням всіх трьох значень: $P_{cp} = 122$, $s = 4.583$,
 $R_p = |117 - 122| / 4.583 / \sqrt{2/3} = 1.34 < R_{tabl}(1; 0.05) = 1.412$, тобто P=117 не є промахом, враховуємо.

Висновок: за трьома критеріями, що використовують для невеликої кількості паралельних вимірювань промахів не виявлено, довірчі інтервали залишаємо.

ДОДАТОК Д

Рекомендації щодо використання розроблених кінематичних модулів складної форми та їх комплексів

Таблиця Д.1 – Рекомендації для трикутного осьового кінематичного модуля з криволінійною межею

| | |
|--|--|
|  | <p style="text-align: center;">Властивості, обмеження та рекомендації:</p> <p>1) Похила межа – поверхня межування із «жорсткою зоною», інших обмежень на суміжні кінематичні модулі немає.</p> <p>2) Однозначно рекомендований у якості осьового кінематичного модуля замість прямокутного із зміною напрямку течії.</p> |
|  | <p>КМПШ: $\begin{cases} V_z = -\frac{\alpha V_i}{h_i} z, \\ V_r = \frac{V_i}{2h_i} \cdot \frac{R_i^2(1-\alpha) + \alpha r^2}{r}. \end{cases}$</p> <p>$z(r) = \frac{h_i r^2}{R_i^2(1-\alpha) + \alpha r^2}$, де $\alpha \in (0, 1)$ – варіюємий параметр, що визначає форму кривої.</p> |
| $N_{c\downarrow} = \frac{\pi\sigma_S R_i h_i V_i}{\sqrt{3}} \left[\frac{R_i^2(3-2\alpha)}{3h_i^2} + \frac{1}{2C\alpha} \cdot \text{arctg} C + \frac{(1-\alpha)(2\alpha-1)}{2\alpha} \right],$ <p>де $C = \sqrt{\frac{\alpha}{1-\alpha}}$;</p> $N_{c\downarrow}^- = \frac{\alpha\pi\sigma_S R_i h_i}{\sqrt{3}} V_i; \quad N_t = \frac{2\pi\sigma_S \mu_S R_i^3 V_i}{3\sqrt{3}h_i} (3-2\alpha).$ | $N_d = \frac{2A\pi\sigma_S V_i}{\alpha\sqrt{3}} \left[\sqrt{3} \ln 3 - \sqrt{3} + \frac{\sqrt{3}}{1-B^2} - \frac{3}{2} \ln \left \frac{1+B}{1-B} \right - \sqrt{3} \ln \left \frac{\sqrt{3}B-3}{\sqrt{3}B+1} \right \right],$ <p>де $A = \frac{R_i^2(1-\alpha)}{\sqrt{3}}, B = \frac{\sqrt{(1-\alpha)^2 + 3\alpha^2} + \alpha - 1}{\alpha\sqrt{3}}$.</p> |

Таблиця Д.2 – Рекомендації для трикутного осевого кінематичного модуля з криволінійною межею

| | |
|---|--|
| | <p>Властивості, обмеження та рекомендації:</p> <ol style="list-style-type: none"> 1) Нижня похила межа – поверхня контакту із інструментом або «мертва зона», інших обмежень на суміжні кінематичні модулі немає; 2) Можливо дослідження криволінійної похилої межі; 3) Кут нахилу β можна розглядати у якості параметра оптимізації; 4) Для найпростішого випадку прямої: $N_t = 2\mu_s \cdot (1 + k_1^2) \cdot N_{c\downarrow}^-$ |
| | <p>КМПШ: $\begin{cases} V_{z2a} = -V_i + \frac{V_i(z_i - h_i)}{z_i(r) - h_i} \cdot \left(1 + \frac{z_i'(r)r}{2(h_i - z_i(r))}\right); \\ V_{r2a} = \frac{V_i r}{2(h_i - z_i(r))}. \end{cases}$</p> <p>де $z_i(r)$ – довільна крива, що описує похилу межу та проходить через точки $(0, h)$ та $(R_i, 0)$.</p> <p>Для випадку лінійної функції: $z_1(r) = k_1(r - R_i)$, $k_1 = z_1'(r) = -\frac{h}{R_i}$.</p> |
| <p>$N_{d2} = \sigma_S \sqrt{V \cdot \iiint_V \dot{\varepsilon}_i^2 dV}, \text{ де } V = 2\pi \int_0^{R_i} r dr \int_{z_1(r)}^{h_i} dz = \frac{(3(h_i + R_i k_1) - 2R_i k_1) R_i^2}{3} \pi$</p> <p>та $\iiint_V \dot{\varepsilon}_i^2 dV = -\frac{\pi V_i^2}{18 k_1} (12 + k_1^2) \left[R_i + (3C - A) \ln\left(\frac{h_i}{h_i - h}\right) - \left(\frac{1}{C} - \frac{k_1}{h_i}\right) (3C^2 - 2AC + B) - \frac{1}{2} \left(\frac{k_1^2}{h_i^2} - \frac{1}{C^2}\right) (C^3 - AC^2 + BC) \right],$</p> <p>де $A = \frac{6(h_i - h)(6 + k_1^2)}{(12 + k_1^2)k_1}$, $B = \frac{9(h_i - h)^2(4 + k_1^2)}{(12 + k_1^2)k_1^2}$, $C = R + \frac{h_i}{k_1}$.</p> <p>$N_{c \rightarrow}^+ = -\frac{\pi \sigma_S V_i}{\sqrt{3} \cdot k_1} \left[\frac{R_i^2}{2} + \left(R_i + \frac{h_i}{k_1}\right) R_i + \left(R_i + \frac{h_i}{k_1}\right)^2 \ln\left(\frac{h_i}{h_i - h}\right) \right]; N_{c\downarrow}^- = \frac{\pi \sigma_S V_i}{\sqrt{3}} \left(1 - \frac{R_i}{2h_i} k_1\right) R_i h_i; N_t = 2\mu_s \cdot (1 + k_1^2) \cdot N_{c \rightarrow}^-.$</p> | |

Таблиця Д.3 – Рекомендації для трапецеїдального кінематичного модуля з заокругленням

| | |
|---|--|
| | <p>Властивості, обмеження та рекомендації:</p> <ol style="list-style-type: none"> 1) Похила межа – поверхня контакту із інструментом або «мертва зона», інших обмежень на суміжні кінематичні модулі немає. 2) Радіус заокруглення R можна розглядати у якості параметра оптимізації. |
| | <p>КМПШ: $\begin{cases} V_z = \frac{R_i h_i V_i}{r z^2(r)} z'(r) \cdot z, \\ V_r = \frac{R_i h_i V_i}{r z(r)}, \end{cases}$</p> <p>$z_1(r) = \frac{A}{r - R_i \left(1 - \frac{R}{2\pi}\right)} + B, \text{ де } A = \frac{R^2 R_i}{2\pi} \left(1 + \frac{R_i}{2\pi}\right); B = h_i - \frac{2\pi A}{R_i R}.$</p> |
| $N_{ii} = \frac{4\pi\sigma_S\mu_S V_i R_i h_i}{\sqrt{3}} \left[\frac{2}{B} \left[R - \frac{A}{B} \ln \left \frac{BC + A}{B \frac{R_i R}{2\pi} + A} \right + \frac{B^2}{A^2} \ln \left \frac{(BR_i R + 2\pi A)C}{R_i R(BC + A)} \right + A \left[\frac{B}{A} \left(\frac{1}{C} - \frac{2\pi}{R_i R} \right) - \frac{1}{2} \left(\frac{1}{C^2} - \frac{4\pi^2}{R_i^2 R^2} \right) \right] \right]$ | <p>$N_{d2} = \sigma_S \sqrt{V \cdot \iiint_V \dot{\varepsilon}_i^2 dV}, \text{ де}$</p> <p>$V = 2\pi \left[A \left(R + R_i \left(1 - \frac{R}{2\pi}\right) \ln \left \frac{2\pi C}{R_i R} \right \right) + B \frac{R_{i+1}^2 - R_i^2}{2} \right]$</p> <p>$N_{ci}^- = \frac{4\pi^3 \sigma_S A V_i h_i}{\sqrt{3} R_i R^2} \quad N_{ci+1}^- = \frac{\pi \sigma_S R_i h_i A}{\sqrt{3} C^2}$</p> |

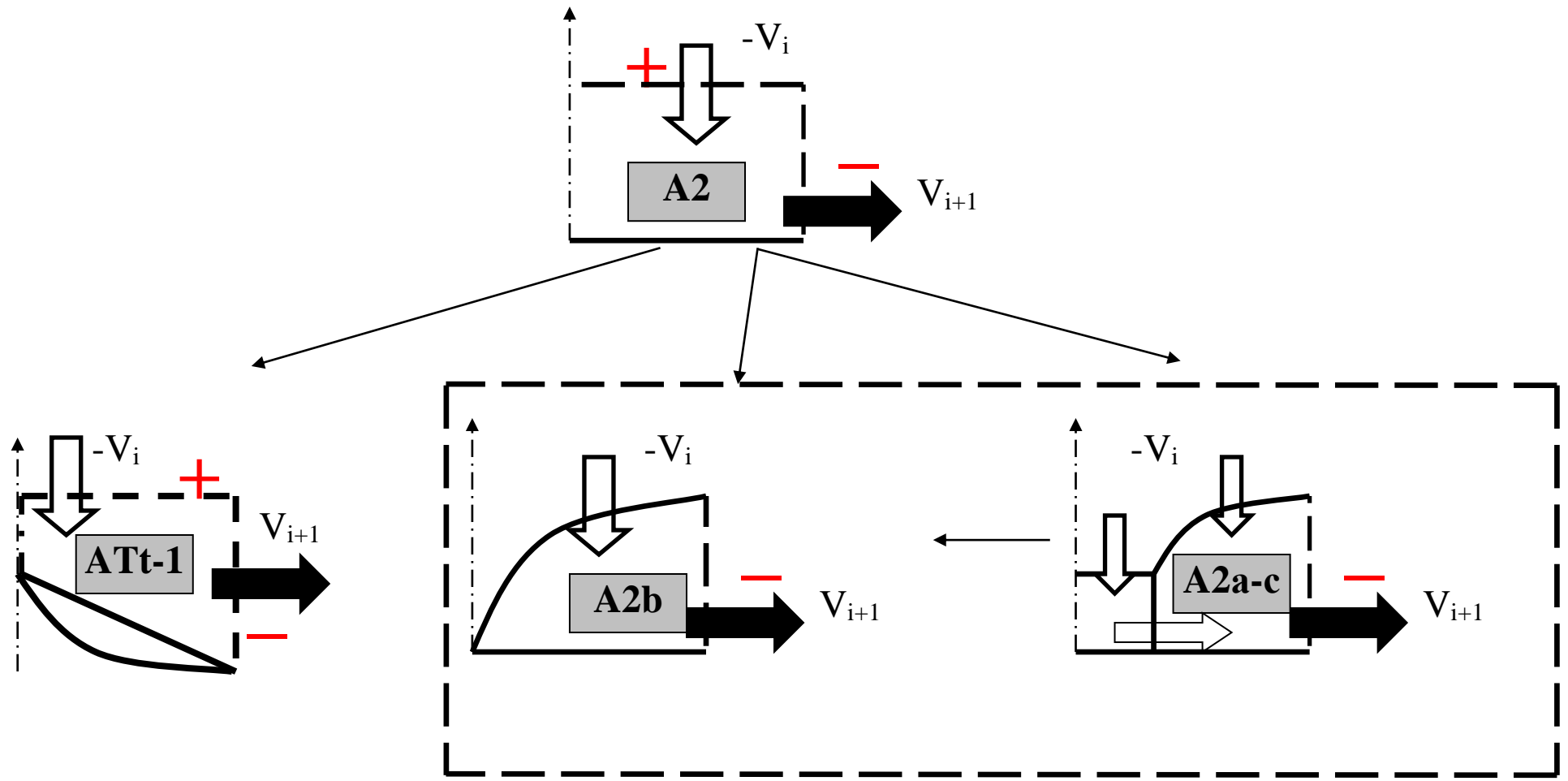


Рисунок Д.1 – Розроблені альтернативні осьові кінематичні модулі та комплекси складної конфігурації

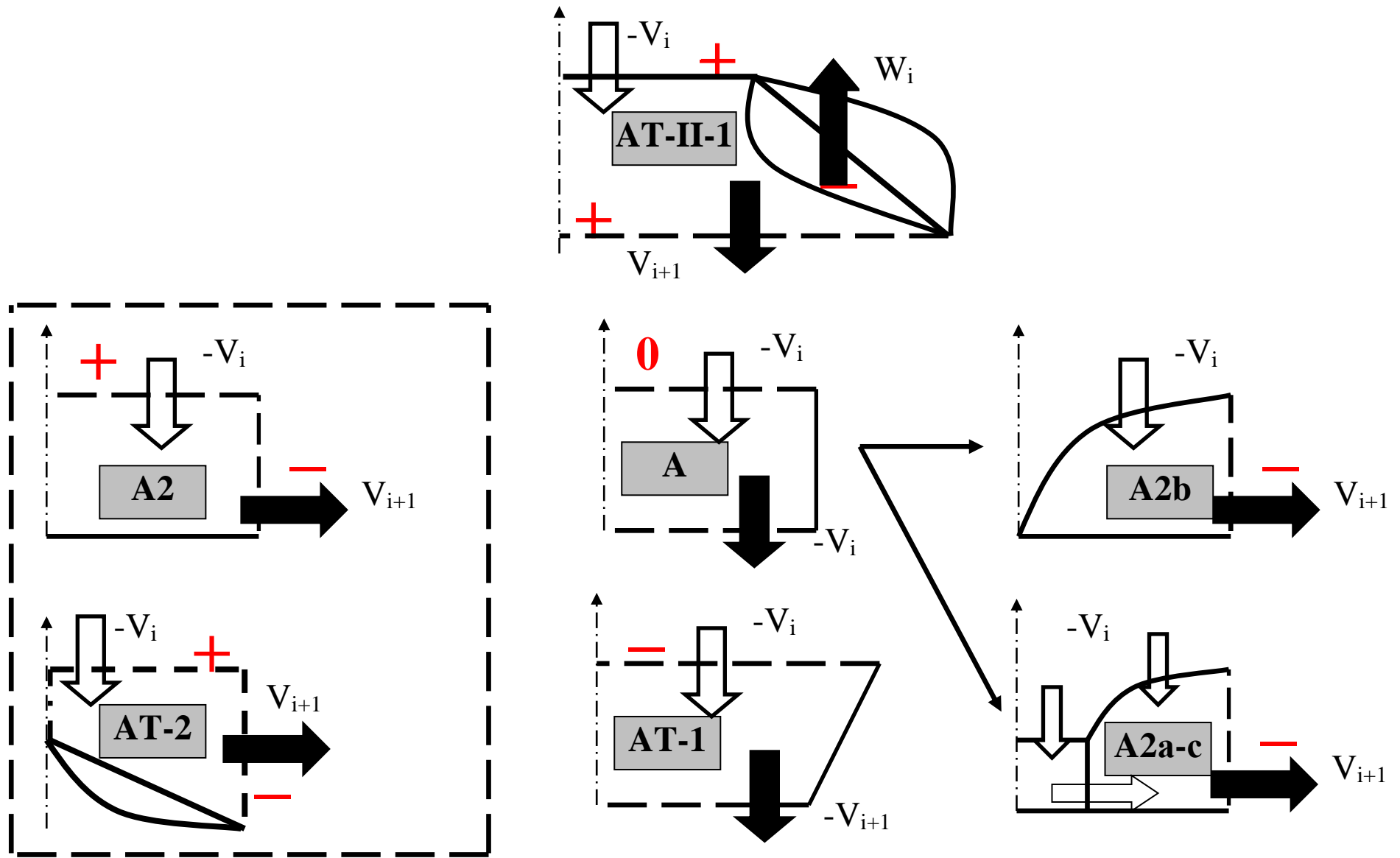


Рисунок Д.2 – Можливості використання кінематичного параметра у якості варійованого за різних конфігурацій суміжних модулів

ДОДАТОК E

Програма «EXTRUSION»

Modules.exe

unit Unit1;

interface

uses

Windows, Messages, SysUtils, Variants, Classes, Graphics, Controls, Forms, Dialogs, ComCtrls, cxGraphics, cxControls, cxLookAndFeels, cxLookAndFeelPainters, cxContainer, cxEdit, cxTreeView, Menus, StdCtrls, cxButtons, cxClasses, cxLocalization, ExtCtrls, dxGDIPlusClasses, DB, ADODB, dxtree, dxdbtree, OleCtrls, SHDocVw;

type

TForm1 = class(TForm)
 Panel1: TPanel;
 Panel2: TPanel;
 cxLocalizer1: TcxLocalizer;
 cxLocalizer2: TcxLocalizer;
 cxButton1: TcxButton;
 cxButton2: TcxButton;
 Panel3: TPanel;
 Panel4: TPanel;
 cxButton3: TcxButton;
 dxDBTreeView1: TdxDBTreeView;
 DataSource1: TDataSource;
 ADOConnection1: TADOConnection;
 ADOTable1: TADOTable;
 PopupMenu1: TPopupMenu;
 N1: TMenuItem;
 N2: TMenuItem;
 ADOTable1id: TAutoIncField;
 ADOTable1id_parent: TIntegerField;
 ADOTable1nazva: TWideStringField;
 N3: TMenuItem;
 ADOCommand1: TADOCommand;
 cxButton4: TcxButton;
 WebBrowser1: TWebBrowser;
 procedure cxButton1Click(Sender: TObject);
 procedure cxButton2Click(Sender: TObject);
 procedure cxButton3Click(Sender: TObject);


```

procedure N1Click(Sender: TObject);
procedure N3Click(Sender: TObject);
procedure N2Click(Sender: TObject);
procedure FormShow(Sender: TObject);
procedure dxDBTreeView1Change(Sender: TObject; Node: TTreeNode);
procedure cxButton4Click(Sender: TObject);
private
  { Private declarations }
public
  { Public declarations }
end;

var
  Form1: TForm1;
  AbsIndex: Integer;
  WorkDir: String;

implementation

{$R *.dfm}

procedure TForm1.cxButton1Click(Sender: TObject);
begin
  dxDBTreeView1.FullExpand;
end;

procedure TForm1.cxButton2Click(Sender: TObject);
begin
  dxDBTreeView1.FullCollapse;
end;

procedure TForm1.cxButton3Click(Sender: TObject);
begin
  {
  if AbsIndex=4 then begin
    Image2.Visible:=(AbsIndex=4);
    Image3.Visible:=(AbsIndex=4);
  end;
  }
end;

procedure TForm1.N1Click(Sender: TObject);
var curr_id: Integer;
begin

```

```

//ShowMessage(IntToStr(ADOTable1id.AsInteger)+'--
'+ADOTable1nazva.AsString);
try
  curr_id:=ADOTable1id.AsInteger;
Except
  curr_id:=0;
end;

ADOTable1.Insert;
ADOTable1id_parent.AsInteger:=curr_id;
ADOTable1nazva.AsString:='новая строка';
ADOTable1.Post;

end;

procedure TForm1.N3Click(Sender: TObject);
begin
  ADOTable1.Edit;
end;

procedure TForm1.N2Click(Sender: TObject);
var curr_id:Integer;
begin

  try
    curr_id:=ADOTable1id_parent.AsInteger;
  Except
    curr_id:=0;
  end;

  if curr_id=0 then
    ShowMessage('Корневой элемент удалять нельзя!')
  else begin
    try
      curr_id:=ADOTable1id.AsInteger;
    Except
      curr_id:=0;
    end;
    //сначала подчиненные
    ADOCommand1.CommandText:='delete from tabtree where
id_parent='+IntToStr(curr_id);
    ADOCommand1.Execute;

    //и сам элемент
    ADOCommand1.CommandText:='delete from tabtree where id='+IntToStr(curr_id);

```

```

ADOCCommand1.Execute;

ADOTable1.Close;
ADOTable1.Open;
dxDBTreeView1.FullExpand;
end;

end;

procedure TForm1.FormShow(Sender: TObject);
var L:integer;
begin
  WorkDir:=Application.ExeName;
  L:=Length(WorkDir);
  while WorkDir[L]<>'\' do begin
    Delete(WorkDir,L,1);
    L:=Length(WorkDir);
  end;

  dxDBTreeView1.FullExpand;
  WebBrowser1.Navigate(WorkDir+'blank.htm');
end;

procedure TForm1.dxDBTreeView1Change(Sender: TObject; Node: TTreeNode);
var NodeText:String;
begin
  AbsIndex:=dxDBTreeView1.Selected.AbsoluteIndex;
  NodeText:=dxDBTreeView1.Selected.Text;
  {
  Image1.Visible:=(AbsIndex=4);
  Image0.Visible:=(AbsIndex=4);
  Image2.Visible:=False;
  Image3.Visible:=False;
  }
  if AbsIndex=4 then WebBrowser1.Navigate(WorkDir+'shema.pdf')
  else WebBrowser1.Navigate(WorkDir+'blank.htm');

  //WebBrowser1.Visible:=(AbsIndex=4);
  cxButton4.Visible:=(NodeText='Радіально-зворотне видавлювання (без
утягнення)')
  or (NodeText='Дефектоутворення');
end;

procedure TForm1.cxButton4Click(Sender: TObject);
var NodeText, prog_name:String;

```

```

begin
  prog_name:="";
  NodeText:=dxDBTreeView1.Selected.Text;
  if NodeText='Радіально-зворотне видавлювання (без утягнення)' then
    prog_name:='extrude_eng.exe';

  if NodeText='Дефектоутворення' then prog_name:='Points2.exe';

  if FileExists(WorkDir+prog_name) then
    WinExec(PChar(WorkDir+prog_name),SW_SHOWNORMAL);
end;

end.

```

extrude_eng.exe

```
unit Unit1;
```

```
interface
```

```
uses
```

```
Windows, Messages, SysUtils, Variants, Classes, Graphics, Controls, Forms,
Dialogs, cxGraphics, cxLookAndFeel, cxLookAndFeelPainters, Menus,
StdCtrls, cxButtons, ExtCtrls, dxBevel, cxControls, dxflchrt,
ComCtrls, cxContainer, cxEdit, cxTextEdit, cxMaskEdit, cxSpinEdit, jpeg,
TeeProcs, TeEngine, Chart, Math, Series, ExtDlgs, cxPCdxBarPopupMenu,
cxPC, dxBarBuiltInMenu, cxRadioGroup, cxGroupBox, XLSPNGImage,
dxGDIPlusClasses, cxDropDownEdit;
```

```
type
```

```
TForm1 = class(TForm)
  PopupMenu1: TPopupMenu;
  N1: TMenuItem;
  SavePictureDialog1: TSavePictureDialog;
  PopupMenu2: TPopupMenu;
  MenuItem1: TMenuItem;
  PageControl1: TPageControl;
  TabSheet1: TTabSheet;
  TabSheet2: TTabSheet;
  Image2: TImage;
  cxPageControl1: TcxPageControl;
  cxTabSheet1: TcxTabSheet;
```

```

Panel5: TPanel;
Chart1: TChart;
Series1: TLineSeries;
cxTabSheet2: TcxTabSheet;
Chart2: TChart;
Series2: TLineSeries;
cxTabSheet3: TcxTabSheet;
Chart3: TChart;
Series3: TLineSeries;
Series4: TLineSeries;
dxFlowChart1: TdxFlowChart;
cxTabSheet4: TcxTabSheet;
Chart4: TChart;
Series5: TLineSeries;
Panel1: TPanel;
Label5: TLabel;
Label6: TLabel;
Label7: TLabel;
Label8: TLabel;
Label9: TLabel;
Label10: TLabel;
Label11: TLabel;
Label1: TLabel;
Label2: TLabel;
cxButton1: TcxButton;
cxButton2: TcxButton;
edR1: TcxSpinEdit;
edR2: TcxSpinEdit;
edh1: TcxSpinEdit;
edH0: TcxSpinEdit;
edHx: TcxSpinEdit;
edSteps: TcxSpinEdit;
edMS: TcxSpinEdit;
cxGroupBox1: TcxGroupBox;
cxRadioButton2: TcxRadioButton;
cxRadioButton1: TcxRadioButton;
cxRadioButton3: TcxRadioButton;
cxComboBox1: TcxComboBox;
procedure cxButton1Click(Sender: TObject);
procedure cxButton2Click(Sender: TObject);
procedure N1Click(Sender: TObject);
procedure MenuItem1Click(Sender: TObject);
private
  { Private declarations }
public

```

```

    { Public declarations }
end;

var
    Form1: TForm1;

implementation

{$R *.dfm}

procedure TForm1.cxButton1Click(Sender: TObject);
var i, n, R1, R2, h1, H0, Hx:integer; ms:real;
    R1_priv, R2_priv, h1_priv, H0_priv, Hx_priv, H_priv, l1_priv, l2_priv, l2:real;
    Skobka:real;
    H_priv_i, Ki, W_priv_i, W_zvezda_priv_i, C_priv_i, P_priv_i:real;
    Max_Razmer:integer;
    Scale:real;

    //формула 2021
    P,Li,K,dL_up,SigmaS:real;
begin
// for i:=0 to 4 do ShowMessage(IntToStr(i)+'-->'+dxFlowChart1.Objects[i].Text);
// exit;
//на месте (ползет вверх) -->#1
//ПОЛЗЕТ ВНИЗ -->#2
//ПОЛЗЕТ ВБОК -->#3
//бок -->#4

//ShowMessage(IntToStr(dxFlowChart1.Objects[3].Left)); exit;

//ShowMessage(IntToStr(dxFlowChart1.Objects[2].Top+dxFlowChart1.Objects[2].Height)); exit;
n:=edSteps.Value;
R1:=edR1.Value;
R2:=edR2.Value;
h1:=edh1.Value;
H0:=edH0.Value;
Hx:=edHx.Value;
ms:=edMS.Value;
if R2<=R1 then begin
    MessageDlg('Radius of the matrix must be greater than radius of the punch!',mtError,[mbOK],0);
    exit;
end;
if Hx>=(H0-h1) then begin

```

```

    MessageDlg('Active tool stroke must be less than workpiece height minus flange
height!',mtError,[mbOK],0);
    exit;
end;
if (R1=0) or (R2=0) or (h1=0) or (H0=0) or (Hx=0) then begin
    MessageDlg('Source data has zero dimensions, that is
unacceptable!',mtError,[mbOK],0);
    exit;
end;

R1_priv:=R1/R1;
R2_priv:=R2/R1;
h1_priv:=h1/R1;
H0_priv:=H0/R1;
Hx_priv:=Hx/R1;
H_priv:=H0_priv-h1_priv;
l1_priv:=0; l2_priv:=0;

//2021
dL_up:=0; SigmaS:=0;

Series1.Clear;
Series2.Clear;
Series3.Clear;
Series4.Clear;
Series5.Clear;

//
Max_Razmer:=Max(H0+h1,R2);
Scale:=400/Max_Razmer;

//
dxFlowChart1.Objects[2].Width:=Round(Scale*R1);

//
dxFlowChart1.Objects[1].Width:=Round(Scale*R2);
dxFlowChart1.Objects[1].Height:=Round(Scale*H0)+2;

dxFlowChart1.Objects[3].Width:=Round(Scale*R2);
dxFlowChart1.Objects[3].Top:=dxFlowChart1.Objects[1].Top+Round(Scale*H0);
dxFlowChart1.Objects[3].Height:=Round(Scale*h1);

//

```

```
dxFlowChart1.Objects[5].Top:=dxFlowChart1.Objects[3].Top+dxFlowChart1.Objects
[3].Height-2;//
```

```
//
dxFlowChart1.Objects[4].Left:=Round(Scale*R2);
dxFlowChart1.Objects[4].Height:=dxFlowChart1.Objects[3].Top-
dxFlowChart1.Objects[4].Top+2;
dxFlowChart1.Show;
//exit;
//ShowMessage('press');
```

```
for i:=1 to n do begin
  H_priv_i:=H_priv-i*Hx_priv/n;
  Ki:=(R1_priv-R2_priv)/H_priv_i;
  Skobka:=Sqr(R2_priv)-1;
  W_priv_i:=(R2_priv+2*Ki*h1_priv)*Skobka/(Sqr(R2_priv)*(2*h1_priv*Ki-
R2_priv*Skobka));
  W_zvezda_priv_i:=-W_priv_i*Sqr(R2_priv)/Skobka;
  C_priv_i:=1+W_zvezda_priv_i;
  P_priv_i:=2*C_priv_i*Ln(R2_priv)*((Power(4+3*Sqr(Ki),3/2)-8)/(9*Sqr(Ki))-
(1+Sqr(Ki))/(Sqrt(3)*Ki))+
```

```
(1+W_priv_i*Sqr(R2_priv))*(1+2*Ln((R2_priv+l2_priv)/R2_priv)/Sqrt(3)+h1_priv/(
R2_priv*Sqrt(3))+2*ms*(R2_priv+6*l2_priv)/(3*h1_priv*Sqrt(3)))+
  4*ms*Power(R2_priv,3)*Abs(W_priv_i)*(H_priv+l1_priv)/(Sqrt(3)*Skobka)+
  4*ms*(Hx_priv*i/n+l1_priv)*(1-W_priv_i*Sqr(R2_priv)/Skobka)/Sqrt(3);
  l1_priv:=l1_priv+Hx_priv*W_zvezda_priv_i/n;
  l2_priv:=Sqrt((Hx_priv*i/n-Skobka*l1_priv+Sqr(R2_priv)*h1_priv)/h1_priv)-
R2_priv;
```

```
//2021
```

```
//dL_up:=dL_up+Hx*W_zvezda_priv_i/n;
dL_up:=(1/(Sqr(R2)-Sqr(R1)))*(Sqr(R1)*Hx*i/n+h1*Sqr(R2)*Ln(1-(Hx*i/n)/H0));
```

```
K:=dL_up*(Sqr(R2)-Sqr(R1))/(Hx*i/n*Sqr(R1));
//l2:=Sqrt((Hx*i/n-Skobka*dL_up+Sqr(R2)*h1)/h1)-R2;
l2:=Sqrt((Sqr(R1)*Hx*i/n-(Sqr(R2)-Sqr(R1))*dL_up)/h1+Sqr(R2))-R2;
//Li:=K*Ln(Sqr(R2)/(Sqr(R2)-Sqr(R1)))+(1-K)*2*Ln((R2+l2)/R2);
Li:=K*Ln(Sqr(R2)/(Sqr(R2)-Sqr(R1)))+2*Ln((R2+l2)/R2);
```

```
{
```

```
ShowMessage('i='+IntToStr(i)+#13+
'Hx*i/n='+FloatToStr(Hx*i/n)+#13+
'дельта L вверх='+FloatToStr(dL_up)+#13+
```



```

'L2='+FloatToStr(I2)+#13+
'K='+FloatToStr(K)+#13+
'Li='+FloatToStr(Li));
}

case cxComboBox1.ItemIndex of
  0: SigmaS:=247*Power(Li,0.136);
  1: SigmaS:=131*Power(Li,0.28);
  2: SigmaS:=588*Power(Li,0.264);
  3: SigmaS:=705*Power(Li,0.278);
  4: SigmaS:=392*Power(Li,0.3591);
  5: SigmaS:= 22*Power(Li,0.189);
end;

P:=SigmaS*Pi*Sqr(R1)*P_priv_i/1000;

Series1.AddXY(Hx_priv*i/n, W_zvezda_priv_i);
Series2.AddXY(Hx_priv*i/n, P_priv_i);
//Series3.AddXY(Hx*i/n, I1_priv*R1);
//Series4.AddXY(Hx*i/n, I2_priv*R1);
Series3.AddXY(Hx*i/n, dL_up);
Series4.AddXY(Hx*i/n, I2);
Series5.AddXY(Hx*i/n, P);

//
dxFlowChart1.Objects[1].Top:=46-Round(Scale*I1_priv*R1);
dxFlowChart1.Objects[1].Height:=Round(Scale*(H0+I1_priv*R1))+2;

//
dxFlowChart1.Objects[2].Top:=Min(-3,dxFlowChart1.Objects[1].Top);
dxFlowChart1.Objects[2].Height:=50+Round(Scale*Hx*i/n);

//
dxFlowChart1.Objects[3].Width:=Round(Scale*(R2+I2_priv*R1))+2;

Application.ProcessMessages;
Sleep(50);
end;

end;

procedure TForm1.cxButton2Click(Sender: TObject);
begin
  Close;
end;

```

```

procedure TForm1.N1Click(Sender: TObject);
var ind:integer;
begin
  if SavePictureDialog1.Execute then begin
    ind:=SavePictureDialog1.FilterIndex;
    case ind of
      1: Chart1.SaveToBitmapFile(SavePictureDialog1.FileName+'.bmp');
      2: Chart1.SaveToMetafileEnh(SavePictureDialog1.FileName+'.emf');
      3: Chart1.SaveToMetafile(SavePictureDialog1.FileName+'.wmf');
    end;
  end;
  //ShowMessage(Copy(SaveDialog1.FileName,Length(SaveDialog1.FileName)-
2,3));
end;

```

```

procedure TForm1.MenuItem1Click(Sender: TObject);
var ind:integer;
begin
  if SavePictureDialog1.Execute then begin
    ind:=SavePictureDialog1.FilterIndex;
    case ind of
      1: Chart2.SaveToBitmapFile(SavePictureDialog1.FileName+'.bmp');
      2: Chart2.SaveToMetafileEnh(SavePictureDialog1.FileName+'.emf');
      3: Chart2.SaveToMetafile(SavePictureDialog1.FileName+'.wmf');
    end;
  end;
end;

end.

```

Points2.exe

```
unit Unit1;
```

```
interface
```

```
uses
```

```
Windows, Messages, SysUtils, Variants, Classes, Graphics, Controls, Forms,
Dialogs, TeEngine, Series, ExtCtrls, TeeProcs, Chart, cxGraphics,
cxControls, cxLookAndFeels, cxLookAndFeelPainters, cxContainer, cxEdit,
Menus, StdCtrls, cxButtons, cxTextEdit, cxMaskEdit, cxSpinEdit;
```

```

type
  TForm1 = class(TForm)
    Chart1: TChart;
    Series2: TLineSeries;
    Series3: TPointSeries;
    Panel1: TPanel;
    Label1: TLabel;
    Label2: TLabel;
    Label3: TLabel;
    Label4: TLabel;
    cxButton1: TcxButton;
    cxButton2: TcxButton;
    Series1: TLineSeries;
    edH1: TcxSpinEdit;
    edH_dno: TcxSpinEdit;
    edR2: TcxSpinEdit;
    edR1: TcxSpinEdit;
    Series4: TLineSeries;
    Series5: TLineSeries;
    procedure FormShow(Sender: TObject);
    procedure cxButton1Click(Sender: TObject);
    procedure cxButton2Click(Sender: TObject);
  private
    { Private declarations }
  public
    { Public declarations }
  end;

var
  Form1: TForm1;

implementation

{$R *.dfm}

procedure TForm1.FormShow(Sender: TObject);
begin
  Series1.Clear;
  Series2.Clear;

  Series1.AddXY(-0.42,0.61);
  Series1.AddXY(-0.4,0.597);
  Series1.AddXY(-0.333,0.48);
  Series1.AddXY(-0.284,0.392);

```

```
Series1.AddXY(-0.267,0.357);  
Series1.AddXY(-0.204,0.219);  
Series1.AddXY(-0.08,0.05);  
Series1.AddXY(0.1,0.05);  
Series1.AddXY(0.133,0.142);  
Series1.AddXY(0.178,0.242);  
Series1.AddXY(0.222,0.355);  
Series1.AddXY(0.267,0.487);  
Series1.AddXY(0.311,0.56);
```

```
Series2.AddXY(-0.351,0.756);  
Series2.AddXY(-0.288,0.701);  
Series2.AddXY(-0.25,0.622);  
Series2.AddXY(-0.178,0.489);  
Series2.AddXY(-0.102,0.342);  
Series2.AddXY(-0.058,0.222);  
Series2.AddXY(0.044,0.222);  
Series2.AddXY(0.089,0.356);  
Series2.AddXY(0.133,0.489);  
Series2.AddXY(0.178,0.622);  
Series2.AddXY(0.222,0.711);  
Series2.AddXY(0.267,0.756);
```

```
Series4.AddXY(-0.313,0.61);  
Series4.AddXY(-0.293,0.597);  
Series4.AddXY(-0.226,0.48);  
Series4.AddXY(-0.177,0.392);  
Series4.AddXY(-0.160,0.357);  
Series4.AddXY(-0.097,0.219);  
Series4.AddXY(0,0.05);
```

```
Series5.AddXY(-0.244,0.756);  
Series5.AddXY(-0.181,0.701);  
Series5.AddXY(-0.143,0.622);  
Series5.AddXY(-0.071,0.489);  
Series5.AddXY(0,0.342);
```

```
end;
```

```
procedure TForm1.cxButton1Click(Sender: TObject);  
var X1,X2,Y1,Y2:real;  
begin  
  X1:=edH1.Value/edR2.Value;  
  Y1:=(edR2.Value-edR1.Value)/edR2.Value;  
  X2:=-1*edH_dno.Value/edR2.Value;
```

```
Y2:=Y1;
```

```
Series3.Clear;
```

```
Series3.AddXY(X1,Y1);
```

```
Series3.AddXY(X2,Y2);
```

```
end;
```

```
procedure TForm1.cxButton2Click(Sender: TObject);
```

```
begin
```

```
  Close;
```

```
end;
```

```
end.
```

ДОДАТОК Є

«Затверджую»

Технічний директор

ПАТ «Енергомашспецсталь»

В.Ю. Станков



**Акт впровадження результатів спільних науково-дослідних робіт
Донбаської державної машинобудівної академії
на ПАТ «Енергомашспецсталь»**

В результаті проведених спільних наукових досліджень творчого колективу кафедри «Обробка металів тиском» (проф. д.т.н. Алієва Л.І.; докторанті Грудкіна Н.С., Левченко В.М., Малій Х.В. та аспіранті Картамишев Д.О., Іванова Ю.О., Корденко М.Ю.) впроваджені на ПАТ «Енергомашспецсталь» наступні результати:

- рекомендації по розрахунку деформаційних та силових режимів комбінованого об'ємного деформування і закритого прошивання поковок типу гільз і чаш;

- нові технологічні прийоми в вигляді елементів штампування в процесах кування порожнистих поковок складних форм та розроблені на їх основі технології, що забезпечує підвищення точності, зменшення металоємності та розширення номенклатури виробів які виготовляються на заводі;

- рекомендації та нові технологічні процеси виготовлення порожнистих виробів типу циліндрів із глухим та наскрізним отвором куванням, що забезпечують отримання високоякісних поковок із зменшеною металоємністю;

Нові технологічні процеси деформування забезпечили збільшення коефіцієнту виходу придатного при виготовленні крупних поковок на 10-15%, за рахунок зменшення величини напусків, підвищення точності поковок. Це в цілому дозволило знизити матеріальні витрати на виробництво крупних поковок типу дисків на 5–10%.

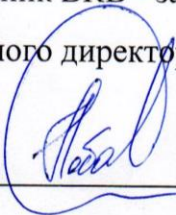
Реальний економічний ефект становив 1100 тис. грн. за рівнем цін на грудень 2020 року. Очікуваний економічний ефект від впровадження складає 1400 тис. грн. за рівнем цін на грудень 2020 року.

Акт призначений для спеціалізованих вчених рад з захисту докторських та кандидатських дисертацій та не є основою для висунення фінансових вимог.

Розрахунок економічного ефекту не наводиться, так як містить елементи комерційної таємниці ПАТ «Енергомашспецсталь».

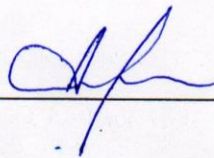
ПАО «Енергомашспецсталь»

Начальник ВКВ - заступник
технічного директора з ПВ, к.т.н.

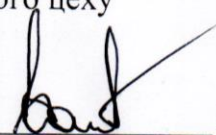

О.І. Лобанов

ДДМА


Зав. кафедри «Обробка металів
тиском», д.т.н., проф.


І.С. Алієв

Начальник ковальського-
пресового цеху


В.В. Панов

Проф. кафедри «Обробка металів
тиском», д.т.н., проф.


П.Б. Абхарі

«Затверджую»

Голова правління
генеральний директор ПАТ НКМЗ
І.С.Протиняк



**Акт впровадження результатів науково-дослідних робіт,
проведених між ПАТ «Новокраматорський машинобудівний завод» і
Донбаської державної машинобудівної академією**

В результаті проведених спільних наукових досліджень під керівництвом д.т.н., проф. Алієва І.С. впроваджені на ПАТ «НКМЗ» наступні результати:

- енергосилові параметри процесів пластичного деформування заготовок в процесах штампування складнопрофільованих виробів з додатковим силовим впливом інструменту на заготовку;

- рекомендації щодо розрахунку оснащення і обладнання для пластичного деформування порожнистих виробів типу гільз, що забезпечує складну кінематику руху інструменту і додаткове силовий вплив на заготовку;

- методику розрахунку силових режимів процесів деформування комбінованим видавлюванням деталей в роз'ємних матрицях, що дозволяють розрахувати питоме навантаження на інструмент та розрахувати його стійкість.

Нові технологічні розробки забезпечили зменшення собівартості продукції ПАТ «НКМЗ».

За рахунок зниження трудомісткості проектно-технологічних робіт, економічний ефект склав 1800 тис. грн. за рівнем цін 2020 року.

Цей акт призначений для вчених і дисертаційних рад і не є підставою для пред'явлення фінансових вимог.

Розрахунок економічного ефекту не наводиться, так як містить елементи комерційної таємниці ПАТ «НКМЗ».

Директор виробництва
прокатного обладнання

В.О.Ступак

Приватне акціонерне товариство
«ДРУЖКІВСЬКИЙ ЗАВОД МЕТАЛЕВИХ ВИРОБІВ»

84205, м. Дружківка Донецької обл., вул. Соборна, 3
АТ «ПУМБ»
Р/р UA96334851000000002600224241
код ЄДРПОУ 00191052
ІПН 001910505109
e-mail: dmf@dmf.com.ua
тел./факс: (06267) 4-47-11



ДСТУ
ISO 9001-2015

Частное акционерное общество
«ДРУЖКОВСКИЙ МЕТИЗНЫЙ ЗАВОД»

84205, г. Дружковка Донецкой обл., ул. Соборная, 3
АО «ПУМБ»
Р/с UA96334851000000002600224241
код ЄДРПОУ 00191052
ИНН 001910505109
e-mail: dmf@dmf.com.ua
тел./факс: (06267) 4-47-11

06.08.2020 № 011/184
На № _____ от _____



Затверджую
Технічний директор
А.Л. Шаповалов

Акт впровадження

Комісія у складі: В.о. начальника технічного відділу Кіколенко С.М.,
начальника ЦЗЛ Ягупець Т.П.
склала акт про впровадження на ДЗМВ за науково-технічними
дослідженнями творчого колективу кафедри «Обробка металів тиском»
Донбаської державної машинобудівної академії під керівництвом д.т.н.,
професора Алієва І.С. наступних результатів:

- рекомендації з розробки процесів, способів та штампового оснащення на основі використання схем пластичного деформування комбінованим послідовним та суміщеним видавлюванням в роз'ємних матрицях;
- методики розрахунку та програмний модуль з визначення енергосилового режиму деформування в процесах висаджування і видавлювання в роз'ємних матрицях, що дозволяють розрахувати навантаження на інструмент та його стійкість;
- методики розрахунку та прогнозування формоутворення та дефектоутворення в процесах комбінованого об'ємного деформування, що дозволяють оцінити дотримання якості та розмірів готового виробу;
- методики визначення оптимальної конфігурації і параметрів інструменту холодного об'ємного штампування із урахуванням конструктивних особливостей інструменту і з можливістю керування формоутворенням деталі;

- маловідходні технологічні процеси комбінованого поперечного видавлювання-висаджування та наскрізного прошивання стрижневих і порожнистих деталей (типу шарових пальців, втулок, кілець і інш.).

Запропоновані технологічні рекомендації та процеси забезпечують розширення номенклатури деталей, що виготовляються ДЗМВ, зменшення припусків та напусків на розміри деталей за рахунок підвищення їх точності, що дозволило знизити матеріальні витрати на виробництво холодно штампованих деталей на 12-15 %. Реальний економічний ефект становив 1250 тис. грн. за рівнем цін 2020 року. Детальний розрахунок економічного ефекту не наводиться з огляду на дотримання комерційної таємниці ДЗМВ.

Акт призначений для спеціалізованих вчених рад із захисту докторських та кандидатських дисертацій та не є основою для висунення фінансових вимог.

В.о. начальника технічного відділу



С. М.Кіколенко

Начальник ЦЗЛ



Т.П.Ягупець

Deo Juvante¹**ТОВ «ЗАВОД РЕЙКОВИХ СКРІПЛЕНЬ»**

49000, м. Дніпро, вул. Ливарна 13/7
 Дніпропетровська обл., Україна Код ЄДРПОУ 39712739
 E-mail: info@rails.com.ua Тел: +38 (056) 795-70-77

**Акт впровадження**

Комісія у складі представників: директор ТОВ «Завод рейкових скріплень» («ЗРС») Григоренко Андрій Валерійович та завідувача кафедри «Комп'ютеризовані дизайн і моделювання процесів і машин» (КДіМПП) Донбаської державної машинобудівної академії (ДДМА) Марков Олег Євгенійович склали цей акт в тім, що в результаті проведених спільних наукових досліджень та опитно-промислових апробацій на ТОВ «ЗРС» у рамках господарчого договору докторантом кафедри КДіМПП Н.С. Грудкіною та аспірантами кафедри А. С. Хвацінським та В. В. Пановим впроваджені на ТОВ «ЗРС» наступні результати наукових робіт:

- рекомендацій з розробки процесів, способів та штампового оснащення на основі використання схем комбінованого послідовного та суміщеного пластичного деформування складнопрофільованих пустотілих деталей;
- методики розрахунку та прогнозування формоутворення заготовки в процесі комбінованого деформування, що дозволяють оцінити дотримання якості та розмірів готового виробу;
- методики визначення оптимальної конфігурації інструменту із урахуванням наявності конструктивних особливостей деталей з огляду на можливості керування формоутворенням деталі;
- креслення оснащення та штамів для реалізації процесів деформування складнопрофільованих деталей відповідального призначення.

Запропоновані технологічні рекомендації, процеси та оснащення забезпечують розширення номенклатури деталей, що виготовляються на ТОВ «ЗРС», зменшення припусків та напусків на розміри деталей за рахунок підвищення їх точності, що дозволило знизити матеріальні витрати на виробництво виготовлених деталей на 12-15 %. Реальний економічний ефект становив 1 220 тис. грн. за рівнем цін 2019 року. Детальний розрахунок економічного ефекту не наводиться з огляду на дотримання комерційної таємниці ТОВ «ЗРС».

Акт призначений для спеціалізованих вчених рад із захисту докторських та кандидатських дисертацій та не є основою для висунення фінансових вимог.

Директор:



Григоренко А. В.

 www.zrs.com.ua

Затверджую:

Перший проректор, проректор з науково-педагогічної, навчальної та методичної роботи Донбаської державної машинобудівної академії

 А.М. Фесенко

«25» 05 2020 р.

ДОВІДКА ПРО ВПРОВАДЖЕННЯ

Матеріали дисертаційної роботи, виконаної докторантом кафедри «Комп'ютеризовані дизайн і моделювання процесів і машин» (КДіМПМ) Грудкіної Наталії Сергіївни на тему «Розвиток енергетичних методів аналізу технологічних режимів та удосконалення процесів точного об'ємного штампування видавлюванням», що містять:

– розрахункові моделі енергосилових параметрів, формоутворення та прогнозування дефектоутворення у вигляді утягнення для процесів комбінованого суміщеного та послідовного радіально-поздовжнього видавлювання;

– програмний продукт, що містить розроблені кінематичні модулі трикутної та трапецеїдальної форми із рекомендаціями щодо їхнього використання для моделювання процесів комбінованого видавлювання інструментом складної конфігурації;

– рекомендації щодо проектування штампового оснащення та технологічного процесу штампування порожнистих деталей з зовнішнім та внутрішнім фланцем

у вигляді програмного продукту та посібника для студентів галузі 13 «Механічна інженерія» денної та заочної форм навчання «Основи технології металообробки» використовуються на кафедрі обробки металів тиском (ОМТ) та КДіМПМ Донбаської державної машинобудівної академії в рамках викладання дисциплін: «Теорія обробки металів тиском», «Теорія процесів ковальсько-штампувального виробництва», «Комп'ютерне забезпечення процесів обробки металів тиском», «Експериментально-аналітичні методи дослідження», «Розрахунки процесів ОМТ. МСЕ», а також при виконанні проектних та практичних робіт студентами та магістрантами.


Завідуючий кафедрою КДіМПМ
доктор техн. наук, професор



О.Є. Марков

«Затверджую»

Перший проректор, проректор з
науково-педагогічної, навчальної
та методичної роботи Донбаської
державної машинобудівної академії

 А.М. Фесенко
« 2 » 09 2020 р.



ДОВІДКА

про часткову участь канд. техн. наук, докторанта КДіМПП
Грудкіної Наталії Сергіївни в економічному ефекті від результатів
впровадження спільних науково-дослідних робіт
Донбаської державної машинобудівної академії

Результати дисертаційної роботи докторанта КДіМПП Грудкіної Н.С. були використані на ПрАТ «Новокраматорський машинобудівний завод» (НКМЗ) та ПАТ «Енергомашспецсталь» (ЕМСС) м. Краматорська, ТОВ «Завод рейкових скріплень» (ЗРС) м. Дніпро, ПАТ «Дружківський завод металевих виробів» (ДЗМВ) в рамках спільних науково-дослідних тем з вдосконалення методики розрахунку та проектування процесів точного об'ємного штампування видавлюванням, способів, технологій та оснащення для виробництва гаряче- та холоднодеформованих заготовок та виробів.

Загальний економічний ефект за рівнем цін відповідного року за актами впровадження та частка участі виконавиці робіт Грудкіної Н.С. наведено в таблиці:

| Підприємство | Рік впровадження | Загальний фактичний економічний ефект, тис. грн. | Економічний ефект (частка) | |
|--------------|------------------|--|----------------------------|-----------------------|
| | | | Відсоток, % | Очікуваний, тис. грн. |
| ТОВ ЗРС | 2019 | 1 220 000 | 30 % | 366 000 |
| ПрАТ НКМЗ | 2020 | 1 800 000 | 30 % | 540 000 |
| ПАТ ЕМСС | 2020 | 1 100 000 | 30 % | 330 000 |
| ПАТ ДЗМВ | 2020 | 1 250 000 | 25 % | 312 500 |
| Всього | | | | 1 548 500 |

Керівник науково-дослідного сектору



В.С. Кривунь