

МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ
ЦЕНТРАЛЬНОУКРАЇНСЬКИЙ НАЦІОНАЛЬНИЙ ТЕХНІЧНИЙ УНІВЕРСИТЕТ
НАЦІОНАЛЬНА АКАДЕМІЯ НАУК УКРАЇНИ
ІНСТИТУТ НАДТВЕРДИХ МАТЕРІАЛІВ ІМЕНІ В.М. БАКУЛЯ
МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ
НАЦІОНАЛЬНИЙ ТЕХНІЧНИЙ УНІВЕРСИТЕТ УКРАЇНИ «КИЇВСЬКИЙ
ПОЛІТЕХНІЧНИЙ ІНСТИТУТ ІМЕНІ ІГОРЯ СІКОРСЬКОГО»

Кваліфікаційна наукова праця
на правах рукопису

НЕМИРОВСЬКИЙ ЯКІВ БОРИСОВИЧ

УДК 621.787.4

ДИСЕРТАЦІЯ

НАУКОВІ ОСНОВИ ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ТОЧНОСТІ ПРИ ДЕФОРМУЮЧОМУ ПРОТЯГУВАННІ

Спеціальність 05.02.08 - технологія машинобудування

Технічні науки

Подається на здобуття наукового ступеня доктора технічних наук

Дисертація містить власні дослідження. Використання ідей, результатів і текстів інших авторів мають посилання на відповідне джерело _____ Я.Б. Немировський

Науковий консультант Посвятенко Едуард Карпович, заслужений діяч науки і техніки України, доктор технічних наук, професор

Київ - 2018

АНОТАЦІЯ

Немировський Я. Б. Наукові основи забезпечення точності при деформуючому протягуванні. – Кваліфікаційна наукова праця на правах рукопису.

Дисертація на здобуття наукового ступеня доктора технічних наук за спеціальністю 05.02.08 “Технологія машинобудування” – Центральноукраїнський національний технічний університет МОН України, Інститут надтвердих матеріалів НАН України імені В.М. Бакуля, Національний технічний університет України «Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського» МОН України, Київ, 2018.

В дисертації вирішена науково-технічна проблема – створення наукових основ технологічного управління параметрами точності деталей, оброблених деформуючим протягуванням.

В роботі виконаний аналіз праць, присвячених вивченню впливу технологічних факторів на точність деталей, оброблених деформуючим протягуванням. Проаналізовані існуючі дані по впливу вихідної різновтовщинності на похибки оброблених заготовок. Встановлено відсутність в існуючих роботах поглибленого аналізу причин утворення геометричних похибок при деформуючому протягуванні. Представлені в літературі шляхи керування точністю стосуються вирішення окремих випадків обробки, потребують подальшого розвитку та визначення технологічних шляхів забезпечення необхідних параметрів точності при деформуючому протягуванні.

Визначено, що проблему по розробці науково-обґрунтованих технологічних методів управління параметрами точності оброблених деталей необхідно вирішувати на основі вивченої технологічної механіки їх пластичного деформування.

На основі аналізу існуючих робіт встановлено, найбільш точною схемою осередку деформації являється схема, що має ділянку контакту сполучену з позаконтактними зонами. Теоретичні моделі по опису в осередку деформації при деформуючому протягуванні в літературі відсутні, а експериментальні моделі по

опису геометричних параметрів в осередку деформації коректні тільки в рамках проведених експериментів і не завжди вірно описують фізичну сутність процесу.

Розроблена методологія роботи та методика виконання експериментальних і розрахункових досліджень. Приведені схеми та конструкції оригінальних та відомих пристроїв для визначення: сил протягування, довжини контакту та параметрів позаконтактних зон, похибок профілю обробленого отвору, контактного тиску, коефіцієнта тертя осьових деформацій обробленої заготовки, осьових напружень в стінці оброблюваної заготовки. Описані методики досліджень контактної зони осередку деформації, визначення деформуємості чавуну в умовах близьких до всебічного тиску, визначення деформації при рівномірному двоосьовому розтягненні, металографічних досліджень та шорсткості обробленої поверхні. Розроблена розрахункова методика для визначення кінематичних, енергетичних та геометричних параметрів осередку деформації.

На основі енергетичного методу розроблена математична модель осередку деформації заготовок з невеликою товстостінністю. Вона ґрунтується на варіюванні функціоналу потужності зовнішніх і внутрішніх сил деформування, при цьому використані параметри кінематично-можливих полів швидкостей деформацій. У відповідності з вимогами до моделі побудовано кінематично-можливе поле швидкостей деформації. Це поле визначалось декількома варійованими параметрами. Для їх знаходження використані варіаційні принципи.

Геометрію серединної поверхні контактної ділянки описано рівнянням прямої, позаконтактних зон – поліномами 4-ї степені. Виведено рівняння потужності пластичних деформацій контактної ділянки та позаконтактних зон.

Визначено з умов нестискання та нерозривності деформації зміну швидкості осьової течії матеріалу та товщини стінки заготовки на кожній ділянці осередку деформації.

В результаті чисельного моделювання визначена залежність довжини позаконтактної зони від товщини стінки заготовки.

Отримана залежність довжини контактної зони від товстостінності заготовки. Показано, що довжину контакту необхідно розраховувати по двох моделях

осередку деформації, одна із яких враховує вплив висоти напливу, що виникає в локальній зоні пластичного деформування.

Шляхом комп'ютерного моделювання встановлена закономірність течії матеріалу в осередку деформації. У зоні контакту процес деформування носить стійкий характер, а у позаконтактних зонах має явно виражений нестійкий характер. На підставі цього обґрунтовано важливе науково-технічне положення: позаконтактні зони являються місцем інтенсивного утворення геометричних похибок обробленого отвору.

На основі розробленої моделі осередку деформації науково-обґрунтовані шляхи технологічного управління енерговитратами на процес. Це здійснюється через зміну технологічних факторів, що впливають на складові загальної потужності.

На підставі експериментального дослідження деформації оброблених заготовок встановлено:

- із збільшенням товщини стінки укорочення заготовки переходить в подовження, що обумовлено спільним впливом контактного тиску і схеми протягування;
- при досягненні контактним тиском критичного значення якісно змінюється схема формоутворення заготовки – її укорочення переходить у подовження при наявності критичного контактного тиску, довжина заготовки не змінюється;
- величина критичного контактного тиску визначається тільки властивостями оброблюваного матеріалу і залежить від товстостінності, кута нахилу твірної робочого конусу деформуючого елемента та натягу на нього.

Вплив оброблюваного матеріалу на довжину контакту та на осьову деформацію спостерігається тільки при наявності в зоні контакту критичного тиску. Для цього випадку методом регресійного аналізу експериментальних даних отримані інтерполяційні залежності для визначення осьових деформацій.

На підставі експериментального дослідження осьових деформацій оброблених заготовок встановлені причини утворення похибок в зоні контакту. Вони обумовлені варіацією осьових деформацій ділянок різновисотних в окружному напрямку заготовок. Розроблена аналітично-експериментальна модель

викривлення осі оброблених деталей. Це дало можливість встановити технологічні шляхи управління величиною цієї похибки.

Розроблено математичну модель деформування заготовки з вихідною різнотовщинністю в окружному напрямку. Встановлено зв'язок між деформацією отвору і кутовим розміром пластичної області в залежності від вихідної різнотовщинності заготовки та механічних властивостей її матеріалу.

Розроблений спосіб протягування нерівножорсткої заготовки з гарантованою локалізацією пластичної деформації за рахунок створення в ній жорстких та пластичних ділянок. Розроблена теоретична модель деформування такої заготовки. Це забезпечує можливість обробки деформуючим протягуванням деталей із значним перепадом товщини стінки.

Встановлено особливості деформування деталей з малими натягами. Показано, що обробку чавунних деталей з кінцевою товщиною стінки необхідно здійснювати з малими пластичними деформаціями поверхневого шару отвору при відсутності їх поблизу зовнішньої поверхні. Розроблено схему деформування з використанням зворотного ходу інструменту, що реалізує цю умову. Визначальним режимним параметром для досягнення необхідної точності при деформуванні з малими натягами є величина сумарної пластичної деформації. Вона обмежується необхідною точністю форми отвору, а при обробці виробів із напівкрихких матеріалів необхідною точністю та ресурсом пластичності оброблюваного матеріалу.

Виділено та систематизовано основні види геометричних похибок заготовок, оброблених деформуючим протягуванням. Встановлено вплив режимних факторів та геометрії інструменту на величину геометричних похибок.

Встановлено, що похибки деталей, оброблених деформуючим протягуванням, утворюються як у контактній так і позаконтактних зонах осередку деформації. Основними причинами їх утворення являється нестійкість течії матеріалу у осередку деформації, варіація осьових деформацій ділянок різнотовщинних в окружному напрямку заготовок та вплив зовнішніх факторів: вихідної похибки заготовки, похибок її базування, які спотворюють

осесиметричність деформування. Визначено шляхи технологічного управління параметрами точності при деформуючому протягуванні. Показано можливості значного зниження похибок за рахунок: впливу зовнішніх стабілізуючих факторів, які усувають нестійкість деформування у позаконтактних зонах, зменшення в зоні контакту варіації осьових деформацій ділянок різнотовщинних в окружному напрямку заготовок, усунення дії зовнішніх збурюючих факторів, що спотворюють осесиметричність деформування, виключення похибок форми зовнішньої поверхні оброблених заготовок.

Розроблено науково-обґрунтовані способи деформування, нові схеми протягування, конструкції інструментів. Приведені технологічні рекомендації по визначенню раціональних режимів протягування.

Приведені аналітичні залежності для розрахунку максимальної похибки деталі при обробці її по схемам стиснення і розтягнення. Розроблені алгоритми технологічного управління схемою формоутворення заготовки, параметрами точності при розробці слідуючих технологічних процесів: деформування глибоких отворів у різнотовщинних заготовках, відновлення геометричної точності зношених поршневих пальців.

Найбільш суттєві положення наукової новизни у виконаних дослідженнях:

- вперше розроблена математична модель осередку деформації, яка дозволила вивчити особливості деформування в ньому та встановити причини утворення геометричних похибок.
- вперше визначено варіацію осьових деформацій ділянок різнотовщинних в окружному напрямку заготовок, що дозволило розробити аналітично-експериментальну модель викривлення осі оброблених деталей.
- експериментально встановлено, що у випадку досягнення контактним тиском критичного значення якісно змінюється схема формоутворення заготовки переходом укорочення до видовження.
- вперше розроблена теоретична модель деформування різнотовщинних заготовок, яка дозволила врахувати вплив різнотовщинності на вибір мінімально необхідної деформації отвору.

- вперше розроблена теоретична модель деформування нерівножорсткої деталі, що має в поперечному перерізі жорсткі та пластичні ділянки.
- вперше виконано теоретичний аналіз енергозатрат на процес.

Результати роботи пройшли промислову апробацію та лягли в основу розробки ресурсозберігаючих ефективних технологічних процесів обробки різнотовщинних заготовок стволів та хвилеводних вигинів; робочих поверхонь отворів гільз ДВЗ із чавуну; технологічних процесів відновлення геометричної точності зношених поршневіх пальців ДВЗ, розширювачів для алмазного буріння та комбінованих протяжок для обробки отворів у чавунних заготовках.

Ключові слова: деформуюче протягування, осередок деформації, зона контакту, позаконтактні зони, точність, геометрична похибка, різнотовщинність заготовки, стабілізуючі та збурюючі фактори.

Список опублікованих праць за темою дисертації

1. Механіка комбінованого протягування графітовмісних чавунів. Монографія [Текст] / Э.К. Посвятенко, Я.Б. Немировський, О.В. Чернявський, П.М. Єрьомін; М-во освіти та науки України, Кіровоградський Нац. техн. ун-т. – Кропивницький, 2017. – 286 с. *(сформульовано і визначені дослідження по вивченню точності деталей, оброблених з малими натягами, визначена схема осередку та його параметри при обробці з малими натягами, описані методики для визначення довжини контакту, коефіцієнта тертя)*

2. Математическое моделирование процесса деформирующего протягивания [Текст] / Е.А. Балаганская, Б.А. Голоденко, Я.Б. Немировский, Ю.А. Цеханов; М-во образования Рос. Федерации. Воронеж. гос. технол. акад. – Воронеж : Воронеж. гос. технол. акад., 2001. – 194 с. *(сформульовані завдання, проведені експериментальні дослідження деформацій оброблених заготовок та визначені граничні умови отриманих моделей)*

3. Немировский Я.Б. Вплив умов базування на точність деталей, оброблених деформуючим протягуванням [Текст] / Я.Б. Немировский // Вісник Тернопільського національного технічного університету: Наук. журнал. – Тернопіль, ТНТУ, 2014. – №3 (75).– С.144-157 *(Журнал входить до*

наукометричної бази TET Inspec реєстраційний номер ISSN 1727-7108).

4. Немировский Я.Б. Технологическое обеспечение точности при обработке отверстий деформирующим протягиванием [Текст] / Я.Б. Немировский // Резание и инструмент в технологических системах: междунар. науч.-техн. сб. – Харьков : НТУ Украины «ХПИ», 2013. – Вып. 83. – С. 195–207 (Збірник входить до наукометричної бази *Ulrich's Periodical's Directory (New Jersey, USA)* реєстр. номер ISSN 2078-7105).

5. Немировский Я.Б. Особенности деформирующего протягивания разнотолщинных заготовок [Текст] / Я.Б. Немировский // Техніка в сільськогосподарському виробництві, галузеве машинобудування, автоматизація : зб. наук. пр. / Кіровогр. нац. техн. ун-т. – Кіровоград, 2013. – Вип. 26. – С. 135–142.

6. Nemirovskyy Ya. Issues about limit plastic deformatons of deforming of cast iron parts [Text] / Ya. Nemirovskyy, O. Chernyavskyy, P. Yeryomin, Yu. Tsekhanov // Scientific Journal of the Ternopil National Technical University. – №1(81).– Ternopil, TNTU, 2016.– pp. 88-97 (Журнал входить до наукометричної бази TET Inspec реєстраційний номер ISSN 1727-7108). (розроблені умови деформування графітовмісних чавунів)

7. Немировский Я.Б. Влияние схемы протягивания на точность изделий, обработанных деформирующим протягиванием [Текст] / Я.Б. Немировский // Високі технології в машинобудуванні: зб. наук. пр. – Харків : НТУ України «ХПШ», 2007. – Вип. 2 (15). – С. 172–179.

8. Немировский Я.Б. Восстановление калибрующих расширителей для алмазного бурения [Текст] / Я.Б. Немировский // Сверхтвердые материалы. – 2004. – № 1. – С. 64–72 (Журнал входить до наукометричної бази *Web of Science* реєстр. номер ISSN 0203-3119).

9. Немировский Я.Б. Анализ энергетических параметров очага деформации при деформирующем протягивании [Текст] / Я.Б. Немировский // Техніка в сільськогосподарському виробництві, галузеве машинобудування, автоматизація : зб. наук. пр. / Кіровогр. нац. техн. ун-т. – Кіровоград, 2003. – Вип. 13. – С. 32–40..

10. Немировский Я.Б. Точность отверстий, обработанных деформирующим

протягиванием [Текст] / Я.Б. Немировский // Резание и инструмент в технологических системах: междунар. научн.-техн. сб. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2003. – Вып.65. – С.111-118.

11. Немировский Я.Б. Погрешности наружной поверхности заготовок, обработанных деформирующим протягиванием [Текст] / Я.Б. Немировский // Високі технології машинобудування: междунар. научн.-техн. сб. – Харьков : НТУ України «ХПИ», 2013. – Вып. (1) 23. – С. 130-136 (*Збірник входить до науковометричної бази Ulrisch's Periodical's Directory (New Jersey, USA) реєстр. номер ISSN 2078-7677*).

12. Немировский Я.Б. Обеспечение геометрической точности изделий на основе изучения механики деформирующего протягивания [Текст] / Я.Б. Немировский // Резание и инструмент в технологических системах: междунар. научн.-техн. сб. – Харьков : НТУ України «ХПИ», 2002. – Вып. 61. – С. 146–153.

13. Немировский Я.Б. Особенности процессов в контактной зоне очага деформации при деформирующем протягивании [Текст] / Я.Б. Немировский, Ю.А. Цеханов // Сучасні технології в машинобудуванні: зб. наук. праць. – Харків : НТУ України «ХПИ», 2013. – Вип. 8. – С. 74–84 (*Збірник входить до науковометричної бази Ulrisch's Periodical's Directory (New Jersey, USA) реєстр. номер ISSN 2078-7499*). (*здобувачем визначено умови деформування в контактній зоні осередку деформації*)

14. Немировский Я.Б. Геометрическая точность изделий обработанных деформирующим протягиванием с малыми деформациями [Текст] / Я.Б. Немировский, А.В. Чернявский // Резание и инструмент в технологических системах : междунар. научн.-техн. сб. – Харьков : НТУ України «ХПИ», 2005. – Вып. 69. – С. 201–210. (*здобувачем розглянуті умови формування похибок при обробці з малими натягами*)

15. Немировский Я.Б. Особенности расчета усадки отверстий при деформирующем протягивании деталей из чугуна [Текст] / Я.Б. Немировский, А.В. Чернявский, П.Н. Еремин // Високі технології в машинобудуванні: междун. научн.-техн. сб. – Харків: НТУ України «ХПИ», 2014. – Вип. 1(24). – С.109-121 (*Збірник*

входить до наукометричної бази Ulrich's Periodical's Directory (New Jersey, USA) реєстр. номер ISSN 2078-7677). (здобувачем визначені особливості усадки отвору при протягуванні виробів із чавуну)

16. Немировский Я.Б. Некоторые вопросы контактного взаимодействия при деформирующем протягивании [Текст] / Я.Б. Немировский, А.В. Чернявский // Резание и инструмент в технологических системах: междунар. науч.-техн. сб. – Харьков : НТУ Украины «ХПИ», 2006. – Вып. 70. – С. 322–331. *(здобувачем описано осередок деформації при обробці з малими натягами та визначені характеристики контактної зони)*

17. Немировский Я.Б. Влияние геометрии деформирующего элемента на его прочность [Текст] / Я.Б. Немировский, Л.И. Деревец, С.Б. Полотняк // Сверхтвердые материалы. – 2004. – № 2. – С. 60–65 *(Журнал входить до наукометричної бази Web of Science реєстр. номер ISSN 0203-3119). (здобувачем виконаний аналіз результатів розрахунків)*

18. Немировский Я.Б. Исследование изменения размеров полых осесимметричных заготовок при раздаче их деформирующим протягиванием [Текст] / Я.Б. Немировский, Ю.А. Цеханов, Е.А. Балаганская // Кузнечно-штамповое производство. Обработка материалов давлением. – 2005. – № 2. – С. 12–15. *(іноземне видання, проведені дослідження по визначенню осьових деформацій оброблених заготовок)*

19. Немировский Я.Б. Особенности обработки гильз ДВС деформирующим протягиванием [Текст] / Я.Б. Немировский, А.В. Чернявский // Техніка в сільськогосподарському виробництві, галузеве машинобудування, автоматизація : зб. наук. пр. / Кіровогр. нац. техн. ун-т. – Кіровоград, 2004. – Вип. 15. – С. 425–432. *(здобувачем визначені особливості формування похибок при обробці гільз із чавуну)*

20. Немировський Я.Б. Відновлення поршневих пальців на основі деформуючого протягування [Текст] / Я.Б. Немировський, Л.І. Деревець // Механізація та електрифікація сільського господарства : міжвідом. темат. наук. зб. / НААН, Нац. наук. центр «Ін-т механізації та електрифікації сіл. госп-ва». – Глеваха: ННЦ «ІМЕСГ», 2003. – Вип. 87.– С. 269–278. *(здобувачем розроблений*

технологічний процес відновлення поршневих пальців)

21. Немировский Я.Б. Кривизна оси разнотолщинных заготовок обработанных деформирующим протягиванием [Текст] / Я.Б. Немировский, А.И. Геровский // Техніка в сільськогосподарському виробництві, галузеве машинобудування, автоматизація : зб. наук. пр. / Кіровоград. нац. техн. ун-т. – Кіровоград, 2004. – Вип. 14. – С. 222–229. *(здобувачем розроблена модель, визначено вплив режимів протягування та геометрії на кривизну осі обробленої деталі)*

22. Немировский Я.Б. Применение вариационных принципов для анализа энергетических и кинематических параметров процесса деформирующего протягивания [Текст] / Я.Б. Немировский, Ю.А. Цеханов // Резание и инструмент в технологических системах : междунар. науч.-техн. сб. – Харьков : НТУ Украины «ХПИ», 2001. – Вып. 60. – С. 154–159. *(здобувачем розроблена модель осередку деформації)*

23. Немировский Я.Б. Пути снижения энергозатрат при деформирующем протягивании трубных заготовок [Текст] / Я.Б. Немировский, Ю.А. Цеханов, Е.А. Балаганская // Изв. Тульского гос. ун-та. Сер. Механика деформируемого твердого тела и обраб. металлов давлением. – 2003. – Вып. 1. – С. 91–100. *(іноземне видання, здобувачем виконаний енергетичний аналіз та визначені шляхи управління енергозатратами)*

24. Левитас В.И. Конструкционная прочность твердосплавных рабочих элементов деформирующих протяжек [Текст] / В.И. Левитас, Я.Б. Немировский, С.Б. Полотняк // Пробл. прочности. – 1994. – № 12. – С. 62–68. *(здобувачем поставлена задача по розробці методики розрахунку та виконаний аналіз розрахункових результатів)*

25. Цеханов Ю.А. Влияние технологических параметров деформирующего протягивания на конечные деформации заготовок [Текст] / Ю.А. Цеханов, Я.Б. Немировский // Високі технології в машинобудуванні: зб. наук. праць / Харківський держ. політехн. ун-т. – Харків, 2000. – Вип. 1 (3). – С. 281–285. *(здобувачем виконаний аналіз експериментальних даних по визначенню деформації)*

оброблених заготовок)

26. Немировский Я.Б. Анализ энергетических и кинематических параметров очага деформации при деформирующем протягивании [Текст] / Я.Б. Немировский, Ю.А. Цеханов, Е.А. Балаганская // Изв. Тульского гос. ун-та. Сер. Механика деформируемого твердого тела и обработка металлов давлением. – 2002.– Вып 1. – С.177-182. *(іноземне видання, здобувачем виконаний аналіз розрахунків по визначенню енергозатрат та кінематичних параметрів осередку деформації)*

27. Немировський Я.Б. До питання міцності поршневих пальців відновлених деформуючим протяганням [Текст] / Я.Б. Немировський, Л.І. Деревець, Ю.А. Цеханов // Механізація та електрифікація сільського господарства : міжвідом. темат. наук. зб. / НААН, Нац. наук. центр «Ін-т механізації та електрифікації сіл. госп-ва». – Глеваха: ННЦ «ІМЕСГ», 2004. – Вип. 88.– С. 142–151. *(здобувачем розроблена методика по оцінці міцності відновлених пальців і виконано аналіз результатів розрахунку)*

28. Немировский Я.Б. Шероховатость поверхностей трения гильз ДВС, обработанных с использованием пластического деформирования [Текст] / Я.Б. Немировский, М.М. Потемкин, А.В. Чернявский // Трение и износ. – 1989. – Т. 10, № 3. – С. 446–451. *(виконаний аналіз параметрів якості при обробці гільз ДВЗ деформуючим протягуванням)*

29. К вопросу использования алмазов для изучения контактного взаимодействия инструмента с деталью при деформирующем протягивании [Текст] / А.М. Розенберг, О.А. Розенберг, Ю.А. Цеханов, Я.Б. Немировский, В.В. Кривошея // Сверхтвердые материалы. – 1984. – № 3. – С. 39–43. *(оцінені похибки та розроблені умови для збільшення точності визначення довжини контакту)*

30. Цеханов Ю.А. Влияние разнотолщинности заготовки на процесс ее раздачи при деформирующем протягивании [Текст] / Ю.А. Цеханов, Е.А. Балаганская, Я.Б. Немировский // Високі технології в машинобудуванні: зб. наук.пр. – Харків: НТУ «ХПІ», 2002. – Вип.1. – С. 427-431. *(здобувачем розроблена модель, виконаний аналіз результатів розрахунку)*

31. Розенберг О.А. Сборная твердосплавная протяжка для обработки гильз и

цилиндров [Текст] / О.А. Розенберг, Я.Б. Немировский, А.В. Чернявский // Станки и инструмент. – 1986. – № 8. – С. 18–19. *(розроблена конструкція деформуючої протяжки для обробки отворів в деталях із чавуну)*

32. Геровский А.И. Осевые напряжения в заготовке при деформирующем протягивании по схеме с ограничением осевой деформации [Текст] / А.И. Геровский, Я.Б. Немировский // Повышение эффективности протягивания (Качество обраб.): сб. науч. тр. / Риж. политехн. ин-т; [Редкол.: Ведмедовский В. А. (отв. ред.) и др.]. – Рига : РПИ, 1990. – С. 108–114. *(розроблена методика виміру осьових напружень та визначено вплив на них режимів протягування і геометрії інструмента)*

33. Увеличение срока службы калибрующих расширителей для алмазного бурения [Текст] / О.А. Розенберг, Я.Б. Немировский, А.А. Бугаев, А.Ф. Полешко // Сверхтвердые материалы. – 1985. – № 6. – С. 52–57. *(розробка ремонтпридатної конструкції розширювача для буріння)*

34. Применение износостойких покрытий на рабочих элементах деформирующих протяжек [Текст] / О.А. Розенберг, Я.Б. Немировский, С.Е. Шейкин, З.Г. Власюк // Сверхтвердые материалы. – 1987. – № 1. – С. 36–41. *(розроблена методика визначення коефіцієнта тертя)*

35. Изменение размеров деталей типа втулки и труб при деформирующем протягивании по схеме растяжения [Текст] / О.А. Розенберг, А.И. Геровский, Я.Б. Немировский, Ю.А. Цеханов // Технология и автоматизация машиностроения: межвед. республ. науч.-техн. сб. – К., 1987. – Вып. 40. – С. 86–94. *(проведені дослідження по визначенню деформацій оброблених заготовок)*

36. Деформирующее протягивание с растяжением в производстве точных труб [Текст] / О.А. Розенберг, А.И. Геровский, Я.Б. Немировский, Г.А. Сизоненко // Вестн. машиностроения. – 1987. – № 10. – С. 42–44. *(розроблено технологічне рішення по зниженню похибок при протягуванні довгих деталей)*

37. Восстанавливаем поршневые пальцы [Текст] / Я.Б. Немировский, А.И. Геровский, В.А. Наталенко, О.А. Копьев // Электрическая и тепловозная тяга. – 1987. – № 11. – С. 22–23. *(розроблено техпроцес відновлення поршневих пальців)*

дизелів 10Д100)

38. Патент № 68824А України, В24В39/02. Спосіб деформуючого протягування порожнистої вісесиметричної різнотовщинної заготовки / Розенберг О.А., Немировський Я.Б., Цеханов Ю.А. (Росія). – №109799; заявл. 31.10.2003; опубл. 16.08.2004. Бюл. №8.– 3с. *(розроблені умови для локалізації пластичної деформації на тонкостінних ділянках)*

39. Динамометр для измерения усилий протяжки цилиндрической детали: А.с. 1254321 СССР, МКИG01L1/22/ Я.Б. Немировский, А.К. Геровский, О.А. Розенберг. – №3840659/24-10; заявл. 09.01.85; опубл. 30.08.86, Бюл №32.– 3с. *(розроблена схема динамометра)*

40. Способ обработки осесимметричных деталей: А.С. 1447649 СССР, МКИВ24В39/02/ Я.Б. Немировский, О.А. Розенберг, А.И. Геровский, Кривошея В.В., Белоцкий Н.А., Наталенко В.А., Копьев О.П. – №4207821131-27; заявл. 10.03.87; опубл. 30.12.88, Бюл. №48.– 4с. *(розроблена схема роздачі зі зміною опорного торця)*

41. Немировский Я.Б. Научные основы обеспечения точности изделий, обработанных деформирующим протягиванием [Текст] / Я.Б. Немировский // Сучасні процеси механічної обробки інструментами з НТМ та якість поверх-ні деталей машин: зб. наук. праць / НАН України. Ін-т надтвердих матеріалів ім. В.М. Бакуля. – К., 2006. – С. 195–208. – *(Сер. Г. Процеси механічної обробки, верстати та інструменти)*.

42. Немировский Я.Б. Математическая модель очага пластических деформаций при деформирующем протягивании [Текст] / Я.Б. Немировский, Ю.А. Цеханов, Е.А. Балаганская // Современные проблемы механики и фи-зико-химии процессов резания, абразивной обработки и поверхностного пластического деформирования: материалы междунар. науч. конф., 14–16 мая 2002 г., г. Киев. – К. : АТМ Украины, 2002. – С. 110–112. *(здобувачем розроблена математична модель осередку деформації)*

43. Цеханов Ю.А. Деформирующее протягивание разнотолщинных заготовок [Текст] / Ю.А. Цеханов, Е.А. Балаганская, Я.Б. Немировский // Труды четвертой

российской науч.-техн. конференции «Авиакосмические технологии». – Воронеж, ВГТУ, АКТ – 2003. – С34-39. *(іноземне видання, розроблена модель по деформуванню різнотовщинної труби та виконаний аналіз розрахунків)*

44. Немировский Я.Б. Восстановление изношенных деталей на основе использования процесса холодного пластического деформирования [Текст] / Я.Б. Немировский, А.И. Геровский, В.В. Кривошея // Интенсификация производства и повышение качества изделий поверхностным пластическим деформированием : тез. науч.-техн. конф. 30 мая – 1 июня – Тольятти, Куйбышев, обл. правл. ВНТО машпром, Тольяттин. политехн. ин-т – С. 70. *(розробка наукового положення для побудови техпроцесів відновлення осесиметричних деталей)*

SUMMARY

Nemirovsky Ya. B. Scientific principles ensure accuracy when deforming broaching. – Qualification scientific work on the rights of manuscripts.

The thesis for Doctor's degree in Engineering Science of specialty 05.02.08 – Machine-building technology – Central Ukrainian National Technical University of the Ministry of Education and Science of Ukraine, Institute of Superhard Materials of NAS of Ukraine named V.M. Bakul, The National Technical University of Ukraine "Kyiv Polytechnic Institute named Igor Sikorsky" Ministry of Education and Science of Ukraine, Kyiv, 2018.

The thesis solves the scientific and technical problem in the development of science-based technological methods of control parameters of the accuracy of parts processed by deforming broaching.

In the work, an analysis of works devoted to the study of the influence of technological factors on the accuracy of parts treated with deforming broaching is carried out. The existing data on the influence of initial multiplicity on the errors of processed billets are analyzed. The absence of an in-depth analysis of the causes of the formation of geometric errors during deformation is established. Presented in the literature precision management paths relate to solving individual processing cases, require further

development and determination of technological paths for providing the necessary accuracy parameters for deformation traction.

It is determined that the problem of developing scientifically grounded technological methods of control of the accuracy of machined parts needs to be solved on the basis of the studied technological mechanics of their plastic deformation.

On the basis of the analysis of existing work, the most accurate scheme of the deformation cell is established, the scheme having a contact area connected to non-contact zones. There are no theoretical models for the description in the deformation cell with deformation in the literature, and experimental models for describing the geometric parameters in the deformation cell are correct only within the framework of the experiments carried out and do not always correctly describe the physical nature of the process.

The methodology of work and methodology of experimental and computational research is developed. The diagrams and designs of original and known devices for determining: the drag forces, contact lengths and parameters of non-contacting zones, error profiles of the treated hole, contact pressure, coefficient of friction of axial deformations of the workpiece, axial stresses in the wall of the workpiece. The methods of research of the contact zone of the deformation cell, the determination of the deformability of pig iron in conditions close to total pressure, the determination of deformation with uniform dual-axis extension, metallographic research and roughness of the treated surface are described. The design method for determining the kinematic, energy and geometric parameters of the deformation cell is developed.

On the basis of the energy method, a mathematical model of the deformation cell of the billets with a small thickness is elaborated. It is based on the variation of the functional power of the external and internal forces of deformation, while the parameters of the kinematic-possible fields of deformation velocities are used. In accordance with the requirements of the model, a kinematically-possible field of deformation velocities is constructed. This field was determined by several variables. Variants are used to find them.

The geometry of the median surface of the contact area is described by the equation of the direct, non-contact zones – polynomials of the 4th degree. The equation of power of plastic deformations of the contact area and non-contact zones is derived.

It is determined from the conditions of non-tensile and indistinguishability of the deformation of the change in the velocity of the axial flow of the material and the thickness of the workpiece wall at each section of the deformation cell.

As a result of numerical simulation, the dependence of the length of the non-contact area on the thickness of the workpiece wall is determined.

The dependence of the length of the contact area on the thickness of the workpiece is obtained. It is shown that the length of the contact must be calculated on two models of the deformation cell, one of which takes into account the influence of the height of the influx that occurs in the local zone of plastic deformation.

By way of computer modeling the regularity of the flow of the material in the cell of deformation is established. In the contact area, the process of deformation is stable, and in non-contact zones has a pronounced unstable nature. Based on this, an important scientific and technical position is grounded: non-contact zones are the place of intensive formation of geometric errors of the treated hole.

Based on the developed model of deformation cell, scientifically grounded ways of technological control of energy consumption on the process. This is done through a change in the technological factors that affect the components of total power.

On the basis of experimental study of deformation of processed billets:

- with an increase in the thickness of the wall, the shortening of the workpiece passes into the elongation due to the joint influence of the contact pressure and the drawing scheme;
- when the contact pressure of the critical value reaches a qualitative change in the shape of the workpiece – its shortening becomes an extension in the presence of critical contact pressure, the length of the workpiece does not change;
- the value of the critical contact pressure is determined only by the properties of the material being processed and depends on the thickness of the material, the angle of

inclination of the cutting working cone of the deforming element and the tension on it.

The impact of the material on the length of the contact and on the axial deformation is observed only with the presence of critical pressure in the contact area. For this case, interpolation dependences were obtained for the determination of axial deformations by the method of regression analysis of experimental data.

On the basis of the experimental study of axial deformations of processed blanks, the causes of errors in the contact area were determined. They are caused by the variation of the axial deformations of sections of diverse areas in the circumferential direction of the workpieces. The analytical-experimental model of the curvature of the axis of the machined parts was developed. This made it possible to establish technological ways of controlling the magnitude of this error.

The mathematical model of the deformation of the workpiece with the initial multiplicity in the circumferential direction is developed. The connection between the deformation of the hole and the angular size of the plastic region, depending on the initial multiplicity of the workpiece and mechanical properties of its material, is established.

The method of broaching non-uniform rigging with a guaranteed localization of plastic deformation has been developed by creating rigid and plastic sections in it. The theoretical model of deformation of such a workpiece is developed. This provides the ability to handle deforming broaching of parts with a significant difference in wall thickness.

The features of deformation of details with small tensions are established. It is shown that the treatment of cast-iron parts with the final wall thickness should be carried out with small plastic deformations of the surface layer of the hole in the absence of them near the outer surface. The scheme of deformation with the use of the reverse of the instrument that implements this condition is developed. The determining mode parameter to achieve the required accuracy when deforming with small tensions is the value of total plastic deformation. It is limited to the required precision of the shape of the hole, and when processing products from semicircular materials with the necessary accuracy and resource of plasticity of the material being processed.

The basic types of geometric errors of blanks treated with deforming broaching are highlighted and systematized. The influence of regime factors and instrument geometry on the magnitude of geometric errors is established.

It is established that the errors of the parts treated with deforming broaching are formed both in contact and non-contact zones of the deformation cell. The main causes of their formation are the instability of the material flow in the deformation cell, the variation of axial deformations of sections of various thicknesses in the circumferential direction of the workpieces and the influence of external factors: the initial error of the workpiece, the errors of its base, distorting the axisymmetric deformation. The ways of technological control of accuracy parameters with deformation drawing are determined. The possibilities of significant reduction of errors due to: influence of external stabilizing factors, which eliminate instability of deformation in non-contact zones, decrease in the contact zone of the variation of axial deformations of sections of various thicknesses in the circumferential direction of workpieces, elimination of external disturbing factors distorting axialness of deformation, elimination of errors of the form of external the surface of the processed billets.

Scientifically grounded methods of deformation, new schemes of drawing, design of tools are developed. The technological recommendations for determining the rational modes of dragging are given.

The analytical dependences for calculation of the maximum error of a detail at its processing under the schemes of compression and broaching are resulted. The algorithms of technological control of the formation of the workpiece, accuracy parameters in the development of the following technological processes: deformation of deep openings in multi-layer workpieces, restoration of the geometric accuracy of worn piston fingers.

The most significant provisions of scientific novelty in the performed research:

- for the first time a mathematical model of the deformation cell was developed, which allowed to study the peculiarities of deformation in it and to establish the causes of the formation of geometric errors.

- for the first time the variation of axial deformations of sections of various thicknesses in the circumferential direction of workpieces was determined, which allowed to develop an analytical-experimental model of the curvature of the axis of the machined parts.
- it has been experimentally established that in the case of the achievement of a critical value by the contact pressure of a qualitative change the scheme of the formation of the workpiece by the transition of the shortening to elongation.
- for the first time a theoretical model of deformation of multi-thickness billets has been developed, which allowed taking into account the influence of multiplicity on the choice of minimum necessary deformation of the opening.
- For the first time a theoretical model of deformation of a non-uniformly rigid part having a cross section of hard and plastic sections has been developed.
- the theoretical analysis of energy costs for the process was performed for the first time.

The results of the work went through industrial testing and laid the basis for the development of resource-saving effective technological processes for the processing of multi-tiered billets and waveguide bends; working surfaces of holes of cartridges of cast iron DUI; technological processes of restoration of geometrical accuracy of worn out piston fingers of DIC, extenders for diamond drilling and combined drafts for processing openings in cast iron billets.

Key words: deformation broaching, deformation zone, contact zone, non-contact zone, accuracy, geometric error, multi-thickness of workpiece, stabilizing and perturbing factors.

ЗМІСТ

	ПЕРЕЛІК УМОВНИХ ПОЗНАЧЕНЬ ТА СКОРОЧЕНЬ ОСНОВНИХ ПАРАМЕТРІВ.....	24
	ВСТУП.....	26
1	АНАЛІЗ ОПУБЛІКОВАНИХ РОБІТ І ПОСТАНОВКА ЗАВДАНЬ ДОСЛІДЖЕННЯ.....	37
1.1	Осередок деформації при ДПР, його кінематичні, геометричні й енергетичні параметри.....	37
1.1.1.	Схема осередку деформації.....	37
1.1.2.	Енерговитрати при ДПР.....	43
1.1.3.	Довжина контакту, контактні тиски й розміри позаконтактних зон при ДПР.....	46
1.2.	Деформації заготовок, оброблених ДПР, і вплив на них технологічних факторів процесу.....	51
1.3.	Вплив вихідної різнотовщинності на утворення погрішностей.....	54
1.4.	Точність заготовок, оброблених ДПР.....	57
1.4.1.	Методи управління точністю при ДПР.....	61
1.4.2.	Стійкість пластичного деформування.....	69
1.5.	Обґрунтування основних завдань дослідження.....	71
2	ЗАГАЛЬНА МЕТОДИКА ПРОВЕДЕННЯ ДОСЛІДЖЕНЬ, УСТАТКУВАННЯ ТА АПАРАТУРА	75
2.1.	Досліджувані матеріали, їхні фізико-механічні властивості, розміри оброблюваних заготовок, інструмент, устаткування, технологічні змащення.....	75
2.2.	Методика виміру сил протягування.....	79
2.2.1.	Тензометричні динамометри для виміру осьової сили протягування.....	79
2.2.2.	Тензометричний динамометр для виміру осьових сил протягування на кожному з деформуючих елементів, що одночасно здійснюють процес деформації.....	82
2.3.	Методика виміру осьових напруг, що виникають у стінці заготовки при ДПР.....	85
2.4.	Методика визначення фактичної довжини контакту інструмента з оброблюваною поверхнею.....	87
2.5.	Методика визначення коефіцієнта тертя при деформуючому протягуванні.....	95
2.6.	Методика визначення осьових деформацій обробленої заготовки.....	101
2.7.	Методика визначення деформації при рівномірному двохосьовому розтягненні.....	103
2.8.	Металографічні дослідження.....	105
2.9.	Методика досліджень контактної зони осередку деформації.....	106

2.10.	Методика визначення деформуємості чавуну в умовах, близьких до всебічного стиску.....	107
3.	ТЕОРЕТИЧНИЙ АНАЛІЗ ОСЕРЕДКУ ДЕФОРМАЦІЇ.....	110
3.1.	Побудова математичної моделі.....	110
3.1.1.	Кінематичний і деформований стан позаконтактної зони, розташованої перед ділянкою контакту.....	112
3.1.2.	Кінематичний і деформований стан у зоні контакту.....	118
3.1.3.	Кінематичний та деформований стан позаконтактної зони, розташованої за ділянкою контакту.....	120
3.2.	Алгоритм розрахунку по розробленій моделі	122
3.3.	Аналіз кінематичних та геометричних параметрів осередку деформації.....	126
3.4.	Аналіз енергетичних параметрів осередку деформації	135
3.5.	Висновки.....	146
4.	ДЕФОРМАЦІЇ ЗАГОТОВОК, ОБРОБЛЕНИХ ДПР.....	148
4.1.	Вплив геометрії інструмента й режимів протягування на деформований стан при обробці за схемою розтягнення.....	150
4.2.	Вплив схеми протягування на деформований стан.....	164
4.3.	Вплив умов контактної взаємодії на зміну довжини.....	175
4.4.	Вплив оброблюваного матеріалу на деформований стан.....	184
4.5.	Залежності для розрахунку зміни розмірів заготовок	188
4.6.	Висновки.....	193
5.	ДЕФОРМУВАННЯ РІЗНОТОВЩИННИХ ЗАГОТОВОК.....	195
5.1.	Вплив різнотовщинності в поперечному перерізі заготовки на процес її деформування.....	195
5.2.	Вплив різнотовщинності на кривизну осі заготовки, обробленої ДПР.....	208
5.3.	Деформування нерівножорстких заготовок.....	219
5.3.1.	Модель локалізації пластичної деформації, виходячи зі співвідношення граничних внутрішніх навантажень.....	219
5.3.2.	Модель гарантованої локалізації пластичної деформації за рахунок створення жорстких ділянок.....	222
5.4.	Висновки.....	228
6.	ГЕОМЕТРИЧНА ТОЧНІСТЬ ВИРОБІВ, ОБРОБЛЕНИХ ДПР.....	229
6.1.	Вплив технологічних факторів на утворення геометричних похибок отвору заготовки.....	229
6.1.1.	Викривлення осі обробленої заготовки.....	237
6.1.2.	Особливості формування похибок при ДПР із малими натягами.	239
6.1.3.	Похибка зовнішньої поверхні заготовки, обробленої ДПР.....	253
6.2.	Шляхи зниження похибок при ДПР.....	255
6.2.1.	Вплив на деформування у позаконтактних зонах.....	257

6.2.2.	Вплив схеми протягування на деформування заготовки.....	263
6.2.3.	Вплив на деформування у зоні контакту.....	271
6.2.4.	Усунення похибок базування обробленої заготовки.....	274
6.2.5.	Усунення похибок зовнішньої поверхні заготовки.....	285
6.2.6.	Шляхи забезпечення точності оброблених деталей при деформуючому протягуванні.....	288
6.3.	Висновки	289
7.	ПРАКТИЧНЕ ЗАСТОСУВАННЯ ВИКОНАНИХ РОЗРОБОК.....	291
7.1.	Підвищення ефективності використання розробок за рахунок уточнення методики розрахунку деформуючих елементів на міцність..	291
7.1.1.	Висновки.....	301
7.2.	Обробка заготовок різнотовщинних труб на прикладі обробки заготовок хвилеводних вигинів деформуючим протягуванням.....	302
7.2.1.	Вибір режимів протягування й геометрії інструмента.....	303
7.2.2.	Обробка дослідної партії заготовок хвилеводних вигинів.....	308
7.2.3.	Висновки.....	320
7.3.	Обробка гільз ДВС деформуючим протягуванням.....	321
7.3.1.	Вибір схеми протягування.....	321
7.3.2.	Розробка конструкції інструмента і його випробування у виробничих умовах.....	323
7.3.3.	Експлуатаційні випробування гільз оброблених по розробленому техпроцесу.....	335
7.3.4.	Висновки.....	338
7.4.	Відновлення геометричної розмірної точності зношених поршневих пальців ДВС.....	339
7.4.1.	Вибір режимів роздачі й геометрії інструмента.....	339
7.4.2.	Розробка конструкції установки для роздачі отвору в поршневому пальці у виробничих умовах.....	349
7.4.3.	Термічна обробка пальців і металографічні дослідження.....	354
7.4.4.	Оцінка міцності відновлених пальців.....	364
7.4.5.	Висновки.....	375
7.5.	Відновлення зношених розширювачів для алмазного буріння.....	376
7.5.1.	Висновки.....	383
7.6.	Обробка отворів втулок із чавуну деформуюче-різальним протягуванням.....	383
7.6.1.	Висновки.....	387
	ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ.....	388
	ЛІТЕРАТУРА.....	392
	ДОДАТКИ.....	411

ПЕРЕЛІК УМОВНИХ ПОЗНАЧЕНЬ ТА СКОРОЧЕНЬ ОСНОВНИХ ПАРАМЕТРІВ

Параметри напружено-деформованого стану:

$\sigma_z, \sigma_r, \sigma_\varphi$ - осьові, радіальні і окружні напруження;
 σ_i - інтенсивність напружень;
 σ_T - границя текучості;
 $k = \frac{\delta_i}{\sqrt{3}}$ - інтенсивність дотичних напружень;
 σ_n - нормальне контактне напруження;
 τ_n - дотичне контактне напруження;
 τ_s - границя текучості матеріалу на зсув;
 f - коефіцієнт контактного тертя по Кулону;
 v - швидкість протягування, м/с;
 V, v - швидкість течії матеріалу, м/с;
 $\varepsilon_z, \varepsilon_r, \varepsilon_\varphi$ - осьова, радіальна і окружна деформації;
 e_i - інтенсивність деформацій;
 $\bar{e}_o, \bar{\varepsilon}_o$ - накопичена деформація (параметр Одквіста);
 $e_{np}, (\eta)$ - гранична деформація матеріалу при заданому η ;
 e_z, e_r, e_φ - логарифмічні деформації;
 $\xi_z, \xi_r, \xi_\varphi$ - швидкості лінійних деформацій у циліндричних координатах;
 η_{rz} - швидкість деформації зсуву;
 H - інтенсивність швидкостей деформацій зсуву;
 η - коефіцієнт жорсткості напруженого стану;
 E - модуль пружності першого роду;
 μ - коефіцієнт Пуассона.

Геометричні й технологічні параметри процесу:

d_0, d - початковий і кінцевий внутрішній діаметр заготовки, мм;
 r_0, r - початковий внутрішній радіус заготовки, мм;
 D_0, D - початковий та кінцевий зовнішній діаметр заготовки, мм;
 t_0, t - початкова і кінцева товщина стінки заготовки, мм;
 $L_0, l_0, L, l-l$ - початкова і кінцева довжина заготовки, мм;
 D_3, d_3 - діаметр деформуючого елемента, мм;
 a - номінальний натяг на деформуючий елемент, мм;
 Σa_i - сумарний номінальний натяг, мм;
 Δ - пружна усадка обробленого отвору, мм;
 Δ_l - пружна розбивка обробленого отвору, мм;
 α - кут нахилу твірної деформуючого елемента, град;
 L_l - відстань між циліндричними стрічками сусідніх деформуючих елементів групи, мм;
 l_0' - геометрична довжина контакту, мм;
 l_4 - повна довжина позаконтактної зони після ділянки контакту, мм;

l_k – довжина контакту, мм;
 l_2 – проекція довжини контакту на вісь Z , мм;
 l_1 – довжина позаконтактної зони перед ділянкою контакту, мм;
 l_3 – довжина пластичної ділянки позаконтактної зони після ділянки контакту, мм;
 $h_{в.з}$ – висота позаконтактної зони перед ділянкою контакту, мм;
 h_2 – висота позаконтактної зони за ділянкою контакту, мм.

Силові й енергетичні параметри процесу

Q, Q_i – сила протягання на одному елементі – осьова складова повної сили, кН;
 ΣQ_i – сумарна сила протягування, кН;
 P – радіальна сила – радіальна складова повної сили, кН;
 N – нормальна сила – складова повної сили, нормальна до поверхні деталі, кН;
 F – дотична сила – складова повної сили, дотична до поверхні деталі, кН;
 q – середній контактний тиск, ГПа;
 W – повна потужність протягування;
 $W_{тр}$ – потужність контактних сил тертя;
 $W_{в.з}$ – потужність, витрачена на утворення позаконтактних зон;
 W_2 – потужність деформування на контактній ділянці;
 $HВ$ – твердість матеріалу заготовки по Брінеллю, ГПа;
 HV_μ – мікротвердість матеріалу, ГПа.

Перелік скорочень термінів

ЦНТУ – Центральноукраїнський національний технічний університет, м.Кропивницький;
 ІНМ – Інститут надтвердих матеріалів ім. В.М. Бакуля НАН України;
 ВДТА – Вороніжська державна технологічна академія;
 ДПР – деформуюче протягування;
 НТМ – надтверді матеріали;
 МОР – мастильно-охолоджувана рідина;
 НДС – напружено-деформований стан.

ВСТУП

Однією з основних задач у сучасному машинобудуванні є розробка й впровадження ресурсозберігаючих технологій і підвищення якості виробів. Деформуюче протягання (ДПР) застосовується як чорнова, так і чистова операція, включаючи в собі процеси формоутворення та деформаційного зміцнення.

В наш час створені наукові основи процесу ДПР, як процесу холодного пластичного деформування. Вивчені з позицій механіки пластичного деформування шорсткість, глибина й ступінь наклепу, ресурс використаної пластичності [52, 171, 218, 225, 226]. Одним з найменш вивчених параметрів якості є точність. У більшості робіт технологічного напрямку розглядалася тільки статистична обробка експериментальних даних, які стосуються похибок обробки, а деякі рекомендації по управлінню точністю в процесі обробки мали вузьконаправлений характер і використовувалися при дослідженні окремих випадків обробки. Невивченність цього питання обумовлена тим, що до сих пір в повній мірі не виявлені основні закономірності механіки пластичного деформування, які пояснюють формування геометричних похибок.

Актуальність вивчення питань точності підтверджується тим, що при рішенні будь-якої технологічної задачі ДПР: формоутворення, досягнення необхідних параметрів шорсткості, зміцнення, рівня залишкових напруг неминує виникати технологічна задача забезпечення геометричної точності виробів. Якщо ДПР є фінішною операцією, то вона відповідальна за розмір отвору й похибки готової деталі. У тому випадку, коли вона є чорною, формоутворюючою операцією, точність обробленого отвору визначає припуск під наступну механічну обробку. У цьому випадку необхідно також уточнити існуючі моделі по визначенню граничних деформацій при ДПР. Вони не враховують величину гранично припустимих за ГОСТом відхилень розмірів товщини стінки оброблюваних різнотовщинних заготовок. При роздачі такої труби спочатку деформується тонкостінна ділянка, а товстостінна може залишатися жорсткою (недеформованою). Це, природно, знижує ресурс пластичності й може привести до локального руйнування заготовки або до втрати стійкості деформування матеріалу, тобто утворенню шийки.

Більш того, неоднорідність деформування різновтовщинних деталей приводить до того, що осьові деформації тонкостінної ділянки відрізняються від осьових деформацій товстостінної ділянки. Це приводить до утворення такого виду похибки, як викривлення осі деталі.

Тому при використанні ДПР для обробки глибоких отворів у таких деталях, як гідроциліндри, циліндри амортизаторів та нафтових насосів, шахтних стійок, хвилеводів, камер спецпризначення та ін., до яких пред'являють жорсткі вимоги по точності обробки (точність не вище 7-го квалітету, викривлення осі не більше 1 мм на метр довжини) виникає проблема забезпечення їх точності.

Ряд порожнистих осесиметричних деталей типу поршневих пальців зношуються в процесі експлуатації, змінюючи свій жорстко регламентований зовнішній розмір. Операцію ДПР рекомендується [90, 100, 168] використовувати для відновлення геометричної розмірної точності зовнішньої поверхні таких деталей. Роздача отвору зношеної деталі деформуючим елементом забезпечує необхідне збільшення зовнішнього діаметра. Що стосується зміни довжини в процесі роздачі, то відомо, що є укорочення деталі, а також можливі випадки подовження [43, 62], що може бути використане для відновлення зношеного осьового розміру деталі.

Стає очевидним, що для ефективного впровадження та застосування в промисловості високопродуктивного процесу ДПР необхідно детальне вивчення питань забезпечення точності обробки. Рішення цієї проблеми, що є актуальною науково-технічною задачею і має важливе значення для розвитку науки та техніки полягає в теоретичному дослідженні механіки деформуючого протягування, визначення на цій основі причин утворення геометричних похибок та створення наукових основ технологічного управління параметрами точності оброблених деталей.

Зв'язок роботи з науковими програмами, темами.

Робота виконувалась на кафедрі «Металорізальні верстати та системи» Центральноукраїнського національного технічного університету і пов'язана з тематикою науково-дослідної роботи кафедри на тему «Підвищення ефективності

комбінованого протягування отворів деталей із чавунів» державний реєстраційний номер 0113U003088; «Теоретична оцінка впливу вихідних неточностей стволів на викривлення осі виробу», державний реєстраційний номер 0117U003576 та «Підвищення ефективності процесів механічної обробки та інструментів», державний реєстраційний номер 0116U008173. Експериментальна частина роботи виконувалась в Інституті надтвердих матеріалів імені В.Н. Бакуля у відділі №20 «Перспективних ресурсозберігаючих технологій обробки» і пов'язана з фундаментальними та науково-дослідними роботами, які виконувались у ІНМ НАН України ім В.М. Бакуля на тему «Разработать и освоить в производстве малоотходные технологические процессы восстановления крестовин трансмиссий и поршневых пальцев ДВС», державний реєстраційний номер 01870006678; «Создать высокоэффективный деформирующий инструмент для обработки отверстий нежестких изделий большой длины типа волноводов, обеспечивающий повышение производительности обработки в 2–5 раз и снижение электрических потерь в 1,5–2 раза», державний реєстраційний номер 81081587; договір №2280 с Днепровским тепловозоремонтным заводом «Разработать и освоить в производстве малоотходный технологический процесс восстановления поршневых пальцев ДВС».

Мета роботи і задачі дослідження.

Розробка науково-обґрунтованих технологічних методів управління параметрами точності для забезпечення необхідної геометричної точності виробів, оброблених деформуючим протягуванням.

Для досягнення поставленої мети сформульовані наступні задачі:

1. Розробити теоретичну модель осередку деформації при ДПР, що дозволяє вивчити його кінематичні, геометричні й енергетичні параметри.
2. Встановити особливості деформацій оброблених заготовок та вплив на них технологічних факторів процесу.
3. Розробити математичну модель протягування різновтовщинних деталей і вивчити закономірності їх деформування.
4. Встановити особливості формування геометричних похибок при

деформуванні деталей із малими натягами.

5. На основі теоретичних та експериментальних досліджень: деформованого стану осередку деформації і деформацій оброблених деталей встановити закономірності формування геометричних похибок.
6. Розробити технологічні процеси обробки, схеми деформування, конструкції інструментів, що забезпечують досягнення необхідних параметрів точності деталей.
7. Визначити та систематизувати технологічні способи управління параметрами точності при ДПР; розробити алгоритми управління цими параметрами для побудови технологічних процесів на основі деформуючого протягування.
8. Провести промислову апробацію та реалізацію результатів дослідження.

Об'єктом дослідження є технологічний процес деформуючого протягування.

Предметом дослідження є комплекс параметрів геометричної точності виробів, оброблених деформуючим протягуванням.

Методи досліджень.

При виконанні роботи використовувалася загальнонаукова методологія, яка характеризується:

– системністю, яка представила вивчення точності, як створення системи знань, що включають теоретичні та експериментальні дослідження механіки процесу, які дозволили встановити основні причини формування похибок при ДПР, визначити шляхи управління параметрами точності та реалізувати їх у конкретних технологічних рішеннях.

Дослідження базуються на використанні сучасних технологій статистичного, комп'ютерного моделювання, механіки течії деформованого твердого тіла, варіаційних принципів, теорії пластичності та пружності, диференціального та інтегрального обрахунків, статистичної обробки експериментальних даних, теорії подібностей та т. ін., що в цілому забезпечило коректність постановки та рішення задач, а також адекватність отриманих математичних та інтерполяційних моделей.

Наукова новизна роботи:

Вперше створені наукові основи технологічного управління параметрами

точності при деформуючому протягуванні деталей, які полягають:

– в розробці математичної моделі осередку деформації, яка дозволила встановити закономірності течії матеріалу в ньому, а саме: в зоні контакту потужність деформування має чітко виражений мінімум при коефіцієнті осьової деформації $K = 0.5$, тому процес деформування має стійкий характер; в позаконтактних зонах мінімум потужності відповідає широкому діапазону зміни $K = 0.4 \div 2.3$, тобто кінематичні параметри в цих зонах мають більше число степенів свободи, отже процес деформування носить явно виражений нестійкий характер, що приводить до виникнення геометричних похибок;

– в експериментальному встановленні варіації осьових деформацій ділянок різнотовщинних в окружному напрямку заготовок та розробці аналітично-експериментальної моделі викривлення осі оброблених деталей, яка дозволила встановити технологічні шляхи мінімізації величини цієї похибки;

– вперше розроблена теоретична модель деформування різнотовщинних заготовок, яка дозволила врахувати вплив різнотовщинності на вибір мінімально необхідної деформації, яка забезпечує пластичне деформування всього об'єму заготовки;

– вперше експериментально доведено, що досягнення контактним тиском критичного значення $q_{кр}$ якісно змінює схему формоутворення заготовки - переходом укорочення до видовження; при цьому спостерігається вплив оброблюваного матеріалу на довжину контакту та осьові деформації; встановлено, що для випадку осьового подовження при деформуванні з кутами $\alpha > 6^\circ$ змінюється відома залежність контактного тиску від натягу, а саме зі збільшенням натягу контактний тиск зростає;

– вперше розроблена теоретична модель деформування нерівножорсткої деталі, що має в поперечному перерізі жорсткі та пластичні ділянки та забезпечує мінімізацію похибок обробленої деталі зі значним перепадом товщини стінки в поперечному перерізі;

– вперше при використанні розробленої математичної моделі осередку деформації виконано енергетичний аналіз потужності формоутворення заготовки W

та її складових: потужності тертя - W_{mp} , потужності деформування на ділянці контакту - W_2 , потужності деформування позаконтактних зон - $W_{6.3}$; встановлено, що величина відносної потужності тертя W_{mp}/W інваріантна до режимів обробки і розмірів заготовки та визначається тільки коефіцієнтом тертя та кутом нахилу твірної робочого конусу інструмента α .

Практичне значення одержаних результатів.

1. Розроблено науково-обґрунтовані схеми та способи ДПР, конструкції інструментів і алгоритми побудови технологічних процесів, що забезпечують підвищення точності обробки.
2. Розроблено методику проектування операції ДПР, що дозволяє забезпечити необхідну осьову деформацію заготовки.
3. Розроблено методику визначення мінімально необхідної деформації при обробці різнотовщинних деталей, що забезпечує відсутність браку по параметрам різнотовщинності, вичерпання ресурсу пластичності, втрати стійкості течії матеріалу.
4. Розроблено методику оцінки конструкційної міцності твердосплавних деформуючих елементів при їх експлуатації в умовах масового виробництва, яка дозволяє оцінити їх міцність при складному напруженому стані, з урахуванням масштабного ефекту, неоднорідності напруженого стану стосовно до твердих сплавів, які по різному опираються при зміні показника напруженого стану.
5. Розроблений технологічний процес обробки отворів у гільзах із сірого чавуну, що дозволило одержати робочу поверхню виробу з поліпшеними механічними, трибологічними та експлуатаційними характеристиками.
6. Розроблений технологічний процес відновлення геометричної розмірної точності поршневих пальців ДВС при цьому, вирішена задача по отриманню відновлених пальців з показниками якості на рівні нових.
7. Розроблений технологічний процес обробки різнотовщинних деталей, реалізований при обробці заготовок стволів та хвильоводних вигинів із

латуні Л63 та міді М1.

8. Розроблена ремонтпридатна конструкція розширювача для буріння гірських порід та технологічний процес відновлення його розмірної точності.
9. Розроблений комбінований інструмент для обробки отворів у корпусі гідророзподільника із сірого чавуну СЧ20 з використанням деформуючого протягування.

Результати роботи пройшли промислову апробацію і лягли в основу промислової розробки ресурсозберігаючих технологічних процесів обробки різнотовщинних заготовок стволів, хвильоводних вигинів, гільз ДВС із чавуну, техпроцесів відновлення геометричної точності поршневих пальців ДВС, розширювачів для алмазного буріння, а також конструкції комбінованої протяжки для обробки отворів у втулках із чавуну. Впроваджені: при обробці внутрішньої порожнини заготовок хвильоводних вигинів, на Київському 3-м авторемонтному заводі при обробці гільз ДВС із чавуну, на Ташкентському заводі Ташормз, Дніпропетровському тепловозремонтному заводі при відновленні геометричної точності поршневих пальців ДВС, на НКГРЕ м. Норильськ при відновленні геометричної точності розширювачів для алмазного буріння, на підприємстві ПАТ НВФ «Радій», м. Кропивницький при обробці отворів у корпусі гідророзподільника та на підприємствах Укроборонпрому при обробці отворів в спеціальних різнотовщинних деталях.

Особистий внесок здобувача. Автор безпосередньо брав участь у проведенні всіх експериментів і в обробці експериментальних даних. Постановка теоретичних завдань і обговорення результатів експериментальних і теоретичних досліджень проводилася з науковим консультантом цієї роботи. При рішенні задач технологічної механіки деформуючого протягування проводились наукові консультації з професором Вороніжського архітектурно-будівельного університету Ю.А. Цехановим. Автором розроблена математична модель осередку деформації, встановлені особливості течії матеріалу в ньому, визначені параметри осередку деформації (1, 9, 13, 16, 22, 23, 26, 42), розроблені та удосконалені методики: виміру осьових напруг у стінці заготовки, теоретичного уточнення точності

визначення довжини контакту, визначення коефіцієнта тертя, (29, 32, 34, 39). Сформульовано завдання, сплановані експерименти по визначенню деформацій оброблених заготовок, виконані дослідження та визначені граничні умови отриманих залежностей (2, 15, 18, 25, 35); розроблені моделі: деформування різнотовщинної заготовки; по визначенню викривлення осі різнотовщинної заготовки, а також роздачі різнотовщинної деталі, що має жорсткі і пластичні ділянки, розроблена методика досліджень по цих моделях і здійснений аналіз отриманих результатів (5, 21, 30, 38, 43); здобувачем сформульовані і вирішені завдання досліджень по вивченню точності деформування заготовок із малими натягами (1, 14-16, 19). Автором установлені причини утворення геометричних похибок, визначені способи їх зниження, які реалізовані в конкретних науково-технологічних розробках (1, 3, 4, 6, 7, 8, 10, 11, 12, 14, 20, 22, 27, 28, 31, 32, 33, 36, 37, 40, 44); автором сформульоване завдання по вдосконаленню методики оцінки міцності деформуючого інструмента, проведений аналіз результатів розрахунку (17, 24). Безпосередньо автором сформульовані основні наукові положення, розкриті в роботі, а також висновки за результатами досліджень.

Апробація роботи.

Основні положення дисертації доповідалися на: Міжнародної конференції «Сучасні проблеми механіки та фізико-хімії процесів різання, абразивної обробки і поверхневого пластичного деформування», 2002, Київ: АТМ України; «Сучасні процеси механічної обробки інструмента з НТМ та якість поверхні деталей машин» – (сер. Г Процеси механічної обробки, верстати та інструменти) Міжнародних конференціях «Интерпартнер 2000–2005. «Високі технології: тенденції розвитку» Харків, НТУ «ХП» Алушта, 2000, 2001, 2002, 2003, 2004, 2005; Всесоюзної конференції «Інтенсифікація виробництва й підвищення якості виробів поверхневим пластичним деформуванням», Тольятті 1989р., на Міжнародній науково-технічній конференції «Технологічний прогрес у сільськогосподарському виробництві», Глеваха, ННУ «ІМЕСХ» – 2003; 4-й Російської науково-технічної конференції «Авіакосмічні технології», Вороніж, Вороніжський державний технічний університет, АКТ–2003.

В повному обсязі дисертація доповідалась в 2016-2017 рр.: на розширеному науковому семінарі кафедри «Металорізальні верстати та системи» Центральноукраїнського національного технічного університету, на розширеному засіданні кафедр «Опору матеріалів та прикладної механіки», «Технології автоматизації машинобудування» Вінницького національного технічного університету, на розширеному науковому семінарі відділу №20 «Перспективних ресурсозберігаючих технологій механічної обробки» Інституту надтвердих матеріалів НАН України ім. В.М. Бакуля, на розширеному засіданні кафедри «Технологія машинобудування» механіко-машинобудівного інституту Національного технічного університету України «Київський політехнічний інститут» ім. І. Сікорського».

Публікації по темі дисертації.

За результатами досліджень опубліковано 44 наукові праці, у тому числі 2 монографії, 35 статей у наукових фахових виданнях (з них 3 статті виданих у виданнях іноземних держав, 8 статей у виданнях України, які входять до міжнародних наукометричних баз), 2 авторські свідоцтва СРСР, 1 патент України на корисну модель, 3 матеріали і 1 теза доповідей в збірниках конференцій.

Структура й обсяг роботи.

Повний обсяг дисертації і додатків 423 стор. Дисертаційна робота викладена на 352 сторінках і складається із вступу, 7 розділів, висновків, додатків і списку використаних джерел (232 найменування). Робота ілюстрована 20 таблицями, 214 рисунками. Схема роботи представлена на рис. 1.

Автор захищає наступні основні положення й результати:

1. Теоретичну модель осередку деформації заготовки з кінцевою товщиною стінки та результати розрахунків.
2. Результати теоретичного аналізу деформованого стану матеріалу у осередку деформації, отримані з використанням розробленої моделі.
3. Результати експериментального дослідження деформацій оброблених заготовок.
4. Теоретичну модель роздачі різнотовщинних заготовок і встановлені, по результатам розрахунків по цій моделі, закономірності їх деформування.

5. Розроблену аналітично-експериментальну модель викривлення осі оброблених різновтовщинних деталей та результати розрахунку по цій моделі.
6. Теоретичну модель роздачі нерівножорсткої труби, яка має жорсткі та пластичні ділянки та встановлені закономірності її деформування.
7. Результати вивчення деформації деталі з малими натягами.
8. Виявлені закономірності утворення похибок при деформуючому протягуванні і науково-технологічні способи управління ними.

Робота виконувалась в Центральнуукраїнському національному технічному університеті на кафедрі металорізальних верстатів і систем, а також в Інституті надтвердих матеріалів НАН України у відділі перспективних ресурсозберігаючих технологій, механообробки та інструмента із НТМ.

Автор виражає вдячність завідувачу кафедрою ЦНТУ, д.т.н. проф. Кириченко А.Н. і співробітникам кафедри, які надавали допомогу в підготовці даної роботи, а також завідувачу відділом №20, д.т.н. Шейкіну С.Е. і співробітникам відділу, які надавали допомогу й сприяння при проведенні досліджень.

Особливу подяку автор виражає науковому консультанту, доктору технічних наук, професору Посвятенко Э.К. за наукові консультації та обговорення результатів роботи та доктору технічних наук, професору Цеханову Ю.А. за наукові консультації при рішенні задач технологічної механіки, що мають місце в даній роботі.

Також автор виражає вдячність ректору Центральноукраїнського національного технічного університету, доктору технічних наук, професору Черноволу М.І. за увагу й допомогу, надану при виконанні цієї роботи.

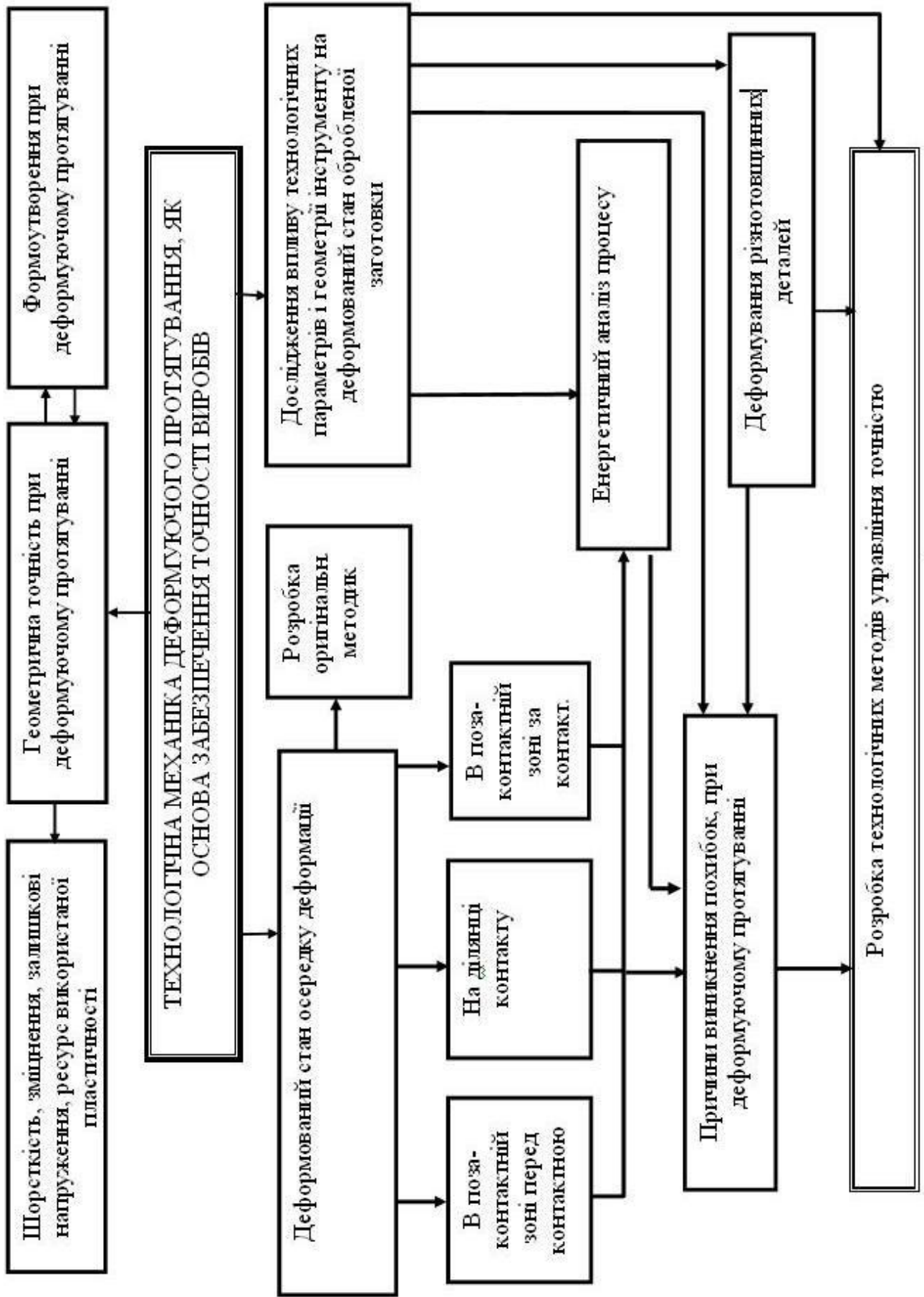


Рис. 1. Схема роботи

РОЗДІЛ 1. АНАЛІЗ ОПУБЛІКОВАНИХ РОБІТ І ПОСТАНОВКА ЗАВДАНЬ ДОСЛІДЖЕННЯ

1.1. Осередок деформації при ДПР, його кінематичні, геометричні й енергетичні параметри

1.1.1. Схема осередку деформації

Схема осередку деформації - одне з основних питань при вивченні процесу ДПР. Кінематичні, геометричні й енергетичні параметри осередку визначають енерговитрати на процес і якість оброблених виробів.

Існує кілька думок про схему осередку деформації. Так, у роботах технологічного напрямку, присвячених дослідженню процесу деформуючого протягування (дорнування) [144, 145, 146], вказується, що контакт деформуючого елемента з оброблюваною поверхнею відбувається по робочому конусу, циліндричній стрічці й зворотному конусу. При цьому роздача заготовки ототожнюється з роздачею труби рівномірним тиском. Аналогічного погляду на схему осередку деформації дотримується Г.И. Шельвинский і Я.А. Симахин [181, 227], В.П. Монченко [82-84] вважає, що зазначена схема осередку деформації характерна лише при протяганні деталей з малими натягами.

У той же час автори робіт [41, 42, 213, 215], у яких наведені результати експериментального визначення напруженого стану при ДПР, вказують, що експерименти не підтвердили подібність напруженого стану при ДПР зі схемою роздачі труби рівномірним тиском.

У ряді робіт з обробки металів тиском, у яких розглядаються процеси аналогічні ДПР (волочіння труб на короткій оправці, осесиметричне штампування), приймається інша схема взаємодії інструмента з оброблюваною заготовкою. Так, В.С. Смирнов і А.Л. Тарнавский [183, 199] указують, що при волочінні осередок деформування включає контактну та дві позаконтактні зони - передню і задню.

Слід зазначити, що в більш пізніших роботах [107, 150, 227] авторів, що представляють технологічний напрямок, допускаються випадки, коли можлива схема осередку деформації з наявністю пластичних позаконтактних зон. До одного з таких випадків вони відносять деформування заготовки з великими натягами. На їхню думку, величина пластичної позаконтактної деформації залежить від схеми деформування й від кута робочого конуса деформуючого елемента. Вказується, що для підвищення якості обробки варто уникати режимів деформування, що приводять до появи пластичних позаконтактних деформацій.

Чепурко М.И. [221] на підставі експериментальних даних показує, що навіть при роздачі труб зі значною товстостіністю, має місце значна позаконтактна деформація як до, так і після деформуючого елемента. У зазначеній роботі відзначається, що при сучасному рівні розвитку науки не вдається теоретично врахувати вплив позаконтактної деформації на сили та напруги у позаконтактній зоні, неможливо також визначити граничні умови осередку деформації.

Автори роботи [157], аналізуючи схему осередку деформації при роздачі труби, відзначають, що вплив вигину труби у позаконтактних зонах досить значний, тому реальна картина роздачі відрізняється від схеми роздачі без врахування позаконтактних зон.

Позаконтактна деформація, як відзначається в цих роботах, значно збільшує довжину осередку деформації та саму величину деформації.

У роботах [10–12, 196] осередок деформації представлений у вигляді трьох ділянок: одної контактної та двох позаконтактних. Застосовуючи метод спільного рішення рівнянь рівноваги з рівняннями пластичності, автори роблять спробу визначити сили, витрачені на вигин стінки у позаконтактних зонах, а також параметри позаконтактної зони за деформуючим елементом. Ці дані використовуються для аналітичного визначення внутрішнього діаметра обробленої деталі. Результати досліджень по визначенню внутрішнього діаметра труби після роздачі з врахуванням позаконтактної деформації за деформуючим елементом і пружним відновленням, наведені в роботах [10, 196]. Слід зазначити, що отримання

рівнянь і їхня експериментальна перевірка зроблена для заготовок оболонкового типу ($t_0/d_0 < 0,05$).

Подібним чином визначається діаметр труби після її роздачі в роботі [69].

Ряд авторів розглядають осередок деформації на основі безмоментної теорії оболонок, відповідно до якої при деформації оболонки виникають лише розтягуючі та стискаючі сили [204]. Схема деформування, прийнята при цьому, припускає точне облягання стінками труби поверхні інструмента, а в момент зустрічі з інструментом - різкий перехід від циліндра до конуса [13, 14, 77]. Аналіз залежностей, запропонованих у цих роботах, показав, що безмоментна теорія оболонок, так само, як і схема, що впливає з неї, осередку деформування не відбиває дійсну картину роздачі або стиснення труб.

Авицур Б. [2] вирішував завдання роздачі труби методом верхніх оцінок. За схему осередку деформації прийняте точне облягання стінками труби поверхні інструмента, а в місці зустрічі з інструментом - різкий перехід від конуса до циліндра. У результаті цього їм отримані якісно невірні результати. Відповідно до його рішення, роздача припускає не утонення стінки, а її потовщення, що суперечить реальній картині показаної в джерелах [47, 58].

Використовуючи кінцеве співвідношення між силами й моментами, що є умовою пластичності для оболонок, записаним у формі сил і моментів [44], Казакевич И.И. вирішує спільно з рівняннями рівноваги замкнуту систему [47, 48]. Рішення цієї системи й аналіз напруженого стану при роздачі тонкостінних труб з врахуванням не тільки стискаючих або розтягуючих сил, а також вигинальних моментів, дозволило отримати автору формули для розрахунку деформуючої сили. Однак, як показав аналіз цих формул, виконаний у роботі [155], розрахункові значення сили протягування не завжди співпадають з експериментом.

При аналізі деформування тонкостінних заготовок [201] авторами приводяться залежності для визначення розмірів заготовки, виведені за допомогою принципу можливих змін деформованого стану. Однак схема осередку деформації не включає позаконтактні зони, так як автори при розрахунку роботи формозміни, не

враховують енерговитрати на вигин труби на вході та виході з осередку деформації.

У той же час у роботі [57] приводяться теоретичні дослідження позаконтактної зони перед ділянкою контакту заготовки оболонкового типу при безоправочному волочінні її через матрицю. Форма й розміри позаконтактної зони визначалися автором з умови мінімуму потужності, витраченої на її деформування.

Розглядаючи процес роздачі осесиметричної тонкостінної заготовки, Е.А. Попов [137] приймає схему осередку деформації з наявністю контактної ділянки та двох позаконтактних зон.

Розміри позаконтактних зон, визначаються автором виходячи з геометричних співвідношень для радіуса вільного вигину на вході та виході з осередку деформування.

Варто відмітити, що в області обробки металів тиском деякі автори [3, 133, 228] приймають схему осередку деформації без позаконтактних зон. Ними також відзначається, що при всіх варіантах роздачі довжина труб і товщина стінки зменшуються.

В ІНМ НАН України при вивченні процесу ДПР була прийнята й експериментально підтверджена [162, 163, 198] схема осередку деформації (рис. 1.1), подібна до схем, застосованих у більшості робіт, що відносяться до області обробки металів тиском.

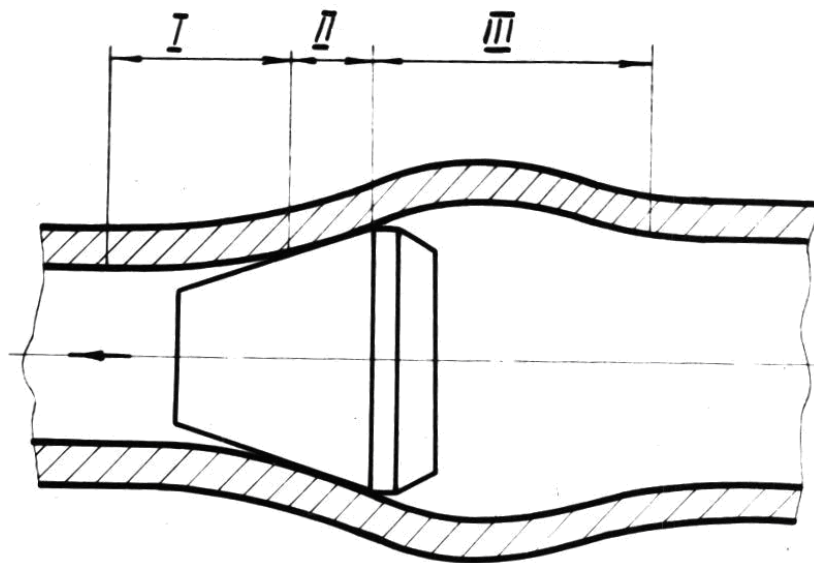


Рис. 1.1. Схема осередку деформації із позаконтактними зонами

За цією схемою осередок деформації включає зону контакту (II) і дві позаконтактні зони (I і III), що примикають до неї. Контакт деформуючого елемента із заготовкою здійснюється тільки по робочому конусу. Позаконтактна зона III, розташована за зоною контакту, виключає контакт оброблюваної поверхні із циліндричною стрічкою, а позаконтактна зона I, розташована перед ділянкою контакту, впливає на нього, зменшуючи фактичну довжину контакту в порівнянні з геометричною. Авторами робіт [162, 166, 198] експериментально вивчені деякі кінематичні та геометричні характеристики осередку деформації: довжина контакту, розміри та форма позаконтактної зони за ділянкою контакту, контактний тиск, умови тертя. Обґрунтовано поділ заготовок на дві групи - з кінцевою й нескінченною товщинами стінок [158, 162]. Ці групи характеризуються різним напружено-деформованим станом у контактній зоні.

У результаті аналізу й подальшого поглиблення цих експериментальних досліджень О.А. Розенберг [162, 163] зробив наступні важливі висновки, що стосувалися характеристик осередку деформації:

- довжина контакту при обробці заготовок із кінцевою товщиною стінки не залежить від фізико-механічних характеристик матеріалу, а її залежність від товщини стінки має екстремальний характер;
- зміна висоти позаконтактної зони в залежності від товщини стінки має немонотонний характер;
- коефіцієнт контактного тертя залежить від контактного тиску, технологічного змащення, стану оброблюваної поверхні, твердості матеріалу.

Автор роботи [73] для визначення НДС поверхневого шару розглядає схему осередку деформації без врахування позаконтактних зон.

На його думку, місцем максимальних напруг є місце, що відповідає максимальному радіусу ділянки контакту.

Однак, у запропонованій розрахунковій схемі осередку деформації для визначення НДС поверхневого шару прийняте необґрунтоване допущення, що в оброблюваному шарі товщиною до 0,5 мм осьовий компонент вектора швидкості течії матеріалу не залежить від радіальної координати. Це припущення суперечить

експериментальним даним роботи [215], отриманим методом ділильних сіток. Цими дослідженнями показано, що в даному випадку має місце досить істотний градієнт осьової швидкості течії матеріалу по товщині поверхневого шару. Тому викликає сумнів вірогідність отриманих даних по історії деформування розглянутого шару.

Крім того, запропонована розрахункова схема дає значення коефіцієнта жорсткості напруженого стану $\eta \approx 0$, що відповідає умовам чистого скручення без накладення гідростатичного тиску. Це навіть якісно не відповідає реальним умовам деформування [215], коли значення показника жорсткості напруженого стану в зоні контакту досягає значень $\eta \approx -(6-7)$.

Тому в цілому, результати досліджень пластичності поверхневого шару, наведені в роботі [73], недостовірні через некоректність обраної розрахункової схеми осередку деформації й прийнятих допущень.

Автори роботи [68] пропонують, розроблену на підставі методу ділильних сіток, методику розрахунку деформованого стану осередку деформації при ДПР. Ними досліджувався вплив кута α на ступінь деформації зсуву уздовж осередку деформації та вказується на ріст її значення зі збільшенням кута α . Однак, відповідно до використаної методики автори розглядають тільки деформований стан матеріалу в зоні контакту, причому схема осередку деформації не відповідає реальній схемі, запропонованої в роботах [162, 163]. Більше того, у цій роботі також не враховується зміна швидкості течії матеріалу по товщині шару матеріалу, що прилягає до поверхні отвору.

Автори робіт [30, 184, 215, 217] експериментально-розрахунковими методами: візіопластичності, з використанням моделей з декількох шарів і наступним розрахунком осесиметричних процесів по лініях течії матеріалу досліджували деформований стан осередку деформації при ДПР.

Однак недостатня точність цієї методики дозволила досліджувати тільки інтегральні кінематичні характеристики осередку деформації. Ці характеристики були використані Ю.А. Цехановим [215] для розробки методики оцінки таких

параметрів якості: як ресурсу використаної пластичності з урахуванням його анізотропії та деформаційного зміцнення.

Автор роботи [91] досліджував деформований стан у позаконтактних зонах осередку деформації. Їх форма та розміри визначалися з умови мінімуму потужності пластичної формозміни кожної із зон. Встановлено зміну деформованого стану на границях розділу контактної ділянки із позаконтактними.

Однак проведені дослідження не враховують зміни: швидкості течії матеріалу, товщини стінки уздовж осередку деформації, не досліджений деформований стан у контактній зоні осередку деформації.

Також мінімізуються функціонали потужності від дії тільки внутрішніх сил, а потужність зовнішніх і потужність контактного тертя не розглядається. Аналіз деформованого стану тільки ділянок позаконтактних зон осередку деформації не дозволяє визначити кінематичні, геометричні й енергетичні параметри всього осередку деформації.

- найбільш точною схемою осередку деформації є схема, що має ділянку контакту, сполучену з позаконтактними зонами;
- теоретичні моделі, по опису осередку деформації при ДПР у літературі відсутні;
- експериментальні моделі по опису геометричних параметрів осередку деформації коректні тільки в рамках спланованих експериментів і не завжди правильно представляють фізичну сутність процесу.

1.1.2. Енерговитрати при ДПР

Питання визначення енерговитрат на ДПР або аналогічних йому процесів розглядався багатьма авторами [3, 11, 47, 84, 123, 144, 153, 155, 162]. На підставі результатів їхніх досліджень факторами, що впливають на силу протягування, являються фізико-механічні властивості й розміри оброблюваної заготовки, режими протягування (натяг на елемент, ступінь деформації), геометрія деформуючого елемента, застосовуване змащення.

Визначення сил протягування нерозривно пов'язане зі схемою осередку деформації. Для визначення сил протягування існує ряд теоретичних залежностей [3, 11, 47, 133, 144], виведені на підставі теорії пластичності. Однак складність процесу ДПР і прийняті при виводі залежностей різні й не завжди коректні схеми осередку деформування приводять до суперечливих результатів. Наприклад, М.И. Чепурко робить порівняння даних експерименту й даних розрахунку осьових сил роздачі труб по формулах Л.Е. Альшевського [3] і И.Л. Перлина [133], які виведені виходячи зі схеми осередку деформації, без позаконтактних зон та із пружним контактом на циліндричній частині інструмента. У підсумку порівняння показано, що теоретичні залежності дають різко занижені результати й не можуть бути рекомендовані для практичного використання.

Залежності для визначення енерговитрат, наявні в літературі, піддалися всебічній перевірці авторами робіт [155, 162]. Виявилось, що жодна з існуючих формул не дає задовільної відповідності з експериментальними результатами.

Тому ними запропонована емпірична залежність (1.1), отримана за даними численних експериментів. Ця залежність забезпечує відповідність розрахунків із практикою тільки в діапазоні проведення, використаних для її одержання дослідів:

$$Q_n = C \frac{t_0^x d_0^y HB}{a^r} K_i [(\sum_1^n \varepsilon)^m - (\sum_1^{n-1} \varepsilon)^m], \quad (1.1)$$

де $\sum_1^n \varepsilon$ – сумарна деформація отвору після проходження через нього n деформуючих елементів; $\sum_1^{n-1} \varepsilon$ – сумарна деформація після проходження $n - 1$ елемента; C – коефіцієнт, що залежить від фізико-механічних характеристик матеріалу, застосованого змащення; K_i – коефіцієнт, що враховує вплив крайових ділянок і число одночасно працюючих елементів на силу протягування.

Значення показників степеня у виразі (1.1) залежать від оброблюваного матеріалу та наведені в роботах [154, 155].

Автором роботи [62] залежність (1.1) удосконалена, що дало можливість розрахувати силу протягування при обробці елементами з різними кутами α .

$$Q_n = (C + C_\alpha) \frac{t_0^x d_0^y HB}{a^r} K_i [(\sum_1^n \varepsilon)^m - (\sum_1^{n-1} \varepsilon)^m], \quad (1.2)$$

де $C_\alpha = 0,03366 \cdot (\alpha - 4)^2$ – коефіцієнт, що враховує вплив кута робочого конуса.

Однак розрахунок сил протягування по залежності (1.1) і (1.2) коректно тільки при дотриманні того діапазону зміни змінних, які закладені в плані експерименту. Більше того, розглянуті експериментальні залежності не враховують впливи на силу протягання взаємного розташування деформуючих елементів у групі. Як показано в роботі [91], у результаті оптимального вибору взаємного розташування деформуючих елементів, що одночасно здійснюють процес деформації, осьова сила протягування знижується на 40–45%, у порівнянні з обробкою одиничними елементами. Слід зазначити, що ці результати отримані при обробці деформуючими елементами з кутами $\alpha = 4^\circ$.

Розенбергом О.А. [162, 163] для енергетичного аналізу ДПР розглядалася модель, відповідно до якої затрачувана робота складається із трьох складових: роботи роздачі трубної заготовки внутрішнім тиском – Ap , роботи тертя між інструментом і оброблюваною поверхнею – $A_{тр}$ і роботи вигину $A_{виз}$. Ним пропонується теоретична залежність для розрахунку Ap , роботу тертя він розраховує по вимірній силі протягування, вибраному коефіцієнту тертя та відомій геометрії інструмента. Роботу вигину він одержує як різницю $A_{виз} = A_{общ} - (Ap + A_{тр})$.

Запропонований підхід дозволив оцінити частку кожної зі складових загальної роботи й визначити шляхи підвищення енергетичного КПД процесу.

Однак для виконання цього аналізу необхідно додаткові експерименти по визначенню загальної роботи, затраченої на деформування заготовки, а також на визначення осьової сили протягування, довжини контакту, коефіцієнта тертя. Наявність у цій моделі експериментальних даних також обмежує область її застосування.

- жодна з теоретичних залежностей по визначенню енерговитрат не дає задовільних результатів;
- експериментальні залежності коректні в області проведених експериментів;

- запропонована О.А. Розенбергом теоретично-експериментальна модель має потребу в уточненні, для її використання необхідно проводити додаткові експерименти.

1.1.3. Довжина контакту, контактні тиски й розміри позаконтактних зон при ДПР

Як відзначалося вище, при розгляді схеми осередку деформації існують два її варіанти: перша - осередок деформації має позаконтактні зони, одна із яких змінює довжину контакту, друга - позбавляє контакту оброблювану поверхню із циліндричною стрічкою і осередок деформації не має позаконтактних зон. Підтвердженням першої точки зору є експериментальне вивчення геометричних характеристик осередку деформації: довжини контакту, параметрів позаконтактних зон.

Довжина контакту є однією з геометричних характеристик схеми осередку деформації й необхідна для розрахунку контактного тиску, який використовується при розрахунку на міцність деформуючих елементів, виборі змащень, розрахунку параметрів шорсткості й зміцнення обробленої поверхні та в інших випадках.

Оскільки довжина контакту визначає схему осередку деформації, то враховуючи наявність різних стверджень про схему осередку деформації, у літературі містяться суперечливі відомості про довжину контакту при ДПР. Так, автори робіт [82, 144, 180], ґрунтуючись на схемі осередку деформації без позаконтактних зон, вважають, що фактична довжина контакту на робочому конусі дорівнює геометричній довжині, яку визначає натяг на елемент та кут робочого конуса елемента. На думку цих авторів, у контакті з оброблюваною поверхнею перебувають також циліндрична стрічка й частково зворотній конус.

Автори роботи [150], дотримуючись подібної думки, вважають, що довжина контакту на робочому конусі залежить від натягу, кута робочого конуса й величини пружної деформації в передній пружній зоні. Вони приводять розрахункову залежність, відповідно до якої довжина контакту на робочому конусі менше геометричної на величину пружної деформації.

Поряд із цим у роботах [162, 196, 198, 221] відзначається, що наявність пластичної позаконтактної зони перед зоною контакту зменшує геометричну довжину контакту; при цьому контакт має місце тільки по робочому конусу.

Найбільше всебічно питання про довжину контакту й вплив на неї режимів протягування й розмірів заготовки експериментально розглянутий у роботах співробітників ІНМ [62, 162, 163, 165, 166]. Для виконання експериментів ними розроблено ряд оригінальних методик [185, 192, 193], що дозволяють експериментально визначити довжину контакту. У результаті проведення численних експериментів та їхній статистичній обробці отримано емпіричну формулу, за допомогою якої можна розрахувати довжину контакту, виходячи з розмірів заготовки й режимів протягування.

У роботі [91] експериментально вивчений вплив взаємного розташування деформуючих елементів у групі на довжину контакту. Показано, що довжина контакту істотно залежить від взаємного розташування деформуючих елементів.

Контактний тиск, що прямо залежить від площі контакту, за даними робіт [144, 150, 227] в основному залежить від натягу на елемент і товщини стінки заготовки. При цьому, виходячи з помилкових представлень про схему осередку деформації, автори розглядають тиск в зоні контакту оброблюваної поверхні із циліндричною стрічкою. На їхню думку, зі збільшенням натягу контактний тиск спочатку підвищується, а потім починає знижуватися.

Монченко В.П. [83, 84] відзначає, що крім натягу на елемент на контактний тиск впливають товщина стінки й фізико-механічні характеристики оброблюваної деталі.

У роботах [162, 163, 165, 166] докладно розглянуті результати вивчення контактного тиску при обробці одиничними елементами. Відзначається про істотний вплив натягу на елемент на величину контактного тиску. На підставі експериментальних досліджень авторами зроблені наступні висновки.

1. Контактний тиск залежать від фізико-механічних характеристик матеріалу, товстостінності заготовки, ступеня деформації, натягу, геометрії інструмента.

2. Контактний тиск інтенсивно зростає зі зменшенням натягу й збільшення ступеня деформації і може досягати $(6-9)\sigma_T$ оброблюваного матеріалу.

Наведений у роботі [162] аналіз зміни кривих $l_2 = f(t_0/d_0)$ при різних натягах, дозволив О.А. Розенбергу пояснити цю немонотонність досягненням у зоні контакту критичного контактного тиску. По його визначенню критичний контактний тиск, що викликає появу локальної течії металу в зоні контакту і приводить до збільшення довжини контакту, визначається товщиною стінки, що відповідає мінімуму довжини контакту на кривій $l_2 = f(t_0/d_0)$. Він має свою величину для кожного оброблюваного матеріалу. Значення критичного контактного тиску не залежить від натягу й розмірів заготовки.

Що стосується обробки деталей групою елементів, то на думку авторів [146, 180], довжину контакту й контактний тиск можна визначати, як при обробці одиничними елементами. Поряд із цим у роботі [91], де докладно досліджений взаємовплив деформуючих елементів одночасно здійснюючий процес деформації, показано, що при цьому змінюються як довжина контакту, так і контактний тиск. Це дозволило авторові даної роботи визначити такі умови деформування групою елементів, тобто натяги на елемент і відстані між ними, які дозволяють підвищити контактний тиск на кожному з елементів у порівнянні з роздачею одиничними в 1,6–2,5 рази. Слід зазначити, що ці дослідження проведені для випадку роздачі заготовки деформуючими елементами з кутом $\alpha = 4^\circ$.

Фахівцями трубного виробництва проводилося, як експериментальне вивчення розмірів позаконтактних зон [221], так і аналітичне з використанням методів теорії пластичності при осесиметричній роздачі тонкостінних оболонок [137].

Розроблені ними методики дозволили встановити наявність позаконтактних зон у осередку деформації. Однак недостатня їхня точність не дозволила успішно визначити їхні параметри. Аналітичні моделі також не дозволяли кількісно оцінити вплив режимів роздачі й товстостінності заготовки на параметри позаконтактних зон, так як силові параметри, розраховані з використанням цих моделей, не завжди відповідали експерименту [162].

В ІНМ розроблені оригінальні методики [162, 208] на основі тензометричних пристроїв, що дозволяють фіксувати розміри позаконтактної зони за ділянкою контакту. Отримані, відповідно до цієї методики, осцилограми показують, що розміри позаконтактної зони характеризуються наступними параметрами (рис. 1.2): при порівняно великій їхній довжині, як загальної l_4 , так і до максимуму зони (пластична ділянка позаконтактної зони) – l_3 , вимірюваними десятками міліметрів, висота хвилі дуже мала й вимірюється десятими частками міліметра.

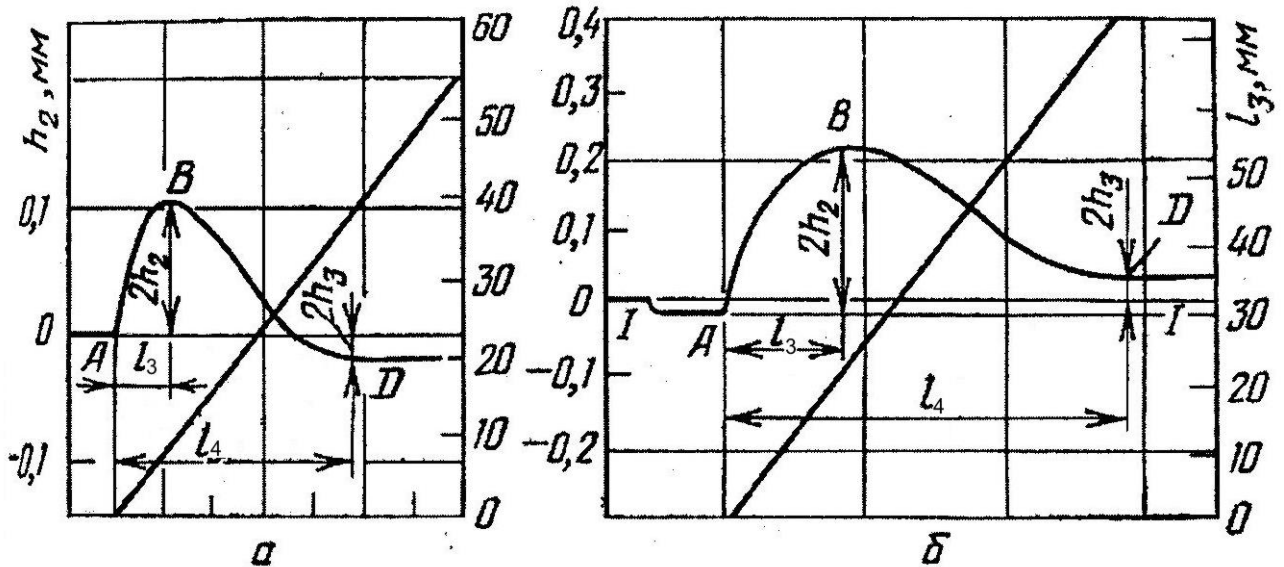


Рис. 1.2. Осцилограми позаконтактної зони за деформуючим елементом: *a* – $2h_3$ – усадка отвору; *б* – $2h_3$ – розбивка отвору

Також в ІНМ розроблена експериментальна методика виміру тільки довжини позаконтактної зони [194]. Довжина хвилі відповідає відстані, між точкою сполучення робочого конуса й циліндричної стрічки деформуючого елемента й початком відбитка, залишеного алмазними зернами, нанесеними на оброблювану поверхню, на пружній у радіальному напрямку втулці, сполученої своїм торцем з деформуючим елементом.

Крім того, був розроблений спосіб визначення параметрів позаконтактної зони [195], що дозволяє визначити її довжину як при ріжучому, так і при деформуючому протягуванні. Згідно цього способу, довжина позаконтактної зони визначається слідами, залишеними на внутрішній поверхні обробленої заготовки

абразивовмістним матеріалом, нанесеним по еліпсу на зовнішню поверхню додаткової втулки, сполученої своїм торцем з робочим елементом.

Розроблені методики та проведені за допомогою їх експерименти, описані в роботах [53, 162, 165, 166] дозволили:

- дослідити вплив натягу, товстостінності заготовки, технологічного змащення, схеми протягування, кута робочого конуса та оброблюваного матеріалу на розміри позаконтактної зони;
- встановити немонотонний характер зміни висоти позаконтактної зони від товстостінності заготовки;
- встановити відсутність помітного впливу технологічного змащення й матеріалу заготовки на параметри позаконтактної зони.

На підставі принципу мінімуму повної енергії системи, у роботі [91] досліджувалися параметри позаконтактних зон осередку деформації. Так як деформований стан для кожної із позаконтактних зон визначався без врахування деформованого стану в зоні контакту, а також без врахування зміни товщини стінки, швидкості течії уздовж усього осередку деформації, то це дозволило лише на якісному рівні зафіксувати зміну кінематичних параметрів на границі розділу контактної ділянки із позаконтактними. Крім того, у результаті окремого розгляду деформованого стану кожної із позаконтактних зон розрахункові значення розмірів кожної із зон практично не відрізнялися між собою.

Слід зазначити, що розглянутий у роботах [57, 91, 170, 198, 201] підхід показав важливість врахування позаконтактних зон при пластичній формозміні заготовки й необхідність теоретичного розрахунку деформованого стану всього осередку деформації при ДПР.

- розрахунок геометричних параметрів осередку деформації: довжини контакту, параметрів позаконтактних зон необхідно здійснювати згідно моделі всього осередку деформації, яка одночасно на всіх трьох ділянках визначає геометричні параметри процесу.

1.2. Деформації заготовок, оброблених ДПР, і вплив на них технологічних факторів процесу

При пластичному деформуванні порожнистих заготовок змінюються їхні розміри: збільшується внутрішній і зовнішній діаметри, зменшується товщина стінки, змінюється осьовий розмір заготовки. Ці зміни залежать від різних факторів, до яких дослідники відносять розміри заготовки, її матеріал, геометрію інструмента, режими протягування [62, 73, 150, 162].

Дослідженню змін розмірів заготовок при ДПР присвячено ряд робіт [1, 62, 64, 84, 150, 154, 162, 224], які не тільки по різному розглядають це питання, але й використовують дані по зміні розмірів заготовки для різних цілей.

Так, автори роботи [228] стверджують, що у всіх випадках роздачі труб з різної товстостінністю товщина стінки й довжина труб зменшуються.

Відомі теоретичні залежності Е.А. Попова [128], які не враховують умов контактного тертя та схеми обробки, а також Шалаева В.А. [224] і Колмогорова В.Л. [58], що враховують умови тертя й вплив схеми роздачі, але не враховують деформацію і роботу вигину стінки деталі, що має місце при вході на робочий конус і на виході з нього, не у всіх випадках співпадають з експериментальними даними, наведеними в роботі [162].

В.П. Монченко вважає, що зміна розмірів стінки заготовки визначається конструкцією деталі, схемою обробки й величиною повної деформації отвору. Він рекомендує формули для розрахунку утонення стінки і укорочення заготовки [82]. Однак, структура формул ураховує тільки ступінь деформації й не враховує вплив кута α і умов тертя. Тому, ці формули не завжди відповідають експерименту.

Рівняння для розрахунку укорочення заготовки, наведене Ю.Г. Проскураковим у роботі [146], задовільно співпадає з експериментальними даними, отриманими при роздачі товстостінних заготовок. При порівнянні результатів розрахунку з експериментом по роздачі тонкостінних заготовок [162] це рівняння дає незадовільні результати.

Тому автори робіт [154, 162] приводять експериментально отримані залежності для визначення зміни розмірів заготовки після ДПР. Однак ці залежності отримані при використанні значення кута робочого конуса, рекомендованого в більшості робіт $\alpha = 4^\circ$ і вказують наступний характер зміни розмірів деформованої заготовки: утонення стінки, збільшення зовнішнього діаметра та укорочення її довжини.

У той же час, дані, наведені в роботах [43, 62, 64] свідчать про досить істотний вплив кута α на зміну розмірів деформованої заготовки. Особливо це відзначається на зміні осьових розмірів. Так використання кутів $\alpha > 6^\circ$, по даним [64], навіть при роздачі за схемою стиснення, викликає подовження заготовки, замість загально прийнятого укорочення.

У ряді робіт [184, 215, 218] по фіксованій зміні осьових і окружних деформацій у осередку деформації розраховували кінематику течії й напружений стан заготовки, а також історію деформування, тобто $\eta = f(l)$. Отримані результати використовуються авторами для розрахунку такого параметра якості виробу, як ресурс використаної пластичності.

Знання осьових деформацій обробленої заготовки, як стверджують автори робіт [150, 172], дозволяє оцінити величину й знак осьових напруг, які, на їх думку, істотно впливають на її точність. Вони відзначають, що на зміну довжини обробленої деталі впливають осьові сили, тобто схема обробки (стиснення або розтягування), яку рекомендують враховувати за допомогою коефіцієнта осьової напруги K_σ . Його значення, на їхню думку, необхідно встановлювати в межах $\pm(0,1-0,25)$; плюс – при протягуванні за схемою розтягнення, мінус – за схемою стиснення. Абсолютне значення коефіцієнта K_σ приймають у зазначених межах, причому чим більше натяг на елемент, тим вище його значення. Слід зазначити, що введенням цього коефіцієнта у формулу автори намагаються врахувати взаємовплив деформуючих елементів, одночасно здійснюючий процес деформації. Тому, при протяганні одиночними деформуючими елементами вони вважають $K_\sigma=0$.

Автор роботи [62], проаналізувавши запропоноване в роботі [150] рівняння вказує, що воно неправильно відбиває вплив основних факторів процесу на зміну довжини деталі й розходиться з його експериментальними даними. Крім того, ствердження авторів [150], що при обробці одинарними елементами вплив схеми протягування відсутній, він вважає помилковим.

Більше того, при роздачі різнотовщинних заготовок осьові деформації ділянок, що мають мінімальну й максимальну товщину, визначають такий вид похибки, як викривлення осі заготовки [91, 140, 150, 162].

При обробці довгих тонкостінних деталей підвищеної точності, до яких варто віднести хвильоводні секції, корпусу ряду гідроциліндрів, циліндри телескопічних ліфтів, використовується схема з обмеженням осьової деформації [49, 139, 150]. Як відомо, принциповою особливістю цієї схеми є прикладення додаткового осьового навантаження до кінців заготовки за допомогою, наприклад, натяжного пристрою. Це залежно від умов роздачі й вимог до деталі може забезпечувати розтягнення, жорстку фіксацію, а також зменшення осьового укорочення заготовки.

Для вибору схеми додаткового навантаження, визначення та його кількісного значення, необхідно знати зміну осьових розмірів заготовки, обробленої за схемою осьового розтягнення.

Деформуюче протягування є основою для створення маловідходних технологічних процесів відновлення зношених деталей [100, 164, 168]. Одним з основних вимог, пропонованих до техпроцесу відновлення зношених порожнистих деталей, є забезпечення роздачі, що компенсує зношування зовнішньої поверхні деталі й забезпечує припуск під наступну механічну обробку. До ряду осесиметричних порожнистих деталей (поршневі пальці хрестовини карданного шарніра й ін.) пред'являються тверді вимоги щодо дотримання розмірів зовнішнього діаметра та довжини. Ці поверхні зношені та вимагають додаткової механічної обробки після відновлення деталі. Тому, об'єктами, що вимагають відновлення в розглянутих деталях, є її зовнішня поверхня та торці.

Роздача зношеної деталі деформуючим елементом забезпечує необхідне збільшення зовнішнього діаметра. Що стосується зміни довжини при цьому, то

відомі літературні дані [84, 146, 154, 162], присвячені вивченню зміни довжини заготовки при роздачі її деформуючим елементом, свідчать про наявність укорочення деталі. Останній факт, у сукупності зі зношуванням торців, ускладнює техпроцес відновлення, так як вимагає створення нових виробництв, веде до додаткової витрати матеріалу й не забезпечує необхідної якості виробу.

При побудові технологічного процесу відновлення хрестовини карданного шарніра врахований той факт, що при конкретному сполученні режимів роздачі, геометрії інструмента, можливе подовження заготовки при одночасному збільшенні її зовнішнього діаметра [64, 185].

Однак при відновленні такого виробу як поршневий палець подовження є небажаним, тому що довжина пальця жорстко регламентована. Тому при побудові технологічних процесів відновлення зношених деталей на основі ДПР необхідно роздачею забезпечити необхідне збільшення зовнішнього діаметра, і одержання необхідної довжини.

Слід зазначити, процес формоутворення заготовки при роздачі її деформуючим елементом, є об'ємним. Тому, з огляду на умови нестискання [51], необхідно представити залежності по визначенню хоча б двох незалежних деформацій оброблених заготовок

- аналіз робіт, присвячених вивченню деформацій оброблених заготовок, а також зазначені приклади й наявні протиріччя в розглянутих джерелах підтверджують необхідність всебічного вивчення деформацій оброблених заготовок і встановлення впливу на них параметрів процесу і розмірів заготовки.

1.3. Вплив вихідної різнотовщинності на утворення погрішностей

Ряд авторів [1, 5, 46, 73, 82, 139, 140, 144, 147, 150, 154, 162, 214] вказують на вплив вихідної різнотовщинності заготовки на утворення похибок при ДПР. Думки різних авторів по впливі вихідної різнотовщинності необхідно розділити на дві групи. До першого ставляться випадки, згідно яких деформуються заготовки в

основному із трубного прокату. Для таких заготовок допускаються відхилення від розміру товщини стінки, наприклад на гарячепрокатані труби ГОСТ 8732-70 допускає наявність вихідної різнотовщинності в межах від -12 до 15%.

Автори робіт [150, 181] вважають, що похибки отвору обробленої заготовки, виникають через різницю пружних усадок ділянок з мінімальною й максимальною товщинами стінки, обумовленої допуском на товщину стінки. Крім того, на їх думку, зміна товщини стінки, приводить до розсіювання вихідних розмірів отвору, що викликає зміна натягу й, як наслідок цього, ріст погрішностей.

Також у цих роботах аналізується вплив розкиду механічних властивостей на похибку, викликану різними значеннями пружного відновлення.

Подібна думка про помітний вплив вихідної похибки заготовок на її точність має місце в роботах [144, 145, 149, 181, 202, 227].

Ісаєв А.А. [46] вказує, що роздача різнотовщинних заготовок супроводжується значною нерівномірністю напруг і деформацій, що погіршує точність обробленої заготовки. Автор затверджує, що похибка форми отвору в поперечному перерізі залежить від натягу й різнотовщинності заготовки. Ним пропонується експериментально отримана залежність для визначення похибки різнотовщинної заготовки.

$$\delta = \frac{34 \left(\frac{t_{\max}}{t_{\min}} - 1 \right) \left(\frac{a}{d_0} \right)^2}{4000 \left(\frac{a}{d_0} \right)^2 + 1} \quad (1.3)$$

Аналіз залежності показує, що при відсутності різнотовщинності, тобто $\frac{t_{\max}}{t_{\min}} = 1$ величина похибки $\delta = 0$, що не завжди має місце.

У цій же роботі відзначається, що різнотовщинність викликає значне зниження величини граничної деформації, що обумовлено локалізацією пластичної деформації в тонких місцях поперечного перерізу нерівножорсткої заготовки.

У той же час експериментальні дослідження, наведені в роботі [91], показали, що при значних пластичних деформаціях отвору вихідна похибка практично не впливає на його точність у поперечному перерізі заготовки.

До другої групи необхідно віднести роботи, що висвітлюють питання роздачі заготовок, що мають значну нерівножорсткість у поперечному перерізі, обумовлену конструктивними особливостями заготовки.

Наявність зазначених особливостей форми заготовки змінює умови деформування й приводить до нерівномірності деформацій по поперечному перерізу, що викликає появу такого виду похибки, як овальність. Такий висновок роблять автори робіт [1, 5, 24, 73, 81, 122].

Авторами роботи [122] відзначається, що математичне рішення питання по визначенню напружено-деформованого стану при роздачі таких заготовок є досить складним. Вони вважають, що величину й характер розподілу напруг при роздачі заготовок із нерівномірною товщиною стінки, необхідно враховувати змінюю кута, що визначає зміну товщини стінки заготовки в поперечному перерізі.

Подібної думки дотримується С.Г. Лопатенко [73], що пропонує враховувати зміну товщини стінки змінюю радіальної жорсткості заготовки.

Автори робіт [17, 18, 140, 150, 162] відзначають, що такий вид похибки, як викривлення осі заготовки, також обумовлений впливом вихідної різнотовщинності заготовки. Однак наведені в цих роботах моделі розглядають процес викривлення заготовки на якісному рівні й використовуються для рішення окремих випадків, що виникають при обробці.

- аналіз робіт, присвячених вивченню впливу вихідної похибки на точність оброблених заготовок, указує про необхідність систематизації й подальшого вивчення цього питання. Найбільше об'єктивно це здійснюється розробкою моделей, що дозволяють проаналізувати деформований стан різнотовщинної заготовки, а також вивчити вплив режимних параметрів і геометрії інструмента на величину похибки оброблених заготовок.

1.4. Точність заготовок, оброблених ДПР

Якщо ДПР є фінішною операцією, то вона відповідальна за розмір обробленої деталі і її похибки.

У випадках, коли вона є чорною, формотворною операцією точність обробленого отвору визначає припуск під наступну обробку.

З літературних джерел [82, 84, 145, 147, 149, 150, 154, 172, 181, 227] відомо, що точність заготовок, оброблених ДПР, підвищується в порівнянні з вихідною. На підставі експериментальних і виробничих результатів [84, 150, 154] відзначається можливість одержання після ДПР високоточних деталей.

З наявних робіт слідує, що ДПР вносить особливості в утворення похибок отвору і оброблені деталі після протягування мають наступні види похибок. Автори робіт [80, 82-84, 145, 147, 150, 181] виділяють такі види похибок: похибки крайових ділянок обробленої заготовки, овальність, конусність, викривлення осі. У той же час у роботах [6, 82, 83] відзначена наявність такого виду похибки, як діжкоподібність, що виникає внаслідок зменшення розмірів отвору в торців деталі в порівнянні з її серединою.

Як похибки на крайових ділянках у роботах [145, 147, 181] розглядаються напливи металу на торці й деяке збільшення розмірів отвору біля торців у порівнянні із серединою. Подібні твердження присутні в роботі [150], де відзначається, що довжина крайових ділянок залежить від кута α і досягає свого максимального значення при $\alpha = 4-6^\circ$. Автори цієї роботи відмічають, що крайові похибки займають дуже незначну площу основної поверхні отвору і легко видаляються зняттям фаски в отворі.

Найбільш повно види похибок отворів, оброблених ДПР, систематизовані в роботі [91]. В ній відмічається, що твірна обробленого отвору має три характерні ділянки (рис. 1.3). На ділянці, яка відповідає зоні сталого руху деформуючого елемента отвір заготовки практично не має похибок. В той же час на ділянках, які прилягають до торців деталі, формуються основні похибки обробленого отвору.

Довжина цих ділянок, а також зміна радіальних розмірів в декілька раз перевищують значення, приведені в роботах [82, 83, 145, 150, 181].

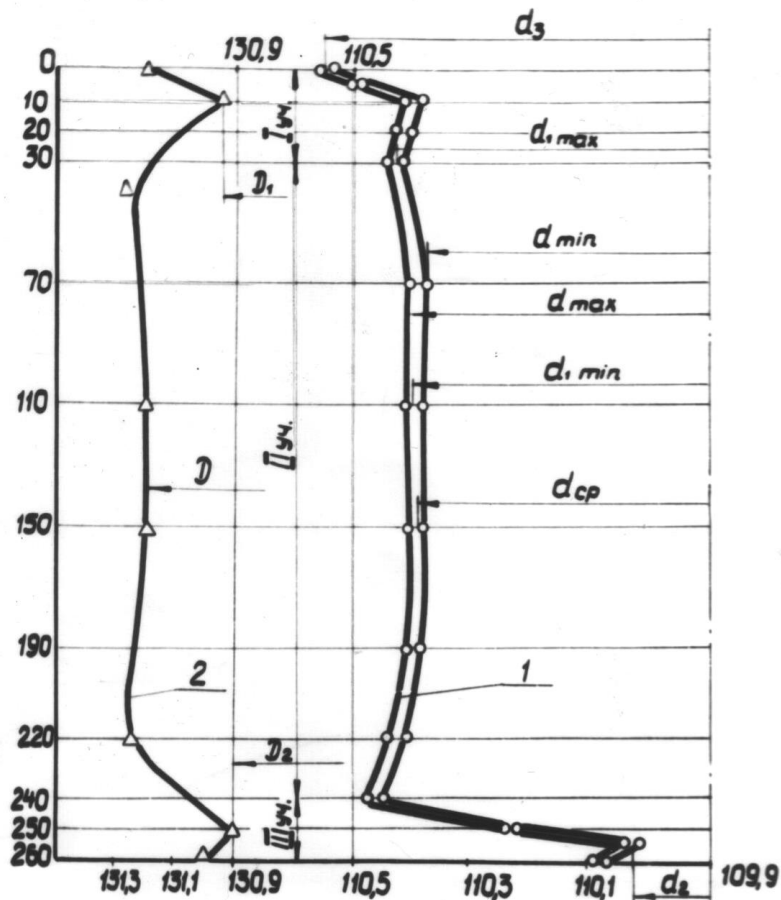


Рис. 1.3. Зміна твірної отвору, обробленого деформуючим протягуванням

Приведені в роботі [91] розміри крайових ділянок співпадають з даними роботи [161], яка вивчає розміри крайових ділянок при деформуванні заготовок з буртами.

Виходячи з аналізу вище перерахованих робіт, а також із характеру зміни твірної обробленого отвору і рекомендацій стандарту СЭВ-301-79, автор роботи [91] приймає наступні основні види геометричної похибки для отвору обробленого ДПР: максимальна похибка δ - різниця максимального й мінімального діаметрів отвору по довжині деталі, овальність, конусність, діжкоподібність, корсетність, зміна товщини стінки по довжині заготовки.

По одностайній думці авторів [27, 80, 83, 144, 150, 154, 172, 181] викривлення осі заготовки превалює при обробці довгих тонкостінних заготовок, що мають

різновтовщинність як по периметру, так і по її довжині, а також елементи (канавки, виточки, лиски), що приводять до значної зміни різновтовщинності.

У роботах [45, 46, 144] відзначений такий вид похибки, як похибки зовнішньої поверхні, що виникають при обробці заготовок із кінцевою товщиною стінки.

У роботі [214] розглядається короблення тонкостінних заготовок, що виражається у відхиленні форми зовнішньої поверхні від кругової.

Автори робіт [82, 150, 144, 181], зв'язуючи точність протягнутих отворів із залишковими радіальними деформаціями заготовки, пропонують залежність зміни допуску на розмір отвору δ_1 після роздачі

$$\delta_1 = \frac{\delta_0}{1 + \frac{3E}{\frac{HB_1}{HB_0} \left(2 + \frac{r_1^2}{r_2^2} \right)}} \quad (1.4)$$

де δ_1 – допуск отвору після обробки; δ_0 – допуск попередньо підготовленого отвору; $\frac{HB_1}{HB_0}$ – відношення твердості матеріалу, що враховує його зміцнення.

Аналізуючи вираження (1.4), вони вказують, що в його знаменнику має місце величина значно більше одиниці, тому допуск отвору після обробки буде набагато менше допуску попередньо підготовленого отвору. Це свідчить про підвищення точності після ДПР. Слід зазначити, що залежність (1.4), в основу фізичної моделі якої покладена схема осередку деформації без позаконтактних зон, практично не враховує вплив на точність отвору натягу на елемент і геометрії інструмента.

У той же час, автори аналізованих робіт, а також робіт [83, 84, 145, 160] відзначають, що збільшення натягу приводить до росту похибок.

У роботі [202] висловлюється інша думка, а саме: точність оброблених отворів, а також похибки зовнішньої поверхні не залежать від натягу на елемент.

Деякі дослідники [83, 84, 150, 181, 227] вважають, що точність обробленого отвору, крім натягу, залежить від вихідної точності отвору заготовки, механічних властивостей оброблюваного матеріалу, розмірів заготовки, ступеня деформації.

Мещеряков Р.К. [80] указує, що точність заготовок, оброблених ДПР, залежить від пружних і температурних деформацій інструмента, його розмірного

зношування. Ним показано, що при використанні твердосплавних деформуючих елементів вплив пружних і температурних деформацій інструмента на розмірну геометричну точність заготовки можна не враховувати. Подібні експериментальні результати, отримані при випробуваннях твердосплавних деформуючих елементів на міцність, наведені в роботі [152].

Автори роботи [6], розглядаючи поздовжній елемент, вирізаний із втулки, як балку на пружній основі, зв'язують утворення похибок при деформуванні зі зміною сили протягування по довжині деталі й відзначають про помітну зміну осьової сили на ділянках, що прилягають до торців заготовки.

Вирішуючи для заготовок оболонкового типу із товщиною стінки, що мало змінюється, пряму задачу роздачі та зворотну задачу пружного відновлення, Ю.А. Цеханов [214] робить спробу прогнозувати некрутлість отвору.

Бусел Ю.Ф. [15] розглядає питання точності отворів у пакетах з різномірних матеріалів при обробці їх деформуючими елементами з малими натягами. Ним приводяться експериментальні моделі по визначенню розмірів обробленого отвору в деталях з нескінченною товщиною стінки. Розглянуто вплив оброблюваного матеріалу на величину пружної усадки отвору.

Автори робіт [62, 161] вказують, що існуючі залежності для розрахунку діаметра отворів після ДПР непридатні для розрахунку розміру обробленого отвору при деформуванні заготовок із нескінченною товщиною стінки. При роздачі таких заготовок діаметр обробленого отвору завжди менше діаметра останнього деформуючого елемента (усадка отвору). Цими авторами відзначається, що на величину обробленого отвору істотний вплив має зміна висотного параметра шорсткості R_z після протягування. Ними запропонована залежність для розрахунку діаметра обробленого отвору з урахуванням зниження R_z для заготовок із нескінченною товщиною стінки. Однак, ця залежність не враховує можливих похибок отвору в процесі його роздачі.

Авторами роботи [145, 150] вказується на кореляційний зв'язок між залишковими напруженнями, які у свою чергу залежать від режимів протягування, товстостінності заготовки, і точністю протягнутого отвору. Відзначається, що на

точність отвору істотно впливають осьові залишкові напруги, які можуть досягати значної величини.

У той же час автори роботи [197] вказують, що залишкові макронапруги впливають на точність деталі в процесі її експлуатації. Втрата вихідної точності в процесі експлуатації обумовлена релаксацією залишкових напруг під впливом температури, навантаження та часу.

У роботах [145, 146, 180] розглядається вплив геометрії деформуючого елемента, зокрема кута нахилу твірної робочого конуса на точність обробленого отвору. У роботі [19] відзначається, що кут α , що забезпечує мінімальну осьову силу протягування, дозволяє одержати високу точність форми отвору.

- відомості, наведені в роботах, що стосуються вивченню впливу режимів протягування й геометрії інструмента на параметри точності, мають суперечливий характер, що вказує на необхідність більш детального вивчення цього питання і встановлення причин, що викликають утворення геометричних похибок;
- аналіз робіт з вивчення впливу вихідних похибок (різновщинності) на параметри точності вказує на необхідність більш поглибленого вивчення цієї проблеми, шляхом розробки теоретичної моделі, що дозволяє описати деформування різновщинної заготовки.

1.4.1. Методи управління точністю при ДПР

Автори ряду робіт [26, 27, 60, 83, 91, 124, 143, 146, 150] відзначають вплив умов базування заготовки і стану технологічної системи верстата на точність обробки при протягуванні. Особливо ефективно впливає поліпшення умов базування при обробці довгих тонкостінних заготовок. Ряд оригінальних конструкцій розсувних опор [124-127, 143] дозволив успішно застосувати ДПР при обробці тонкостінних заготовок.

При обробці довгих тонкостінних заготовок, що мають вихідну різновтовщинність, необхідно, як відзначають автори [17, 18], використовувати пружні опори [124], у яких базуючі елементи зв'язані між собою.

Зазначена конструктивна особливість дозволяє забезпечити співвісність інструмента й заготовки в процесі роздачі, навіть при наявності значної вихідної різновтовщинності заготовки та значних деформацій її отвору. Також при обробці таких заготовок доцільно використовувати пружно-жорстку опору [143], яка в початковій стадії роздачі працює як пружна, а потім як жорстка.

Більшість авторів [150, 172] відзначають, що схема протягування, що визначає базування заготовки в процесі її роздачі, також впливає на точність обробки. Так використання схеми розтягнення (рис. 1.5) замість найбільш часто застосовуваної схеми стиснення (рис. 1.4) являється кращим при обробці довгих тонкостінних заготовок довжиною $L \approx (6-8) \cdot d_0$, для яких базування за схемою стиснення незадовільно через значний брак по точності обробки.

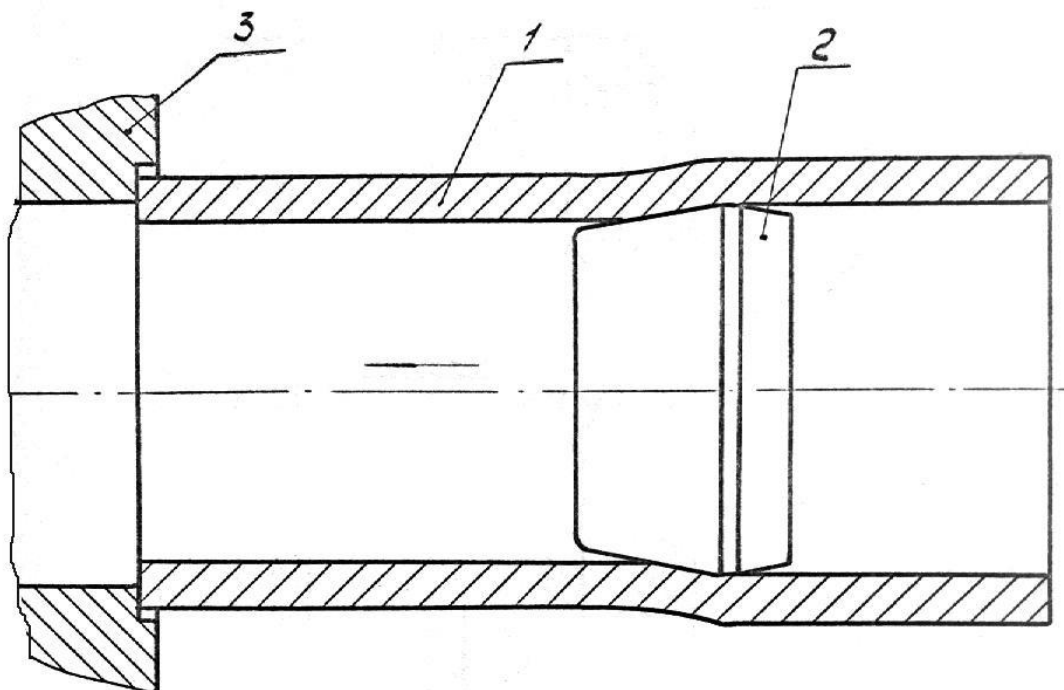


Рис. 1.4. Обробка за схемою стиснення

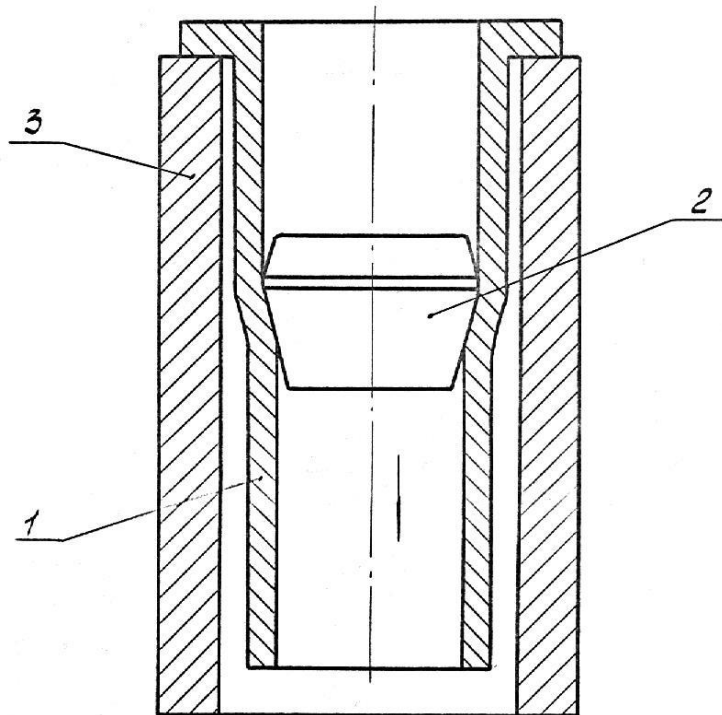


Рис. 1.5. Обробка за схемою розтягнення

Для протягування довгих заготовок $L > 10 \cdot d_0$, автори [150, 139] рекомендують використовувати нову схему протягування з обмеженням осьової деформації заготовки, при якій її базування здійснюється по двох торцях (рис. 1.6).

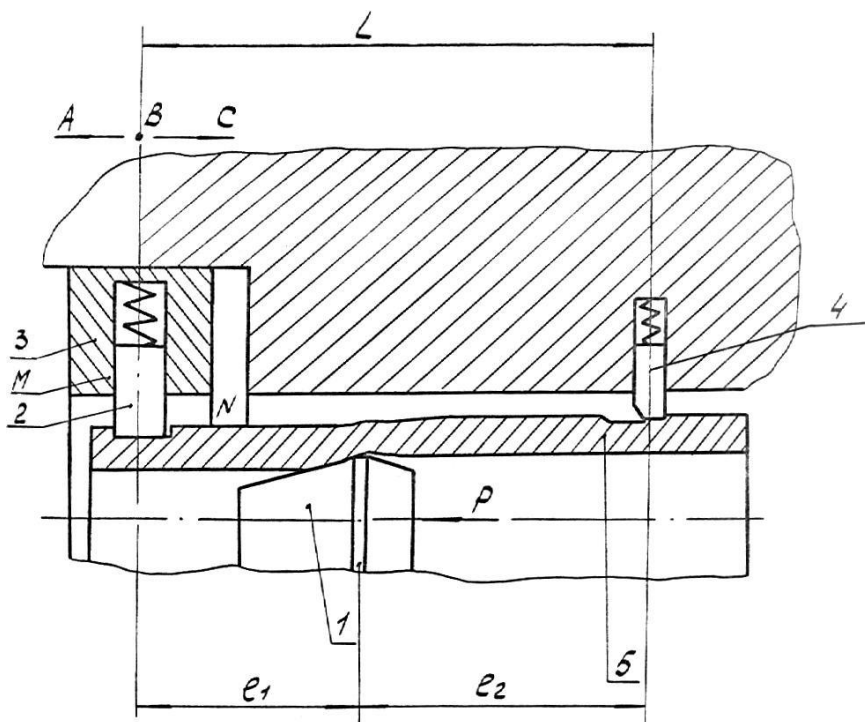


Рис. 1.6. Обробка за схемою з обмеженням осьової деформації

Заготовка 5 за допомогою технологічних канавок утримується від осьового переміщення в процесі роздачі її деформуючим елементом 1, опорами 2 і 4. Опора 2 установлена в натяжному пристрої 3, що може переміщатися в напрямках, зазначених стрілками *A* і *C*, або займати фіксоване положення, що відповідає точці *B* (рис. 1.6). У кожному із цих випадків при роздачі заготовки з'являється можливість створювати додаткову осьову напругу в її стінці, що підвищить поздовжню стійкість заготовки. Використання такої схеми дозволило співробітникам ІНМ вирішити проблему протягування біметалічних хвилеводів довжиною 5 м в умовах Нікопольського Південнотрубного заводу.

Арляпов А.Ю. [7] вказує, що роздача глибоких отворів малого діаметра неможлива без встановлення закономірностей базування заготовок.

На підставі цих закономірностей розроблений ряд оригінальних пристроїв, що дозволяють вирішити цю проблему за рахунок збільшення площі базування, а також розміщення інструмента при його заході в напрямній втулці, виконаної з еластичного матеріалу, що дозволяє знизити перекося при вході деформуючого інструмента у отвір.

Подібне завдання вирішується в роботі [66], у якій автори пропонують оснащувати протяжку передньою напрямною, пружної в радіальному напрямку, що поліпшує співвісність інструмента й заготовки.

Кірсанов С.В. [54] відзначає, що при обробці отвору як ріжучими, так і деформуючими протягуваннями самовстановлення заготовки відбувається в період знаходження передньої напрямного інструмента в оброблюваному отворі. Він рекомендує для підвищення точності отворів, вісь яких не перпендикулярна опорному торцю заготовки, застосовувати плаваюче-хитаючі опори [55].

Ашихмин В.Н. [8] відзначає вплив жорсткості протяжних верстатів при обробці деталей ріжучими протягуваннями на точність оброблених отворів. Особливо істотно цей вплив при обробці деталей великого діаметра зі значною товщиною стінки, коли мають місце значні осьові сили протягування.

Кочетковым Я.П. [61] на підставі аналізу особливостей закріплення й базування заготовок при ріжучому протяганні, а також інструмента, у патроні

протяжного верстата розроблена методика проектування технологічного оснащення, що враховує не тільки похибки базування, але й похибки окремих елементів, технологічної системи верстата. Ця методика в рамках розглянутої автором моделі дозволяє розрахувати відхилення осей протяжки та оброблюваної заготовки в процесі роботи, а також оцінити вплив цієї неспіввідповідності на похибки обробленого отвору.

Одним із засобів, спрямованих на підвищення точності, як указує Г.И. Шельвинский [227], являється обробка деформуючими елементами з натягами, що викликають максимальні контактні тиски. Причому автор стверджує, що контактний тиск підвищується зі збільшенням натягу на елемент.

Подібне твердження про підвищення точності в цьому випадку, приводиться також авторами роботи [150], які вказують, що для зниження похибки необхідно здійснювати роздачу з натягами, що забезпечують деформування в режимі повного перевантаження. На їхню думку, режим повного перевантаження, забезпечується наявністю в зоні контакту максимального контактного тиску. Приводиться залежність для визначення натягу, що забезпечує максимальний контактний тиск. Однак ця залежність, отримана на основі помилкової схеми осередку деформації, не враховує вплив на контактний тиск такого важливого параметра, як кут робочого конуса інструмента.

Кочетков Я.П. [61] для одержання мінімальних похибок вважає оптимальним натяг, що не приводить до похибок зовнішньої поверхні заготовки й пропонує методику його визначення. Однак при деформуванні виробів з кінцевою товщиною стінки практично завжди має місце наскрізна деформація виробу.

Практично всіма авторами вказується, що однією з мір підвищення точності оброблених заготовок є перехід до протягування групою елементів. Так, у роботах [84, 85, 144, 149-151, 154, 172, 181] відзначено, що зі збільшенням числа елементів, що здійснюють необхідну деформацію, точність отвору підвищується. Оптимальною на їх думку є схема зі зменшуючим розподілом натягів на деформуючі елементи.

Монченко В.П. [82, 85] вважає, що оптимальне число деформуючих елементів залежить від механічних властивостей матеріалу оброблюваної заготовки. Ним пропонується підвищувати точність обробки за рахунок фінішного калібрування заготовки 1-3 елементами. Оптимальна величина натягів на ці елементи, на його думку, відповідає початку пластичної деформації зовнішнього діаметра.

Автори робіт [146, 148, 150, 181] вважають, що з метою підвищення точності зменшуючий розподіл натягів на деформуючих елементах повинен здійснюватися по логарифмічній залежності. Крім того, для підвищення точності оброблених заготовок рекомендується [146, 149, 151] після деформуючих елементів протяжки розміщати калібруючі і кінцеві елементи, а відстань між деформуючими елементами вибирати із умови одночасної участі в роботі не менше двох або трьох елементів.

У роботі [21] вказується, що при роздачі заготовки за схемою стиснення групою елементів одночасно здійснюючий процес деформації спостерігається взаємовплив деформуючих елементів. Експериментально показано, що цей взаємовплив виражається зменшенням осьового укорочення, а також незначним зниженням сумарної осьової сили протягування в порівнянні із процесом деформування ідентичної заготовки такими ж одиничними елементами. При зменшенні відстані між деформуючими елементами взаємовплив робочих елементів підсилюється й, як свідчать дані робіт [91, 162], спостерігається значне зниження осьової сили протягування, що досягає до 50%.

Ці результати піддалися більше глибоким дослідженням автором робіт [91, 98], що встановив, що при сполученні зон позаконтактної деформації спостерігається не тільки значне зниження осьової сили, але й підвищення точності отвору. Він приймає: при розміщенні деформуючих елементів на відстані $L' = l_4 + l'_0$ (рис. 1.7, а) можна вважати, що умови роздачі заготовки приблизно відповідають деформуванню цієї заготовки такими ж одиничними елементами.

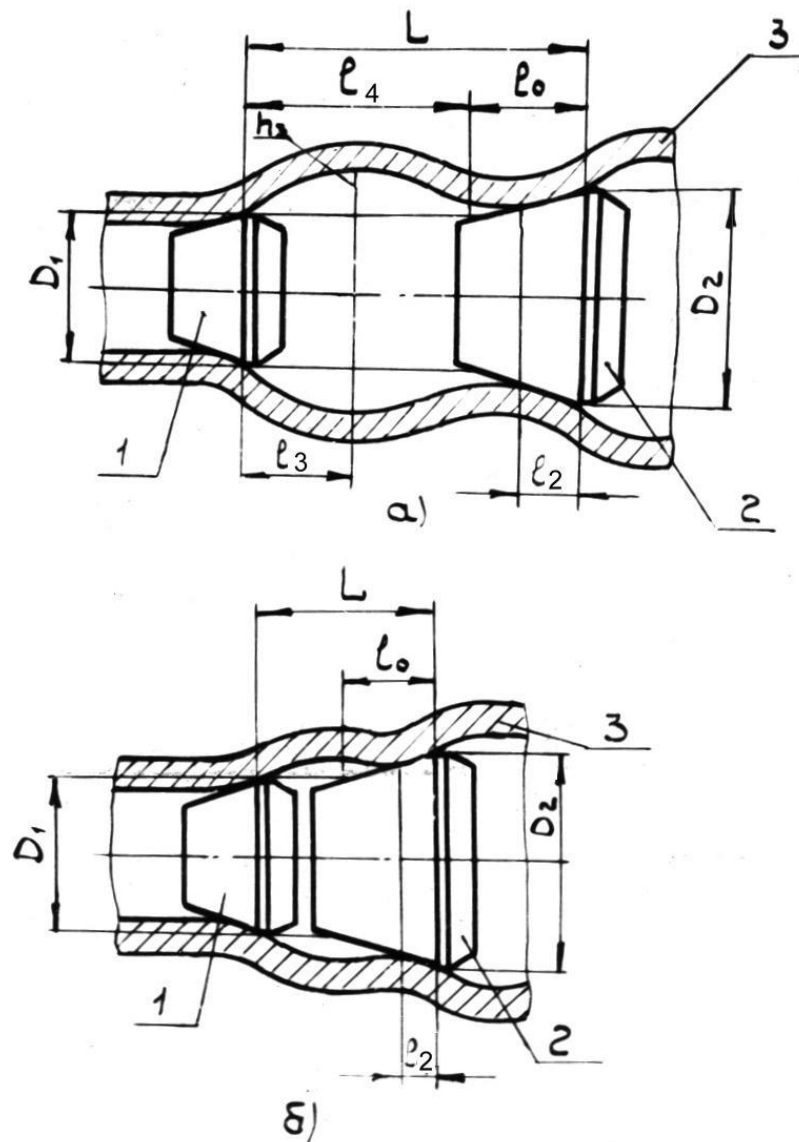


Рис. 1.7. Обробка заготовки групою деформуючих елементів без сполучення позаконтактних зон (а), і зі сполученням позаконтактних зон сусідніх елементів (б):
 1 - попередній деформуючий елемент; 2 - наступний деформуючий елемент; 3 - заготовка

При зміні відстані $L' < l_4 + l'_0$ деформуючі елементи починають істотно впливати один на одного, причому максимальний вплив спостерігається при $L' = l_3 + l'_0$ (рис. 1.7, б). Цій відстані, як показали проведені в широкому діапазоні зміни натягів і товстостінності заготовки експерименти [91], відповідає мінімум енерговитрат і мінімальні похибки обробленого отвору. Слід зазначити, що ці експерименти проводилися для одного значення кута $\alpha=4^\circ$.

На підставі виконаних досліджень розроблена конструкція деформуючого протягування [176], впровадження якої на Київському мотоциклетному заводі при обробці довгої тонкостінної деталі (розмірами $48 \times 3,5$ довжина 310 мм) дозволило знизити брак готових виробів по точності на 13% [91].

Автори робіт [82, 144, 145, 181] на підставі аналізу формули (1.4) вказують на незалежність залишкової деформації від натягу на елемент, геометрії інструмента й взаємного розташування деформуючих елементів у групі. Виходячи із цього, розрахунок залишкової деформації, що визначає розмір отвору після обробки його групою елементів, вони рекомендують робити аналогічно розрахунку такого отвору після обробки його одиничним деформуючим елементом з натягом рівним сумарному натягу групи.

Поряд із цим, автори робіт [10, 69, 154] стверджують, що остаточний розмір обробленого отвору визначається висотою позаконтактної зони та вирахуванням пружного відновлення отвору. У свою чергу на висоту позаконтактної зони [162, 163] істотно впливає натяг на елемент, а також взаємне розташування деформуючих елементів у групі [91]. Отже, залежно від натягу на елемент і відстані між елементами при однаковому ступені деформації можна отримати якісно різні результати, що стосуються розміру обробленого отвору, як розбивку, так і його усадку [91, 154].

Для обробки точних отворів у довгих тонкостінних деталях деформуючим протягуванням, як рекомендують автори [154], варто розміщати на протяжці задню напрямну, довжина якої повинна становити $0,8-0,9 L$ оброблюваної деталі. Зазор між задньою напрямною й поверхнею обробленого отвору повинен перебувати в межах зазорів, забезпечуваних посадками $A_3/X_3 - A_5/X_5$.

Авторами робіт [26, 27], для підвищення точності обробки, пропонується задню напрямну сполучити із циліндричною частиною останнього деформуючого елемента, прийнявши її довжину рівну $(1,25-1,5)d$. Експерименти, проведені цими авторами при протяганні гарячекатаних труб розмірами 60×9 , показали значне зниження похибки форми отворів. Для обробки нерівножорстких деталей вони

рекомендують застосовувати деформуючі елементи з поділом робочої зони по периметру.

Подібне рішення пропонують автори роботи [38]. На їхню думку, для зменшення крайового ефекту й відхилень профілю поздовжнього перерізу оброблюваного отвору необхідно циліндричну стрічку деформуючого елемента прийняти рівній довжині заготовки.

Автори [39] рекомендують для зниження різновтовщинності оброблюваних заготовок застосовувати деформуючий елемент зі змінним по периметру кутом робочого конуса, конкретні значення якого встановлюються залежно від зміни товщини стінки в поперечному перерізі деталі.

Для обробки деталей зі значною зміною товщини стінки (важелі, ексцентричні втулки, шатуни й ін.) автори [37, 150] рекомендують використовувати деформуючий елемент зі стрічкою змінної ширини. При цьому, як вказують автори, він має фасонний профіль в поперечному перерізі, що залежить від величини пружної радіальної деформації ділянок з різною товщиною стінки.

Таким чином, представлені в літературі шляхи керування точністю стосуються рішення локальних завдань обробки ДПР. Наведений матеріал потребує систематизації і подальшого розвитку.

- представлені в літературі шляхи керування точності, стосуються рішення окремих випадків обробки і потребують подальшого розвитку, а також визначення технологічних шляхів забезпечення параметрів точності при деформуючому протягуванні.

1.4.2. Стійкість пластичного деформування

Зважаючи на те, що при деформуючому протягуванні заготовка пластично деформується, можливі випадки втрати стійкості деформування, що негативно позначається на точності обробки. Як відзначається в роботі [29], практична важливість вивчення цієї проблеми обумовлена тим, що в результаті її вирішення вдається оцінити граничну деформацію в процесах обробки металів тиском в

залежності від напруженого стану та властивостей матеріалу. Перевищення цієї деформації приводить до втрати стійкості пластичного деформування, що виражається в утворенні складок, місцевих утонень, по яких потім відбувається руйнування матеріалу. Це і є причиною браку, особливо при листовому штампуванні. У цій роботі приводяться два критерії стійкості деформування матеріалу. Відповідно до першого з них, пластичне деформування являється стійким, якщо позитивні додаткові навантаження:

$$d|P_i| > 0$$

З використанням цього критерію вирішені численні задачі, що стосуються головним чином стійкості пластичного деформування листових матеріалів [29, 230].

Існує ряд робіт [29, 232], у яких при дослідженні даного питання виходять із іншого критерію, відповідно до якого пластичне деформування являється стійким, якщо позитивна робота додаткових навантажень

$$\sum d|P_i| \cdot d|e_i| > 0,$$

тут $d|e_i|$ – узагальнені переміщення, на яких здійснюють роботу узагальнені сили P_i . Такий підхід вперше використовував Б. Старакерс [232] при дослідженнях деформування тонкостінних трубок, навантажених осьовою силою та крутним моментом.

Однак, для технологічних процесів обробки характерно те, що звичайно задаються не навантаження на заготовку, а кінематика пластичного деформування. У зв'язку із цим при дослідженні технологічних процесів інтерес представляє не пластична нестійкість, що проявляється в тім, що мала зміна навантаження викликає велику зміну деформації, а нестійкість, що приводить до неприпустимої зміни геометричної форми заготовки (наприклад, якщо пряма при стійкому деформуванні труба, стає викривленою). Ця проблема має місце при деформуючому протягуванні. При обробці різновтовщинних заготовок із зміцнюючого матеріалу локалізація деформації неминуче приведе до зростання швидкості деформації в найтоншому місці поперечного перерізу й матеріал

зміцниться. Навантаження, яке сприймає це місце перерізу, зросте, що викличе подальшу пластичну деформацію всього перерізу заготовки.

Тому нам необхідно виконати аналіз деформованого стану всього осередку деформації, що дозволить установити особливості кінематики деформування в ньому й виявити умови прояву нестійкості деформування.

- для виявлення випадків втрати стійкості течії матеріалу, які можуть мати місце при деформуванні різнотовщинних заготовок, необхідно побудувати модель деформування різнотовщинної заготовки та за допомогою неї визначити граничну деформацію, що забезпечує відсутність нестійкості течії матеріалу при обробці такої заготовки.

1.5. Обґрунтування основних завдань дослідження

Як слідує з аналізу робіт, що стосуються опису схем осередку деформації при ДПР, найбільш точною схемою взаємодії інструмента із заготовкою є схема, відповідно до якої осередок деформації складається із трьох ділянок: II - ділянка контакту інструмента із заготовкою, I і III позаконтактні зони, що примикають до нього (рис. 1.1). Об'єктивність такої схеми осередку деформації підтверджено численними експериментальними даними [53, 162, 165, 166].

Ряд експериментальних моделей, по опису параметрів осередку деформації, наведених у роботах [162, 165, 163] коректні в рамках, прийнятих допущень у тому факторному просторі, де вони були сплановані й проведені, але вони не завжди правильно описують фізичну суть процесу.

Теоретичні моделі, що коректно описують осередок деформації при ДПР, у літературі відсутні, хоча в роботах [91, 170] зроблена спроба теоретично описати позаконтактні зони осередку деформації. Однак ця теоретична модель по опису деформованого стану у позаконтактних зонах осередку деформації через прийняті допущення, відсутності результатів аналізу течії матеріалу в зоні контакту дозволяє тільки на якісному рівні прогнозувати протікання процесу.

Насправді ж деформування в різних зонах осередку деформації являє собою єдиний процес пластичної формозміни заготовки й одночасно на всіх трьох ділянках визначає деформаційні й енергетичні параметри процесу. Тому необхідно розробити теоретичну модель деформованого стану всього осередку деформації.

Вплив вихідної різнотовщинності на формування похибок відзначають практично всі автори, що вивчають питання точності при ДПР. Однак, основним недоліком авторів робіт [144, 150, 181, 202, 227] є те, що вони пояснюють утворення похибок тільки розходженням значень пружних усадок ділянок з мінімальною та максимальною товщинами стінок, не розглядаючи процес пластичної деформації такої заготовки.

Замічено [46], що різнотовщинність заготовки викликає значне зниження величини її граничної пластичної деформації. Однак, відсутність коректного рішення задачі про роздачу різнотовщинної заготовки в пластичній області не дозволяє прогнозувати та уникати використання режимів обробки, що приводять до локального руйнування або втрати стійкості течії матеріалу.

Таким чином, в аналізованих роботах відсутні коректні теоретичні моделі пластичної роздачі різнотовщинної труби. Експериментальні моделі, наведені в роботах [46, 150] прогнозують тільки пружне відновлення й відповідають окремим випадкам роздачі. Подібні недоліки мають місце при розгляді питання про такий вид похибки, як кривизна осі оброблюваної деталі, що виникає при обробці різнотовщинних деталей.

Отже, аналіз робіт з вивчення впливу вихідної похибки на похибки оброблених заготовок вказує про необхідність поглибленого вивчення цього питання. Для цього необхідно розробити теоретичні моделі, що дозволяють описати процес пластичного деформування різнотовщинної заготовки.

Впливу режимних параметрів і геометрії інструмента на точність обробки при ДПР присвячене значна кількість робіт. Однак, відомості, наведені в цих роботах, мають суперечливий характер, що свідчить про складність розглянутого питання. Тому, насамперед, необхідно усвідомити основні закономірності утворення похибок. Розробка моделей, що враховують деформований стан тільки у

позаконтактних зонах, не дозволило виявити й науково систематизувати значимі випадки формування похибок при ДПР. Отже, причини утворення похибок при ДПР необхідно шукати при вивченні моделі всього осередку деформації, а об'єктивність отриманих результатів і зроблених висновків підтвердити експериментом.

Як слідує з літературного огляду, практично кожний з авторів, що вивчають ДПР, вирішує завдання забезпечення точності, пропонуючи для цього різні методи. Вони стосуються поліпшення умов базування, розробки схем протягування й нових конструкцій інструмента. Однак, у цих роботах відсутній аналіз причин утворення похибок при пластичному деформуванні заготовки. Незнання істинних причин формування погрешностей при ДПР не дозволяє систематизувати й класифікувати відомі методи управління точністю, а також розробляти нові. Найбільш коректний підхід до розробки одного зі способів керування точністю наведений у роботі [91], де на підставі розгляду моделі позаконтактних зон автором запропонований метод їхнього сполучення, який значно підвищив точність обробки. Слід зазначити, як недолік підходу, що автором розглядається випадок сполучення позаконтактних зон для одного, по його твердженню, оптимального значення кута $\alpha = 4^\circ$.

Аналіз існуючих літературних джерел свідчить, що вирішення проблеми по розробці науково-обґрунтованих технологічних методів управління параметрами точності при деформуєчому протягуванні, дозволяючих забезпечити необхідну точність оброблених деталей, потрібно вирішувати на основі вивчення механіки їх пластичного деформування.

Відповідно до стану питання визначена мета роботи та сформульовані завдання дослідження.

Мета роботи.

Розробка науково-обґрунтованих технологічних методів управління параметрами точності для забезпечення необхідної геометричної точності виробів, оброблених деформуєчим протягуванням.

Завдання роботи.

Для досягнення поставленої мети сформульовані наступні задачі:

1. Розробити теоретичну модель осередку деформації при ДПР, що дозволяє вивчити його кінематичні, геометричні й енергетичні параметри.
 2. Встановити особливості деформацій оброблених заготовок та вплив на них технологічних факторів процесу.
 3. Розробити математичну модель протягування різновтовщинних деталей і вивчити закономірності їх деформування.
 4. Встановити особливості формування геометричних похибок при деформуванні деталей із малими натягами.
 5. На основі теоретичних та експериментальних досліджень: деформованого стану осередку деформації і деформацій оброблених деталей встановити закономірності формування геометричних похибок.
 6. Розробити технологічні процеси обробки, схеми деформування, конструкції інструментів, що забезпечують досягнення необхідних параметрів точності деталей.
 7. Визначити та систематизувати технологічні способи управління параметрами точності при деформуючому протягуванні; розробити алгоритми управління цими параметрами для побудови технологічних процесів на основі деформуючого протягування.
 8. Провести промислову апробацію та реалізацію результатів дослідження.
- У наступних розділах викладені методики й результати досліджень.

РОЗДІЛ 2. ЗАГАЛЬНА МЕТОДИКА ПРОВЕДЕННЯ ДОСЛІДЖЕНЬ, УСТАТКУВАННЯ ТА АПАРАТУРА

2.1. Досліджувані матеріали, їхні фізико-механічні властивості, розміри оброблюваних заготовок, інструмент, устаткування, технологічні змащення

Дослідження проводилися при деформуванні заготовок із наступних матеріалів: сталі 10 (НВ 1,05-1,08) ГПа, сталі 20 (НВ 1,23-1,28) ГПа, сталі 45 (НВ 1,90-2,00) ГПа, бронзи ОЦС 5-5-5 (НВ 0,72-0,76) ГПа, алюмінієвого сплаву АК6 (НВ 0,62-0,65) ГПа у стані поставки, латуні Л63 (НВ 0,65-0,70) ГПа, міді М1 (НВ 0,80-0,85) ГПа, сталі 12ХН3А (НВ 2,20-2,30) ГПа, сталі 55 ПП (НВ 2,00-2,15) ГПа, чавуну СЧ20 (НВ 1,70-1,73) ГПа і спеціального модифікованого чавуну (НВ 2,35-2,40) ГПа.

Вибір розмірів і форми деталей проводився з урахування найбільш часто застосовуваних типорозмірів у промисловості.

Відношення зовнішнього діаметра до внутрішнього $D_0/d_0 = 1,05-1,52$. Це відношення забезпечило проведення експериментів на заготовках з кінцевою товщиною стінки [159, 162] і дозволило в необхідних випадках здійснювати значну пластичну деформацію (до 20%).

Довжина заготовок вибиралася такою, щоб виключити вплив крайового ефекту на сили протягування і залежно від розмірів отвору коливалася в межах $L = 150-350$ мм.

Для виготовлення заготовок використовувався круглий сортовий прокат, гарячекатані труби, по ГОСТу 8732-70, поршневі пальці дизелів 10Д100, А-01, Д-37, труби розмірами 36×3 і 48×3 з латуні Л63 ГОСТ 494-78 та 77×4 з міді М-1 ГОСТ 617-72, а також гільзи двигуна автомобіля ЗИЛ-130 зі спеціального модифікованого чавуну, заготовки із чавуну СЧ20 і ВЧ50.

Розточення й обточування заготовок у більшості випадків проводилися на токарному верстаті 16К20 зі швидкістю різання 80-100 м/хв, подачею 0,19 мм/об. При цьому помітного притуплення різців не допускалося.

Вихідна похибка форми отвору заготовки, крім особливо обумовлених випадків, не перевищувала 0,025 мм, а шорсткість партії підготовлених заготовок була приблизно однаковою (значення висотного параметра Ra становило від 4–8,7 мкм).

Перед проведенням експериментів контролювалася твердість заготовок. Залежно від матеріалу й бази виміру твердість матеріалу визначалася на приладі ХПО-250 при навантаженні 1,87 кН, діаметр кульки 2,5 мм і твердомір ТШ-2 при навантаженнях 7,5–30 кН, діаметр кульки 5 і 10 мм. Механічні характеристики досліджуваних матеріалів наведені в табл. 2.1.

Шорсткість поверхні замірялася профілометром-профілографом ВЭИ «Калібр» мод. 201 уздовж твірної отвору. При необхідності виміру характеристик шорсткості R_p , R_{max} , t_m останні визначалися за показниками електронної приставки до профілометра-профілографа мод. 201, що працює в режимі профілометрування. Оцінка рельєфу й відхилень поверхонь отворів у гільзах із чавуну, оброблених ДПР, виконувалася за допомогою профілографа-профілометра “Talysurf-5” і кругломера “Talysenta” (Англія).

Для проведення дослідів використовувалося кілька комплектів деформуючих елементів із твердого сплаву ВК15 із зовнішніми діаметрами 17–19, 29–31, 35,5–36,8, 40–42, 69–71, 100–101, з різними кутами нахилу утворюючої $\alpha = 2, 4, 8$ і 12° шириною циліндричної стрічки $b = 1,0$ мм (рис. 2.1.). Комплекти деформуючих елементів дозволяють здійснювати роздачу заготовок із натягами на елемент $\alpha=0,05; 0,1; 0,15; 0,25; 0,5; 1$ і $1,5$ мм.

Експерименти проводилися при швидкостях протягування $5 \cdot 10^{-2}$ м/с на горизонтально-протяжному верстаті мод. 765204 і $8 \cdot 10^{-4}$ м/с – на пресі ПММ–200. Для обробки гільз ДВС використовувався спеціальний протяжний верстат портального типу мод. МА 7В750Б. Швидкість протягування становила $7 \cdot 10^{-2}$ м/с.

Відповідно до ДСТ 10356–68 овальність внутрішнього отвору вимірялася нутроміром з вимірювальною голівкою (ціна поділки 0,01 мм), а також нутроміром з мікронною голівкою (ціна поділки 0,001 мм). Зовнішній діаметр вимірювали мікрометром також в різних поперечних перерізах заготовки по її довжині.

Таблиця 2.1

Оброблювані матеріали і їхні механічні властивості

Матеріал	Вид заготовки	Термообробка	Твердість, ГПа	Механічні властивості			
				Мека міцності при розтягуванні σ_p , МПа	Границя текучості σ_T , МПа	Відносне подовження δ , %	Відносне звуження площі поперечного переріза, ψ , %
сталь 10	втулки	у стані поставки	1,05–1,08	450	205	32	56
сталь 20	втулки	у стані поставки	1,23–1,28	470	260	26	55
сталь 35	втулки	у стані поставки	1,83–1,87	600	320	21	45
сталь 45	втулки	у стані поставки	1,95–2,00	730	390	20	40
сталь 12ХНЗА	поршневі пальці	відпал	2,20–2,30	515	343	36	53
сталь 55ШП	поршневі пальці	відпал	2,00–2,15	567	286	23	39
бронза ОЦС 5-5-5	втулки	у стані поставки	0,67–0,70	210	90	10	12
сплав АК6	втулки	у стані поставки	0,62–0,65	230	105	12	–
латунь Л63	заготовки хвилеводів	у стані поставки	0,65–0,70	300	110	49	66
мідь М1	заготовки хвилеводів	у стані поставки	0,80–0,85	280	150	40	58
чавун СЧ 20	втулки	у стані поставки	1,70–1,73				
спеціальний модифікований чавун ВЧ50	гільзи (ЗІПІ 30), втулки	у стані поставки	2,35-2,40, 2,00-2,05				

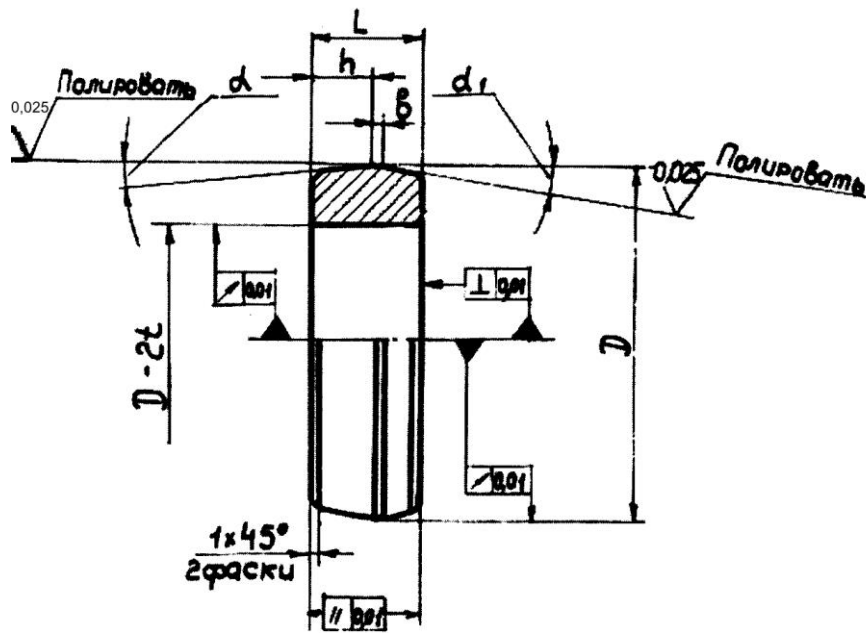


Рис. 2.1. Деформуючий елемент

Для визначення виду похибок, що виникають при ДПР, за даними вимірів будували відхилення форми отвору в поздовжньому й поперечному перерізах деталі відповідно до рекомендацій [129]. Залежно від довжини заготовки вимір робили в 10–15 поперечних перерізах, причому на ділянках, що прилягають до торців, виміри робили через 3–5 мм. Вимір загального прогину заготовок здійснювався при їхній установці на спеціальну контрольну плиту. Величина загального прогину визначалася за допомогою набору щупів у місці максимального зазору між твірною зовнішньої поверхні заготовки й площиною контрольної плити. Різновцінність вимірювалася мікрометром з кульовим наконечником. Крім того, різновцінність визначалася по залежності $\frac{t_{\max} - t_{\min}}{t_{cp}}$, виходячи зі значення t_{\min} і t_{\max} , визначених по вимірах внутрішнього й зовнішнього діаметрів заготовки у відповідному поперечному перерізі.

Як змащення, застосовувалися сульфозфрезол, гас, 5% емульсія, а при обробці заготовок із латуні Л63 і міді М1 7–10%-ний розчин мила у воді, а також, у методичних цілях, застосовувалось тверде змащення на основі лаку Ф-9-К з дисульфідом молібдену MoS_2 і толуолом, виготовленої за технологією, наведеної в роботі [154].

2.2. Методика виміру сил протягування

2.2.1. Тензометричні динамометри для виміру осьової сили протягування

При виконанні експериментів на пресі ПММ-200 силу протягування вимірювали тензометричним динамометром відомої конструкції [63], розрахованому на максимально припустиме навантаження 300 кН. Динамометр (рис. 2.2) складається з корпуса 1, що має пружну ділянку Д, на якому наклеєні робочі 5 та компенсаційні 6 тензодатчики.

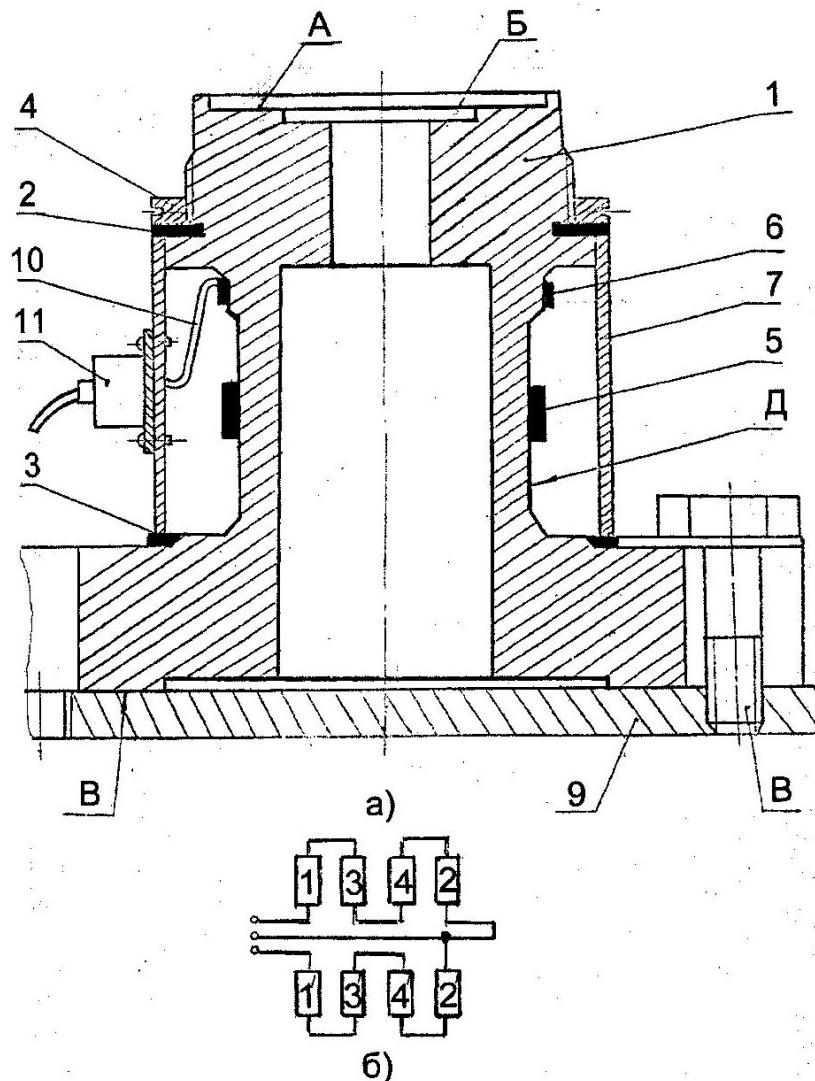


Рис. 2.2. Динамометр для виміру осьової сили протягування:

а) – загальний вид; б) – схема включення тензодатчиків

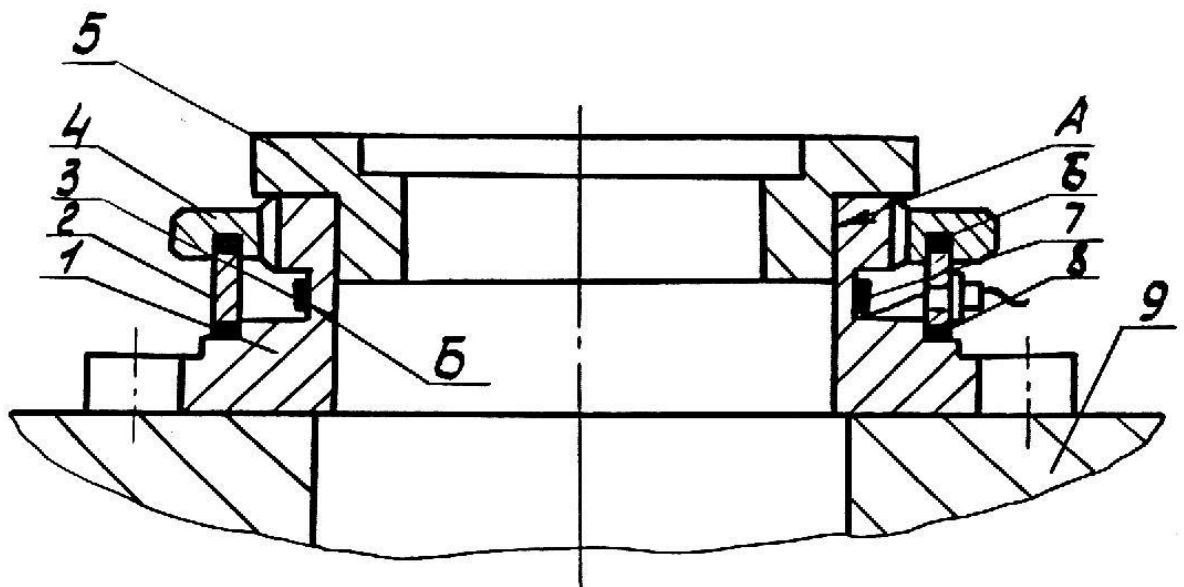
При протягуванні заготовки деформація пружної ділянки Д фіксується робочими датчиками 5, наклеєними уздовж твірної. Тензодатчики, що утворять

плечі напівмостів, кабелем 10 з'єднуються з роз'ємом 11, до якого підключений тензометричний підсилювач ТА-5. Посилений сигнал фіксується реєструючим пристроєм. Датчики наклеюються попарно в діаметрально протилежних точках, що виключає вплив ексцентрично прикладеного навантаження. З'єднання датчиків виконане за напівмостовою схемою, наведеної на рис. 2.2б. Кожух 3 захищає датчики від механічних ушкоджень і фіксується на корпусі гайкою 4. Ущільнювальні кільця 2 і 3 перешкоджають попаданню рідини на датчики. Циліндричні виточки А, Б, В в корпусі динамометра забезпечують співвісність оброблюваної деталі й динамометра, виключає випадки ексцентричного навантаження. Динамометр підставкою В кріпиться до плити преса 9 за допомогою болтів 8.

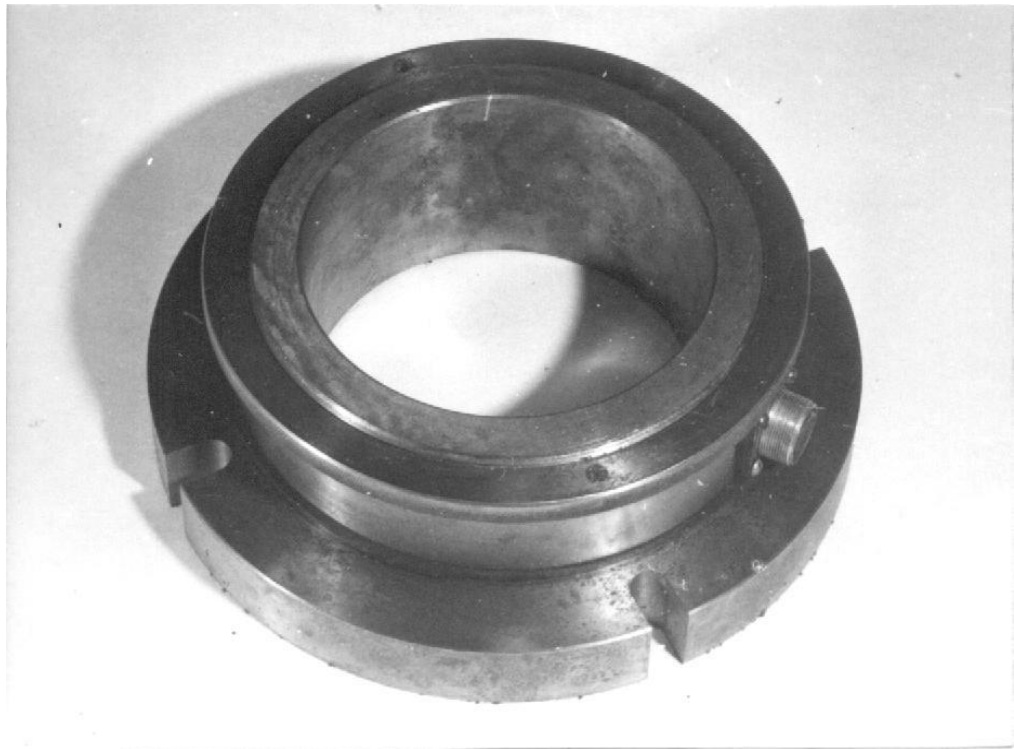
Найбільша відносна деформація робочої ділянки при максимальному навантаженні 300 кН - $\varepsilon = 0,001$.

Сила протягування при деформуванні гільз ДВС на верстаті МА7В750Б фіксувалася динамометром, конструкція якого описана в роботі [223]. Особливістю його конструкції є те, що він дозволяє фіксувати силу протягування при наскрізній обробці великогабаритних заготовок.

Конструкція запропонованого динамометра представлена на рис. 2.3,а, а загальний вид на рис. 2.3, б. Динамометр складається з порожнистого корпусу 1, чотирьох робочих 7 і чотирьох компенсаційних 3 датчиків, з'єднаних за напівмостовою схемою. Він має захисний кожух 2, що захищає датчики від ушкоджень. Кожух фіксується на корпусі 1 спеціальною гайкою 4. Герметичність порожнини датчиків забезпечується прокладками 6 і 8. Попередньо сцентрований відносно осі інструмента, динамометр кріпиться до стола 9 верстата болтами. Динамометр оснащений змінними фланцями 5, що дозволяють обробляти різні типорозміри гільз і циліндрів. Центрування фланця відносно осі динамометра здійснюється за допомогою кільцевого бурту А. Для посилення й реєстрації сигналу тензодатчиків також використовувався тензометричний підсилювач ТА-5 і реєструючий пристрій.



а)



б)

Рис. 2.3. Динамометр для виміру осьової сили протягування при деформуванні гільз на верстаті МА7В750Б

а) конструкція;

б) загальний вигляд

Найбільша відносна деформація робочої ділянки при максимальному навантаженні 600 кН - $\varepsilon = 0,001$.

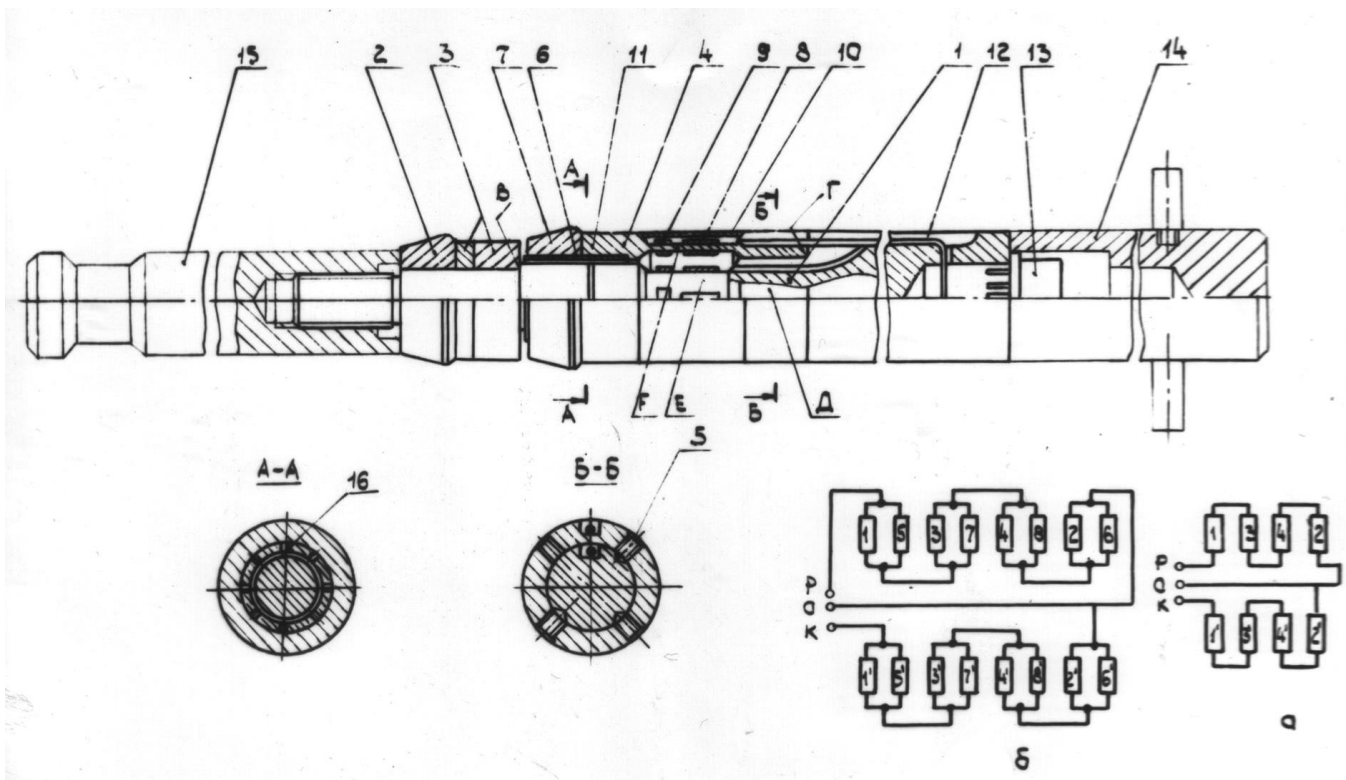
Експлуатація динамометра при різних осьових навантаженнях показали його безвібраційну роботу, що свідчить про достатню жорсткість пружної системи.

2.2.2. Тензометричний динамометр для виміру осьових сил протягування на кожному з деформуючих елементів, що одночасно здійснюють процес деформації

Для виміру осьової сили протягування на кожному з елементів, доволіно розташованих відносно один одного і перебуваючих одночасно в зоні деформування, використовувався динамометр відомої конструкції [33], яка наведена на рис. 2.4.

Він складається з корпусу 1 , на якому розміщений деформуючий елемент 2 , що змінює своє положення щодо бурту B набором дистанційних кілець 3 . На центруючій шийці D корпусу концентрично йому розміщена динамометрична втулка 4 , що сполучається своїм торцем з буртом корпусу.

Гвинти 5 фіксують динамометричну втулку від провороту відносно корпусу. У динамометричну втулку запресовується тонкостінна втулка 6 , на зовнішній поверхні якої розміщується деформуючий елемент 7 . Корпус і динамометрична втулка мають пружні ділянки E та F , які визначають їх жорсткість. На цих ділянках наклеєні робочі 8 і компенсаційні 9 тензодатчики. Для виключення впливу ексцентрично прикладеного навантаження датчики на корпусі наклеєні попарно в діаметрально протилежних точках. З'єднані послідовно робочі датчики корпусу утворюють одне плече напівмосту, компенсаційні – друге (рис. 2.4, *a*). На пружній ділянці динамометричної втулки тензодатчики наклеєні попарно із зовнішньої й внутрішньої сторони й з'єднуються між собою паралельно, а потім послідовно – з іншою парою наклеєної поруч, створюючи два плечі напівмостової схеми (рис. 2.4, *б*).



а)

б)

Рис. 2.4. Динамометр для виміру осьових сил протягування на кожному з деформуючих елементів, що одночасно здійснюють процес деформації:

а) Конструкція, б) Загальний вигляд

Використовуючи рекомендації [34] переріз втулки *б* у місці початку сполучення з динамометричною втулкою послабляється отворами *16* таким чином, щоб жорсткість втулки *б* у перерізі *A-A* була в кілька разів менше жорсткості робочої ділянки *F*. Це дозволяє усунути вплив вигинаючого моменту, який виникає у втулці *б* при пружній деформації деформуючого елемента *7* під дією радіального навантаження.

У всіх динамометрах застосовувалися дротові тензодатчики на фольговій основі типу ФКПА 10-100. Тензодатчики наклеювали клеєм лак ВЛ-931 за методикою наведеною в роботі [4].

Щоб уникнути потрапляння вологи, тензодатчики після наклейки й з'єднання заливають епоксидною смолою й закривають кожухом 10, а також ущільнювальним кільцем 11.

Тензодатчики, що утворюють плечі напівмостів, кабелем 12 з'єднуються з роз'ємом 13, до якого підключений тензометричний підсилювач ТА-5 (рис. 2.5).

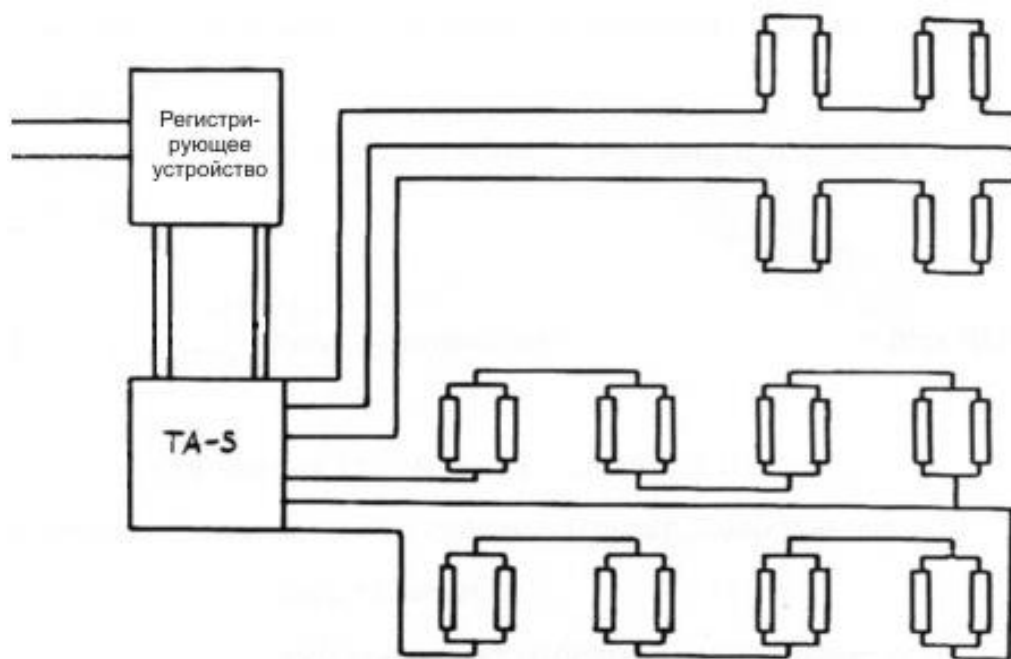


Рис. 2.5. Електрична схема вимірювальної апаратури

До підсилювача ТА-5 підключається реєструючий пристрій. Якщо протягування виконується на пресі, то на корпус динамометра кріпиться втулка 14, на яку прикладене навантаження, а при протягуванні на горизонтально-протяжному верстаті прикладення навантаження здійснюється через передній хвостовик 15, що навертається на різбову частину корпусу.

Найбільша відносна деформація робочих ділянок при максимальному навантаженні 100 кН - $\varepsilon = 0,001$.

2.3. Методика виміру осьових напруг, що виникають у стінці заготовки при ДПР

Для ефективного використання схеми з обмеженням осьової деформації необхідно знати величину додаткового осьового навантаження, яку необхідно прикладати до торців оброблюваної заготовки.

Для рішення цього питання розроблений і виготовлений спеціальний пристрій [23, 32], представлений на рис. 2.6. Він складається з корпусу 1, що має різьбову частину 2, на яку навертається гайка 3. В отворах корпусу, розташованих по колу через однакові проміжки, проходять шість штирів 4 жорстко зв'язаних між собою з обох торців за допомогою двох кілець 5 і гвинтів 6. З одного з торців штирі 4 через кільце 5 контактують із гайкою 3, а із протилежного торця також через кільце 5 з динамометричною втулкою 7. Втулка 7 розміщена в корпусі 1 з можливістю осьового переміщення й фіксується від провороту гвинтами 8. Динамометрична втулка 7 має пружну ділянку Б, що визначає її жорсткість. На пружній ділянці Б наклеєні робочі тензодатчики 9 і тензодатчики для температурної компенсації 10. Для виключення впливу ексцентрично прикладеного навантаження датчики на корпусі наклеєні попарно в діаметрально протилежних точках. З'єднані послідовно робочі датчики утворюють одне плече напівмосту, компенсаційні - друге.

Тензодатчики після наклепки й з'єднання заливають епоксидною смолою, щоб уникнути проникання вологи. Тензодатчики, що утворюють плечі напівмостів, з'єднуються з роз'ємом 11, до якого кабелем 12 підключений тензометричний підсилювач ТА-5 (рис. 2.5). До підсилювача ТА-5 підключаються реєструючий пристрій.

Працює пристрій у такий спосіб. Тонкостінна втулка 13, що має бурти з обох торців за допомогою розрізних кілець 14 і 15 закріплюється в пристрої. Всі зазори в системі деталь-динамометрична втулка вибираються за допомогою гайки 3, що створює осьове зусилля, що рівномірно передається на динамометричну втулку 7 штирями 4. Це дозволяє домогтися жорсткого зв'язку між оброблюваною заготовкою й динамометричною втулкою.

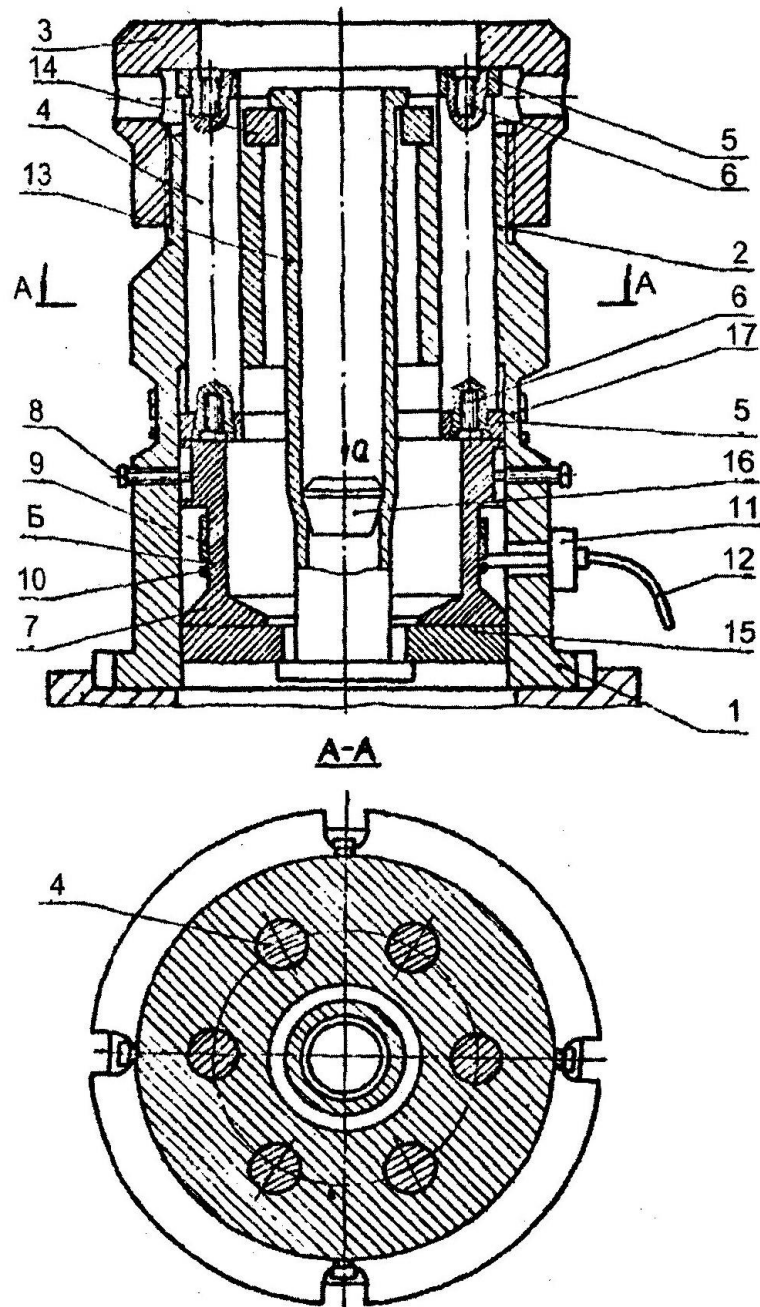


Рис. 2.6. Пристрій для виміру осьових зусиль, що виникають у стінці заготовки при її роздачі

При роздачі заготовки деформуючим елементом *16*, відбувається зміна її довжини: у нашій випадку для попередньо обраної тонкостінної втулки – її укорочення. Жорстко закріплені торці заготовки, перешкоджають її укороченню й у стінці заготовки виникають осьові напруги, величина яких буде залежати від режимів протягування, геометрії інструмента й товстостінності заготовки. Це зусилля сприймається датчиками, наклеєними на пружній ділянці динамометричної

втулки. Посилений сигнал розбалансу, що виникає при деформації пружної ділянки, подається на реєструючий пристрій і фіксується комп'ютером.

Для оцінки впливу сили протягування деформуючого елемента на осьові напруги, що виникають у стінці деталі, осьову силу протягування фіксують додатковим динамометром 17, підключеним через відповідний канал підсилювача ТА-5 до реєструючий пристрій.

При роботі на вищеописаному пристрої необхідно попередньо знати осьові деформації заготовки в процесі її роздачі за схемою розтягнення. При укороченні деталі процес виміру осьового зусилля описаний вище. При подовженні деталі вимір осьового зусилля досягається за рахунок незначних конструктивних змін у пристрої. Для цього кільця 14 і 15 жорстко зв'язують відповідно з корпусом 1 і динамометричною втулкою 7, а заготовку своїми буртами необхідно уперти у внутрішні поверхні цих кілець.

2.4. Методика визначення фактичної довжини контакту інструмента з оброблюваною поверхнею

Довжину контакту при ДПР визначали експериментально за допомогою відомих методів [165, 191, 193]. На внутрішню поверхню оброблюваної заготовки наносили алмазовмістні плями (рис. 2.7). При переміщенні деформуючого елемента через ділянки з нанесеними плямами на його робочому конусі залишаються мікроподряпини від зерен (рис. 2.7). Довжину контакту визначали як середнє значення довжини слідів на деформуючому елементі від діаметрально розташованих плям.

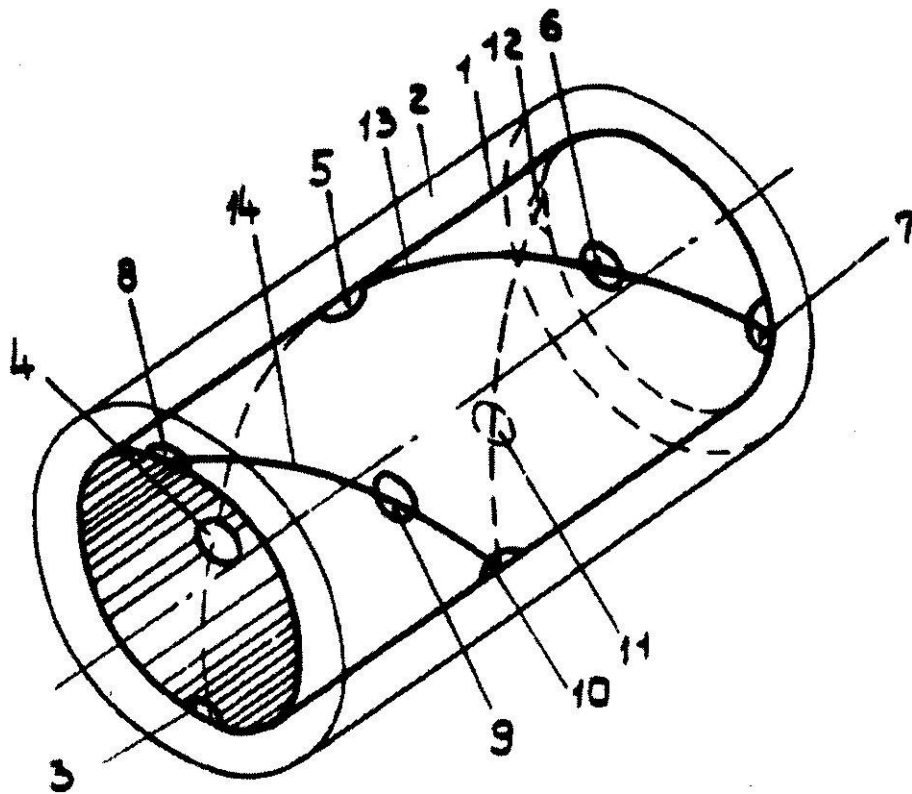


Рис. 2.7. Схема нанесення алмазовмістних плям для визначення довжини контакту

Використання способів, пов'язаного з нанесенням алмазовмістного матеріалу в тому виді, як він запропонований у роботах [165, 193], представляє певні труднощі. Оскільки алмазні зерна помітно виступають над оброблюваною поверхнею, то виміряна довжина контакту може значно перевищувати дійсну, тому що в цьому випадку зерна будуть контактувати з поверхнею інструмента раніше, ніж оброблювана поверхня.

Оцінка можливої помилки виміру довжини контакту й визначення факторів, які впливають на її величину, стало можливим після побудови математичної моделі осередку деформування (див. розділ 3). Розглянемо позаконтактну зону EF , розташовану перед ділянкою контакту (рис. 2.8). Контакт заготовки з робочим конусом починається в точці F , що має координату $Z = l_1$ у системі координат roz . Величина l_1 , яка є довжиною позаконтактної зони перед ділянкою контакту, визначалася виходячи з розробленої моделі осередку деформації (розділ 3, рис. 3.3).

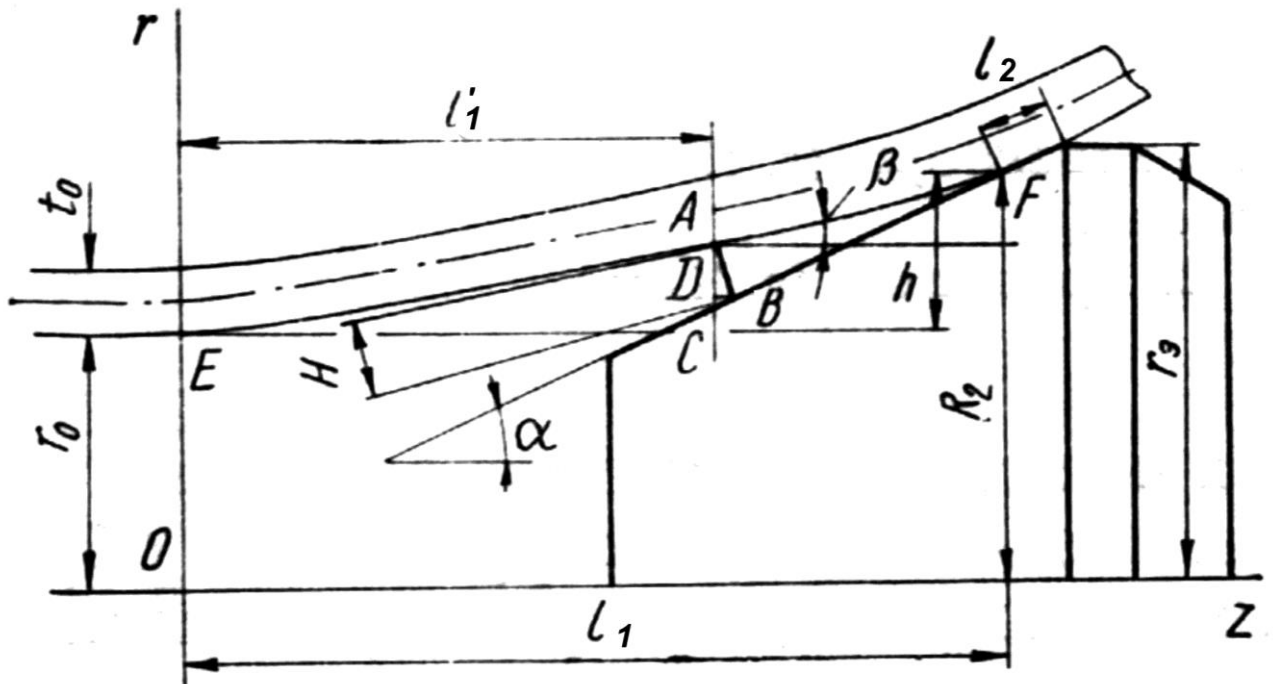


Рис. 2.8. Схема для розрахунку похибки довжини контакту, викликані розміщенням алмазних зерен над оброблюваною поверхнею

Дані, наведені на рис. 3.3, апроксимуються наступною залежністю:

$$l_1 = 0.611 \cdot t_0^{0.54} \cdot r_0^{0.46} \quad (2.1)$$

Через виступання зерна над оброблюваною поверхнею на величину $AB = H$ його контакт із робочим конусом виникає, коли зерно перебуває в точці A з координатою $z = l'_1$. Кут нахилу дотичній до твірної у цій точці $\beta = \arctg \frac{dr}{dz}$.

Величина виступання зерна над оброблюваною поверхнею вимірюється по нормалі до неї. Тому контакт зерна з інструментом починається в точці B , положення якої задовольняє слідуючій умові:

$$r_{\text{п}} - r_{\text{и}} = H \cdot \cos \beta, \quad (2.2)$$

де $r_{\text{п}}$ – радіус оброблюваної поверхні в точці A , $r_{\text{и}}$ – радіус поверхні інструмента в точці B .

Рівняння твірної позаконтактної зони EF [106], а також із виразу (3.19):

$$r_u = r_0 + \frac{3 \operatorname{tg} \alpha}{4 l_1} z^2 - \frac{\operatorname{tg} \alpha}{8 l_1^3} z^4. \quad (2.3)$$

Рівняння прямолінійної твірної робочого конуса інструмента з урахуванням граничних умов (при $z = l_2$, $r_u = R_2$):

$$r_u = r_0 + h - l_1 \operatorname{tg} \alpha + z \operatorname{tg} \alpha. \quad (2.4)$$

Із виразів (2.2)–(2.4) визначимо l'_1 – координату положення зерна за умови його початкового контакту з робочим конусом:

$$l'_1 = \frac{3 l_1'^2}{4 l_1} - \frac{l_1'^4}{8 l_1^3} - \frac{h}{\operatorname{tg} \alpha} + l_1 - \frac{H(\operatorname{tg} \alpha \sin \beta + \cos \beta)}{\operatorname{tg} \alpha}. \quad (2.5)$$

Для точки F маємо $l_1 = l'_1$, $H = 0$ і по рівнянню (2.3)

$$h = 5/8 l_1 \operatorname{tg} \alpha. \quad (2.6)$$

З урахуванням цього виразу (2.5) приймає наступний вигляд:

$$l'_1 = \frac{3 l_1'^2}{4 l_1} - \frac{l_1'^4}{8 l_1^3} + \frac{3}{8} l_1 - H \frac{\operatorname{tg} \alpha \sin \beta + \cos \beta}{\operatorname{tg} \alpha}. \quad (2.7)$$

Похибка довжини контакту, викликана виступанням абразивного зерна:

$$l_{\text{погр}} = \frac{l_1 - l'_1 - H \operatorname{tg} \beta}{\cos \alpha}$$

Після підстановки (2.1) а також з огляду на, що β може мінятися в межах від 0 до α і величиною $H \operatorname{tg} \beta$ можна знехтувати через її малість, запишемо:

$$l_{\text{погр}} = \frac{0,611 t_0^{0,54} r_0^{0,46} - l'_1}{\cos \alpha} \quad (2.8)$$

Аналіз рівнянь (2.7), (2.8) показав, що $l_{\text{погр}}$ зростає із зменшенням α , збільшенням розмірів заготовки t_0 , r_0 , висоти h , яка в свою чергу залежить від кута α . Всі ці фактори впливають на $l_{\text{погр}}$ через висоту виступання зерна над оброблюваною поверхнею H : з її зменшенням похибка знижується і при $H = 0$ зникає.

У реальних умовах, як зазначено в роботі [53], для виключення похибки потрібно, щоб величина виступання зерен H дорівнювала висотному параметру шорсткості оброблюваної поверхні Rz . У цьому випадку шорсткості оброблюваної

поверхні і абразивні зерна контактують із поверхнею інструмента одночасно й довжина контакту буде зафіксована точно. Тому виведені рівняння правильно показують тенденції зміни похибки, хоча і дають трохи завищені її значення, не враховуючи дискретності контакту. По вказаній причині рівняння (2.7) варто представити в наступному вигляді:

$$l_1' = \frac{3}{4} \frac{l_1'^2}{l_1} - \frac{l_1'^4}{8l_1^3} + \frac{3}{8} l_1 - (H - R_z) \frac{\operatorname{tg} \alpha \sin \beta + \cos \beta}{\operatorname{tg} \alpha} \quad (2.9)$$

З огляду на, що розроблена модель осередку деформації при ДПР коректна для заготовок із товщиною стінки $t < t_{\text{кр}}$ [10], отриманими на підставі моделювання рівняннями (2.8), (2.9) можна користуватися для розрахунку $l_{\text{погр}}$ тільки при значеннях t_0 не перевищуючих $t_{\text{кр}}$.

Для оцінки $l_{\text{погр}}$ в залежності від виступання зерен над мікронерівностями оброблюваної поверхні Н-Rz методом ітерацій вирішували рівняння (2,9)* У результаті отримали значення l_1' залежно від заданих α , l_1/r_0 , Н-Rz. Потім по виразу (2.8) визначали похибку, викликану виступанням зерен над мікронерівностями оброблюваної поверхні.

На рис 2.9 для $t_0/r_0 = 0,125$, $l_1/r_0 = 0,2$ і різних кутів α наведено залежності, що зв'язують безрозмірні параметри $l_{\text{погр}}/r_0$ і $(H-R_z)/r_0$. Як видно, зі збільшенням виступання зерен похибка зростає, а з підвищенням кута α – зменшується.

Для перевірки правильності виконаного розрахунку за методикою, наведеною в роботі [53], співставлялися розрахункові й експериментальні значення $l_{\text{погр}}$. Для цього після деформування заготовки на робочій поверхні інструмента вимірювали довжину подряпин, залишених виступаючими зернами, і слід контакту з поверхнею отвору, який представляв собою мікрочастинки оброблюваного матеріалу. Похибка визначалася, як різниця між обмірюваними величинами. Змащення наносили на оброблювану поверхню тільки на крайових ділянках для усунення їхнього впливу на довжину сліду контакту. Висота виступання зерен вимірялася по профілограмам, знятим з досліджуваних ділянок поверхні на профілометри-

* При вирішенні рівняння використовувалась програма, розроблена співробітником ІНМ А.К. Молодимом.

профілографі ВЭИ «Калібр» мод. 201. Порівняння показало, що розбіжність розрахункових і експериментальних значень $l_{\text{погр}}$ становить до 10%.

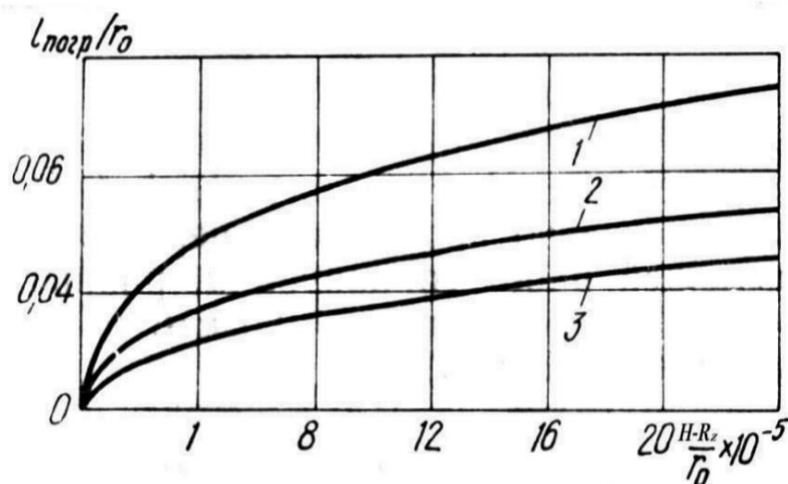


Рис. 2.9. Залежність похибки обмірюваної довжини контакту від висоти виступання зерен при обробці заготовки $t_0/r_0 = 0,125$ деформуючими елементами з кутами α : 1 – 2° ; 2 – 4° ; 3 – 10°

Використовуючи результати досліджень розглянемо конкретний приклад: кут $\alpha = 4^\circ$, $H-Rz/r_0 = 20 \cdot 10^{-5}$, $r_0 = 20$ мм. Тоді $H-Rz = 4$ мкм, а $l_{\text{погр}} = 1,3$ мм, тобто при виступанні зерен тільки на 4 мкм довжина контакту перевищить дійсну на 1,3 мм, що в деяких випадках може становити істотну долю (десятки відсотків) істинного значення l_k . Тому при визначенні довжини контакту методом попереднього нанесення алмазовмістних плям треба перед виміром заглибити алмази в оброблювану поверхню до рівня мікронерівностей. Для цього досить попередньо пропустити через оброблюваний отвір з невеликим натягом два деформуючі елементи. При проході наступних елементів довжина контакту вийде без похибок.

На рис. 2.10 показана робоча поверхня трьох деформуючих елементів, на якій помітні сліди у вигляді налиплих дрібних часток оброблюваного матеріалу, що дозволяють судити про дійсну довжину контакту, і подряпини залишені алмазними зернами. На першому елементі (рис. 2.10, а) довжина подряпин значно перевершує зону контакту довжиною l_2 , на другому елементі (рис. 2.10, б) ця різниця істотно менше, на третьому (рис. 2.10, в) довжина подряпин від алмазних зерен точно відповідає дійсній довжині контакту, тобто $l_{\text{погр}} = 0$. Деяке зміцнення поверхні від

попереднього проходу не впливає на вимірювану довжину контакту, тому що вона не залежить від зміцнення оброблюваного матеріалу [162].

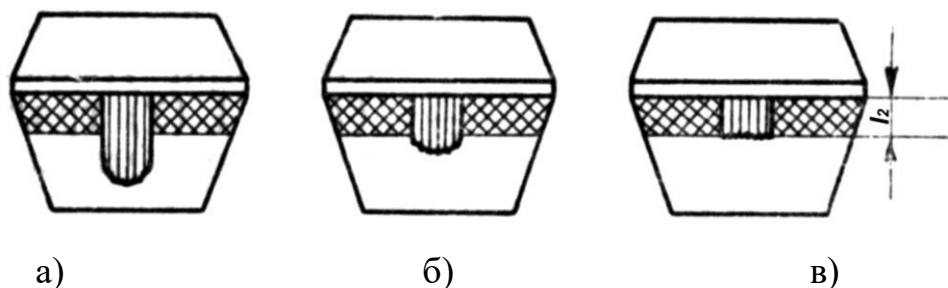


Рис. 2.10. Сліди контакту у вигляді налиплих часток металу й подряпини від алмазних зерен на робочій поверхні трьох деформуючих елементів, послідовно протягнутих через отвір:

a – 1 елемент; *б* – 2 елемент; *в* – 3 елемент

Як свідчать експерименти (рис. 2.11) довжина контакту на третьому й наступному елементах практично постійна. Похибки, викликані виступанням алмазів, істотні для першого елемента, у міру поглиблення зерен різко зменшуються, а для третього й наступного елементів стають непомітними.

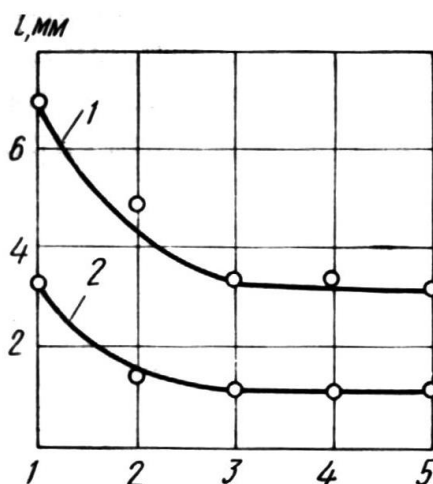


Рис. 2.11. Зміна довжини контакту на деформуючих елементах послідовно протягнутих через отвір заготовки зі сталі 45 НВ1,95 ГПа, розмірами $t_0 = 5$ мм, $r_0 = 17,5$ мм, натяг на елемент $a/d_0 = 0,014$, кут α : 1 – 2° ; 2 – 4°

Алмазні зерна на оброблюваній поверхні закріплювалися за допомогою клею БФ-2. Для вимірів доцільно використати мікропорошки зернистістю 7/5-28/20.

Мікропорошки дрібних фракцій бажано використовувати при обробці малопластичних матеріалів, у той час, як при обробці пластичних матеріалів, для одержання чіткого відбитка на декількох послідовно протягнутих деформуючих елементах необхідно застосовувати мікропорошки більших фракцій у зазначеному діапазоні.

Виступаючі зерна можуть залишати подряпини на наступній за робочим конусом циліндричної частини інструмента, де в дійсності, через наявність позаконтактної зони, ніякого контакту з оброблюваною поверхнею немає [162]. Ці подряпини враховувати не потрібно, а для збереження чіткої границі між циліндричною частиною інструмента й робочим конусом, останній необхідно полірувати притиром з нанесеною на нього алмазною пастою АСМ 14/10 до появи орієнтованого мікрорельєфу, перпендикулярного робочому руху інструмента [192].

Сліди контакту на деформуючих елементах вимірялися за допомогою мікроскопа БМІ-1.

Для підвищення точності виміру довжини контакту розроблений пристрій для її визначення [207]. Оброблювана заготовка 1 (рис. 2.12) деформується робочим елементом 2, розташованим на стержні протяжки 3. На внутрішню поверхню заготовки 1 у зоні сталого руху елемента нанесено у вигляді плям алмазовмістне покриття 4.

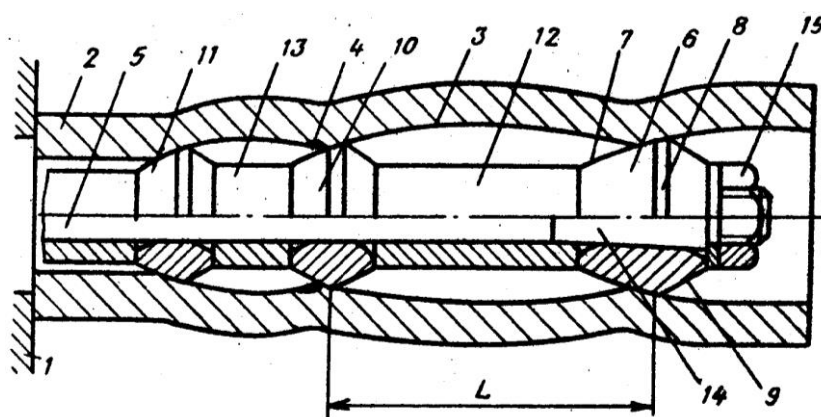


Рис. 2.12 - Пристрій для визначення довжини контакту

На стержні протяжки 3 перед деформуючим елементом 2 розміщені додаткові елементи 5 і 6, розділені дистанційною втулкою 7 і віддалені від робочого елемента

2 дистанційною втулкою 8. Все це стягнуто гайкою 9. При цьому відстань між циліндричними стрічками робочого деформуючого елемента 2 і останнього додаткового елемента вибирають відповідно до залежності:

$$L = \frac{a}{2 \sin \alpha} + 1,71 a^{0,12} \cdot t_0^{0,538} \cdot r_0^{0,462}, \quad (2.10)$$

де $a = d_2 - d_3$, d_2 і d_3 – діаметри циліндричних стрічок останнього додаткового й робочого деформуючих елементів відповідно.

Відстань L забезпечує розміщення робочого елемента 2 поза зоною позаконтактної деформації від додаткового елемента 6, що виключає його вплив на довжину контакту, зафіксовану на елементі 2.

Додаткові деформуючі елементи 5 і 6 деформують алмазовмісні плями 4 і заглиблюють алмазні зерна. Мінімально необхідне число додаткових елементів вибирають відповідно до експериментально отриманої [91] залежності:

$$n = \frac{2,16(HB - 37,5)}{q_{cp}}, \quad (2.11)$$

де HB – твердість оброблюваної втулки; q_{cp} – середній контактний тиск на одному додатковому елементі.

Вибір числа додаткових елементів по залежності (2.11) забезпечує повне занурення алмазних зерен. Їх виступання стає порівняним з висотою мікронерівностей оброблюваної втулки і похибка, пов'язана з виступанням зерен над оброблюваною поверхнею, зникає.

2.5. Методика визначення коефіцієнта тертя при деформуючому протягуванні

Для визначення коефіцієнта тертя при деформуючому протягуванні використовувалася методика, розроблена в ІНМ стосовно до обробки заготовок одиничними деформуючими елементами [167, 200]. При цьому визначалася залежність коефіцієнта тертя від контактної тиску для конкретної шорсткості оброблюваних заготовок.

Визначення коефіцієнта тертя виконувалося за допомогою пристрою для виміру радіальних сил, а також динамометра для виміру осьової сили протягування, конструкції й принцип дії яких описані в роботах [167, 200]. Знаючи силу протягування й радіальну силу, виходячи зі схеми рівноваги сил рис. 2.13, що діють на заготовку, розраховуємо коефіцієнт тертя

$$f = \frac{Q - P \operatorname{tg} \alpha}{P + Q \operatorname{tg} \alpha} . \quad (2.12)$$

Для визначення коефіцієнта тертя, авторами [167, 200] запропонована експериментально отримана залежність

$$f = c_f Ra^{-m} q^{-x} HB^r . \quad (2.13)$$

Значення показників степеня для різних матеріалів наведені в роботі [167].

По відомим силі протягування, фактичній довжині контакту і вибраному для даного оброблюваного матеріалу середньому значенню коефіцієнта тертя, розраховуємо середнє значення контактного тиску по наступній залежності:

$$q = \frac{Q \cos \eta}{\pi D_s \sin(\alpha + \rho)} , \quad (2.14)$$

де ρ – кут тертя між контактуючими поверхнями інструмента й деталі. $\rho = \operatorname{arctg} f$

Потім по залежності (2.13), з урахуванням отриманого значення контактного тиску, уточнюємо коефіцієнт тертя. Далі використовуючи уточнене значення коефіцієнта тертя, по залежності (2.14) перераховуємо середнє значення контактного тиску доти, поки значення коефіцієнта тертя не буде відповідати певному контактному тиску.

Визначення коефіцієнта тертя таким способом можливо при обробці матеріалів, для яких експериментально визначена залежність (2.13). Розрахунок коефіцієнта тертя з використанням залежності (2.12) вимагає в кожному конкретному випадку виміру радіальної сили при протягуванні заготовки тензометричним деформуючим елементом. При визначенні радіальної сили таким

способом можлива похибка, викликана навіть незначним перекосом деформуючого елемента. Досліди показали, що для одержання статистично достовірного результату, експеримент необхідно повторювати не менше 7 разів. Крім того, вимір радіальної сили в процесі протягування вимагає складного апаратного оформлення й трудомісткого тарірування.

У роботі [65] встановлено, що величина радіальної сили не залежить від умов, що впливають на тертя, тобто змащення й виду інструментального матеріалу. Це очевидно з рис. 2.13, тому що радіальна сила, яка відповідальна за роздачу заготовки та залежить від розмірів оброблюваної заготовки, твердості матеріалу, здійснюваної деформації отвору. Крім того, радіальна сила залежить від ступеня зміцнення оброблюваного матеріалу.

На основі вищевикладеного розроблений ще один варіант методики для визначення коефіцієнта тертя [142]. Сутність цієї методики полягає в створенні умов, коли радіальна сила при роздачі декількох втулок з різними умовами тертя зберігається однаковою. Тоді зміни умов тертя будуть визначатися зміною осьової сили (сили протягування). Радіальну силу в такому випадку можна визначати (витримавши необхідне число дослідів) тільки для однієї еталонної втулки, при деформуванні інших втулок необхідно визначати тільки осьову силу. Потім, користуючись рівністю радіальних сил, при розрахунку коефіцієнта тертя необхідно враховувати раніше визначену радіальну силу. Осьова сила при цьому визначається тензометричним динамометром, що працює на стиск і, що виключає за рахунок спеціального розташування датчиків, вплив перекошу на неї. У зв'язку із цим для її точного визначення досить 1-2 дослідів. Для забезпечення однакового значення радіальних сил втулка, для якої необхідно розрахувати коефіцієнт тертя без виміру радіальної сили, повинна мати діаметр отвору, товщину стінки такими ж як і втулка, на якій визначалася радіальна сила. Історія деформування кожної із втулок повинна бути однаковою, тобто деформування виконується не тільки з однаковою деформацією, але й з однаковими натягами на деформуючий елемент. Це забезпечить однакову шорсткість і зміцнення поверхневого шару отвору.

Якщо будуть забезпечені перераховані вище умови, то

$$P_l = P_i, \quad (2.15)$$

P_l – радіальна сила, виміряна при протягуванні еталонної втулки; P_i – радіальна сила на кожній із протягнених втулок, на яких умови тертя різні.

З умови рівноваги сил (рис. 2.13), що діють на елемент, радіальна сила

$$P = Q \left(\frac{1 - f \operatorname{tg} \alpha}{f + \operatorname{tg} \alpha} \right). \quad (2.16)$$

Використовуючи вираз (2.15) можна записати:

$$Q_l \left(\frac{1 - f_l \operatorname{tg} \alpha}{f_l + \operatorname{tg} \alpha} \right) = Q_i \left(\frac{1 - f_i \operatorname{tg} \alpha}{f_i + \operatorname{tg} \alpha} \right), \quad (2.17)$$

де Q_l – осьова сила протягування втулки, при роздачі якої вимірялася радіальна сила; f_l – коефіцієнт тертя визначений для втулки при роздачі якої вимірювалася радіальна сила; Q_i – осьова сила протягування *i*-ої втулки, для якої визначається коефіцієнт тертя; f_i – невідомий коефіцієнт тертя при протяганні *i*-ої втулки.

Вирішуючи вираз (2.17) відносно f_i одержуємо:

$$f_i = \frac{f_l(Q_i + Q_l \operatorname{tg}^2 \alpha) + \operatorname{tg} \alpha(Q_i - Q_l)}{Q_l(1 - f_l \operatorname{tg} \alpha) + Q_i(f_l \operatorname{tg} \alpha + \operatorname{tg}^2 \alpha)}. \quad (2.18)$$

Визначення коефіцієнта тертя за вищеописаною методикою значно знижує трудомісткість його визначення для випадків з різними умовами тертя (різні інструментальні матеріали, змащення). Однак і в цьому випадку необхідний вимір радіальної сили, або наявність залежності (2.13) для еталонної втулки.

Безпосередній вимір радіальної сили, як вказувалося вище, трудомістко й вимагає використання складної апаратури. Необхідність знання залежності (2.13) для визначення коефіцієнта тертя еталонної втулки також збільшує трудомісткість визначення коефіцієнта тертя.

Тому був розроблений ще один варіант методики визначення коефіцієнта тертя, що усуває ці недоліки.

З огляду на рівність (2.15), можна записати формулу (2.12) у наступному виді:

$$f_i = \frac{Q_i - P_1 \operatorname{tg} \alpha}{P_1 + Q_i \operatorname{tg} \alpha} . \quad (2.20)$$

Для виключення трудомісткої операції виміру радіальної сили використовуємо встановлене в роботі [65] положення, що полягає в тому, що тверді змащення, що забезпечують роботу поверхонь в умовах гідродинамічного тертя, мають постійну, що не залежить від умов тертя, питому силу. Вона визначається тільки властивостями змащення. Так, наприклад, для твердого змащення на основі MoS_2 , лаку Ф-9-К та толуолу питома сила тертя $\tau = 6,66 \text{ кг/мм}^2$ [65].

Значення питомих сил тертя для трьох різних твердих змащень наведені в табл. 2.2.

Таблиця 2.2.

Значення питомих сил тертя для різних твердих змащень [65].

№	Склад твердого змащення	Питома сила тертя кг/мм^2
1.	Лак Ф-9-К, MoS_2 , толуол	6,66
2.	Лак Ф-9-К, колоїдний графіт	2,316
3.	Ацетилцелюлоза, толуалендинзоціанат, MoS_2	4,734
4.	Смола ЕД-5, MoS_2	5,867
5.	Йодистий кадмій	3,836

Відповідно до схеми сил, що діють на заготовку (рис. 2.13),

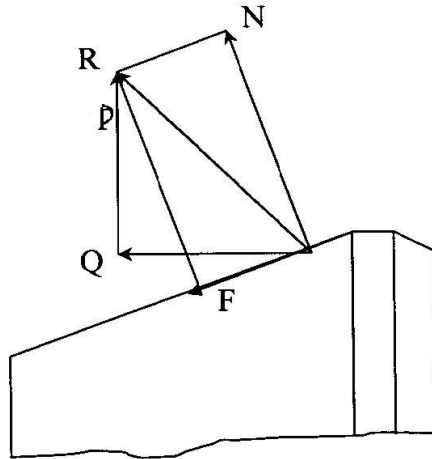


Рис. 2.13. Схема сил, що діють на заготовку при деформуючому протягуванні

$$P^2 + Q^2 = N^2 + F^2, \quad (2.21)$$

N – сила, нормальна до оброблюваної поверхні; F – сила тертя.

З рис. 2.13 слідує:

$$Q = N \cdot \sin \alpha + F \cdot \cos \alpha. \quad (2.22)$$

Визначивши з рівняння (2.22) N і підставивши його в (2.21), визначимо радіальну силу:

$$P = \sqrt{\left(\frac{Q - F \cos \alpha}{\sin \alpha}\right)^2 + F^2 - Q^2}. \quad (2.23)$$

Сила тертя визначається, як

$$F = \tau \cdot \pi \cdot D_3 \cdot l_2. \quad (2.24)$$

Підставляючи вираз (2.24) в (2.23) одержимо вираз для розрахунку радіальної сили через силу тертя і вимірну осьову силу:

$$P = \sqrt{\left(\frac{Q - \tau \pi D_3 l_2}{\sin \alpha}\right)^2 + (\tau \pi D_3 l_2)^2 - Q^2}. \quad (2.25)$$

Тоді шуканий коефіцієнт тертя визначиться з наступної залежності

$$f_i = \frac{Q_i - \left(\sqrt{\left(\frac{Q_i - \tau \pi D_3 l_2 \cos \alpha}{\sin \alpha} \right)^2 + (\tau \pi D_3 l_2)^2} - Q_i \right) \operatorname{tg} \alpha}{\sqrt{\left(\frac{Q_i - \tau \pi D_3 l_2 \cos \alpha}{\sin \alpha} \right)^2 + (\tau \pi D_3 l_2)^2} - Q_i \operatorname{tg} \alpha} . \quad (2.26)$$

Отриманий вираз дозволяє визначити коефіцієнт тертя без виміру радіальної сили.

2.6. Методика визначення осьових деформацій обробленої заготовки

Зміна осьових розмірів оброблених заготовок визначалося методом візіопластичності [218]. Перед роздачею на зовнішню поверхню заготовки уздовж її твірної твердосплавним індентором наносилися три пари міток з різними відстанями між ними (рис 2.14).

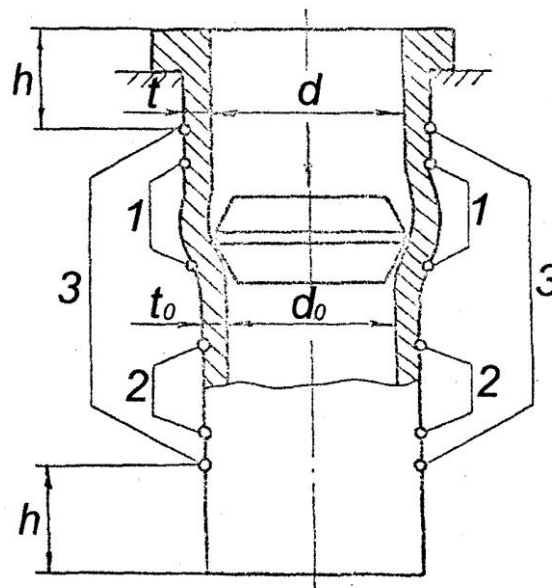


Рис. 2.14. Визначення осьових деформацій обробленої заготовки

По зміні відстані між відповідними мітками після роздачі заготовки визначалася відносна осьова деформація досліджуваної ділянки, $e_z = \Delta l_0 / l_0$. Вимір координат-міток виконувався на інструментальному мікроскопі БМІ-1 з точністю

± 3 мкм. Для усунення похибок виміру, що виникає у випадку викривлення заготовки, мітки наносилися діаметрально протилежно один одному, а значенням зміни довжини відрізка між мітками визначалося, як середня зміна довжин діаметрально розташованих відрізків.

Довжина заготовки для дослідження була рівною не менш 170 мм. Відстань h від крайніх міток до торців заготовки відповідно до рекомендацій [91] перевищувала діаметр отвору, що виключало вплив крайового ефекту на результати експерименту.

Крім того, осьова деформація заготовки визначалася з умови збереження постійності об'єму після деформування:

$$2\pi(D_0^2 - d_0^2)l_0 = 2\pi(D^2 - d^2)l \quad (2.27)$$

$$\text{Тоді } e_z = \frac{D_0^2 - d_0^2}{D^2 - d^2} - 1.$$

Для зменшення числа експериментів використовувалися методи теорії подібності [40, 179, 218].

Згідно даним роботи [218] процес деформуючого протягування можна вважати статичним, а невисокі температури в зоні контакту (не більше 100°C) дозволяють віднести його до холодного пластичного деформування. Як показано в цій роботі кінематика процесу деформування заготовок практично не залежить від матеріалу. Тому геометричні параметри обробленої заготовки повинні залежати від наступних її початкових геометричних параметрів: довжини l_0 ; діаметра отвору d_0 ; товщини стінки t_0 , геометричних та технологічних параметрів: a , Σa , а також від кута α . Тобто довжина заготовки після роздачі:

$$l = f(l_0, d_0, t_0, a, \Sigma a, \alpha). \quad (2.28)$$

Якщо довжина зон прояву крайового ефекту не значна в порівнянні з вихідною довжиною заготовки l_0 , то процес деформування буде стаціонарним, а довжина

заготовки після деформування l буде пропорційна l_0 . Тоді функція (2.28) матиме вигляд:

$$l = l_0 \varphi(d_0, t_0, a, \Sigma a, \alpha). \quad (2.29)$$

Як визначальний параметр вибираємо d_0 , через який виражаємо всі інші геометричні параметри в безрозмірному вигляді:

$$l = d_0 \frac{l_0}{d_0} \varphi(1, t_0/d_0, a/d_0, \Sigma a/d_0, \alpha) = l_0 \psi(t_0/d_0, a/d_0, \Sigma a/d_0, \alpha). \quad (2.30)$$

Тоді осьова деформація $l_z = \frac{\Delta l}{l_0} = \frac{l}{l_0} - 1$ буде:

$$\frac{\Delta l}{l_0} = \psi(t_0/d_0, a/d_0, \Sigma a/d_0, \alpha). \quad (2.31)$$

Залежність (2.31) дає підстави проводити експерименти тільки на одному діаметрі при різних відносних геометричних параметрах і кутах α .

2.7. Методика визначення деформації при рівномірному двохосьовому розтягненні

Як показано в роботі [184], основне накопичення пошкоджень оброблюваного матеріалу при ДПР відбувається при значенні показника напруженого стану $\eta = +2$, який реалізується на зовнішній поверхні заготовки. Тому при розрахунку граничної деформації досить знати деформацію матеріалу заготовки в умовах рівномірного двохосьового розтягнення $\eta = +2$.

Визначення деформації при двохосьовому розтягненні, згідно рекомендацій [218], виконувалися наступним способом. З досліджуваного матеріалу вирізали пластини діаметром 100 мм і товщиною 5. Одну з поверхонь пластини шліфували й полірували, а потім розмічали рівновіддаленими мітками уздовж двох взаємно перпендикулярних осей. Мітки наносили алмазною пірамідою за допомогою головки твердоміра. ТПП-2, встановленої на універсальному мікроскопі БМІ-1, при навантаженні 50 Н. База вимірів, тобто відстань між двома сусідніми мітками, становила 1 мм.

Підготовлений у такий спосіб зразок установлювали в спеціальне пристосування й навантажували сферичним пуансоном (рис. 2.15).

Полірована поверхня пуансона й зразок змазувалися для зменшення сил тертя. Навантаження робили до появи тріщин на поверхні з мітками. Руйнування (поява тріщин) спостерігалось в безпосередній близькості від вершини пуансона. Про цьому місцевого утонення пластини не спостерігалось. По зміні відстані між мітками визначали деформацію в місці руйнування e_x і e_y .

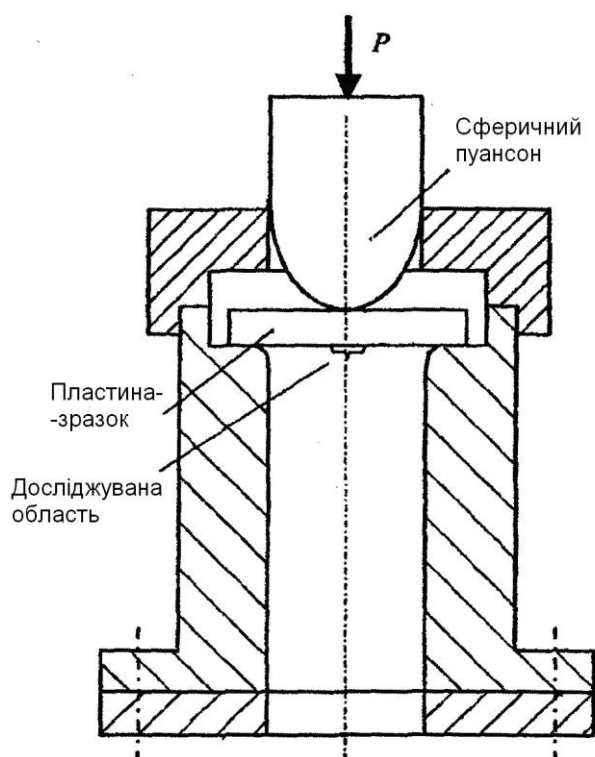


Рис. 2.15. Випробування зразків при двохосьовому рівномірному розтягненні

Накопичену деформацію розраховували по залежності (2.32), що приведена в роботі [218] виходячи із припущення, що деформування в центрі пластини є простим

$$\bar{e}_o = \sqrt{e_x^2 + e_y^2 + e_{x'} \cdot e_y}. \quad (2.32)$$

2.8. Металографічні дослідження

Металографічні дослідження проводилися для визначення якості пальців, відновлених ДПР.

В основу методики виготовлення шліфів був покладений спосіб виготовлення [189], що забезпечує в структурі досліджуваного матеріалу відсутність значних збурень від механічної обробки. Зразки з досліджуваних сталей 12ХН3А и 55ПІ, вирізані з обробленого пальця, попередньо покривали шаром нікелю товщиною 50–60 мкм, поміщали в оправку із твердого сплаву ВК15, твердість якого була вище твердості зразків і становила НРА 84–86. Зразки заливали пластмасою АСТТ (стерокрилом). Потім їх разом з оправкою шліфували алмазним кругом АПП 200×20×3 -АСО 63/ БІ-100% на плоскошліфувальному верстаті мод. 3Б71М на режимах $V_{кр} = 18\text{ м/с}$; $V_{ст} = 0,05\text{ м/с}$; $S_b = 0,005 \div 0,01\text{ мм/дв. хід}$, $S_{поп} = 1\text{ мм/дв. хід}$.

Використання оправки із твердого сплаву дозволило активізувати ріжучу поверхню круга в процесі обробки й значно зменшити величину наклепаного шару при шліфуванні.

Надалі шліфи доводили на алмазоносному прокаті АСН 28/20, АСН 14/10, АСН 5/3 (100×100×0,8), що забезпечував відсутність завалів зразків і одержання низької шорсткості [20]. Остаточне полірування здійснювалося алмазною пастою зернистістю 1/0, що наносили на фетр.

Згідно рекомендацій [175], шліфи протравлювали 5%-ним розчином азотної кислоти в етиловому спирті. Вивчення та фотографування мікроструктури проводилося на металографічному мікроскопі МІМ-7 при збільшенні в 200 разів.

Крім того, металографічні шліфи досліджувалися на мікротвердомірі ПМТ-3 при навантаженнях 0,5 і 0,2 Н у відповідності з методикою, наведеною в ДСТ 9450–60.

2.9. Методика досліджень контактної зони осередку деформації

Для вивчення умов контактної взаємодії інструмента з виробом розроблена методика, в основу якої покладене технічне рішення, наведене в роботі [121].

Щоб зафіксувати стан оброблюваної поверхні в зоні контакту з робочим конусом деформуючого елемента, необхідно домогтися миттєвої зупинки процесу деформування й звільнення від контакту з інструментом. Це дозволить нам виключити похибки, що виникають при звичайній зупинці процесу деформування, які найчастіше спотворюють фактичні контактні умови.

Відомо, що на зовнішній поверхні заготовки з кінцевою товщиною стінки [154] у процесі її роздачі реалізується жорстка схема напруженого стану, що наближається до схеми двохосового розтягнення. При такій схемі має місце інтенсивне зростання ресурсу використаної пластичності навіть при невеликих деформаціях отвору. При обробці заготовок із напівкрихких матеріалів, наприклад із чавуну, умови миттєвої зупинки процесу й виходу з контакту оброблюваної поверхні забезпечуються за рахунок руйнування заготовки, що відбувається миттєво. Це реалізується за рахунок створення на зовнішній поверхні заготовки в необхідному місці штучного концентратора напруг у вигляді неглибокої осьової канавки.

У момент проходження деформуючого елемента через зону концентратора напруг при сумарній деформації, що забезпечує появу пластичних деформацій на зовнішній поверхні втулки, вона миттєво руйнується уздовж осі, позбавляючи деформуючий елемент контакту з оброблюваною поверхнею.

При деформуванні заготовок із пластичних матеріалів необхідною умовою є наявність усадки отвору після проходження деформуючих елементів. При цьому, попередньо протягуючи необхідну кількість деформуючих елементів для вичерпання ресурсу пластичності на зовнішній поверхні нашої заготовки, ми створюємо умови для її миттєвого руйнування в місці штучно створеного концентратора та збільшення діаметра отвору, що забезпечує миттєву фіксацію ділянки поверхні зони контакту без будь-яких похибок.

2.10. Методика визначення деформуємості чавуну в умовах, близьких до всебічного стиску

Для вивчення питання про можливість пластичного деформування виробів із чавуну будувалася діаграма пластичності, що є механічною характеристикою чавуну. Відповідно до рекомендацій [123], для побудови такої діаграми необхідно зробити механічні випробування чавуну в умовах простого навантаження й деформування, коли напруги змінюються пропорційно одному параметру. Такими є випробування: на розтягання, кручення та стиснення. Крім цих випробувань були розроблені оригінальні методики випробувань чавуну при умовах, близьких до всебічного стиску, які моделюють умови деформування внутрішньої поверхні заготовки.

Для розробки першої з них використовувалися дослідження [62], застосовувані для деформування виробів із пластичних матеріалів. Для використання цієї методики нами підготовлялися зразки з досліджуваних матеріалів циліндричної форми діаметром 35 мм і висотою $h=15$ мм. Після попередньої токарної обробки торці зразків шліфувалися на плоскошліфувальному верстаті мод. 3Б71М і полірувалися. Вимір мікротвердості зразків у вихідному й деформованому стані робили по методу Віккерса на мікротвердомірі «Shimadzu» (Японія). Навантаження на індентор (алмазну пірамідку) становили при вимірі мікротвердості феритної складової 25 Н, а для перлітної 100 Н.

Досліди виконували відповідно до рекомендацій [62] у такий спосіб. У попередньо шліфовану й поліровану поверхню вдавлювали твердосплавну кульку діаметром 10 мм зусиллям 30 кН. Операцію вдавнення робили на твердомірі ТШ-2М, протягом 30 сек. Після зняття навантаження виконували виміри отриманої лунки й зовнішній огляд деформованої зони під збільшенням, а також вимір мікротвердості. У випадку появи руйнування на поверхні контакту деформування зразка припинялося. Площину зразків, у яких у зоні деформування руйнування виявлене не було, повторно шліфували доти, поки вихідний діаметр лунки не

зменшувався приблизно у два рази. Після цього зразок встановлювали на твердомір і робили повторні цикли навантаження.

Після кожного навантаження виконували вимір твердості досліджуваної ділянки зразка (по Віккерсу) у ряді точок, розташованих по радіусу, починаючи із центра лунки й закінчуючи перехідною зоною. Далі деформовані зразки розрізалися посередині лунки в поперечній площині, заливалися в спеціальних обоймах епоксидною смолою для збереження деформованої зони, а потім шліфувалися й полірувалися.

Вимір мікротвердості деформованої зони робили на трьох ділянках (рис. 2.16) у напрямку від деформованої поверхні вглиб зразка доти, поки твердість матеріалу не досягала вихідної величини.

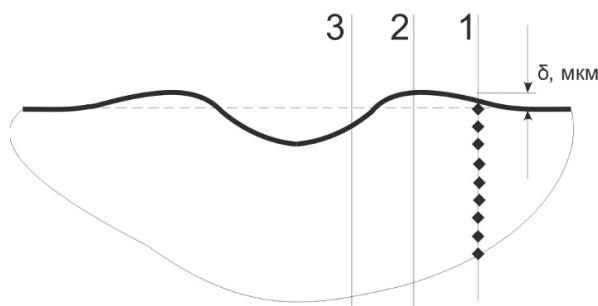


Рис. 2.16. Схема виміру мікротвердості на зразках

Крок виміру становив $\delta=40$ мкм.

Нами був розроблений ще один спосіб моделювання умов, близьких до всебічного стиску, що відтворює деформування мікровиступів на внутрішній поверхні, оброблюваного деформуєчим протягуванням, отвору. Модельні випробування вироблялися на зразках конічної форми, виготовлених з розглянутих марок чавуну з кутом конусності $\beta=90^\circ$, згідно схеми (рис. 2.17)

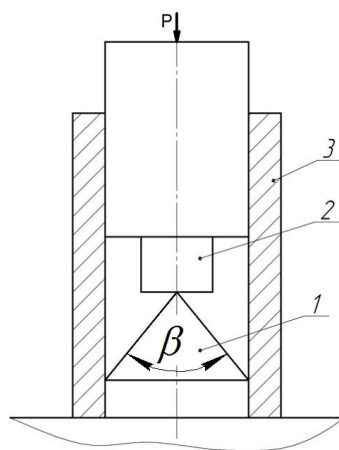


Рис. 2.17. Пристрій для визначення ступеня зміцнення досліджуваних матеріалів: 1 - конічний зразок; 2 - твердосплавний бойок; 3 - напрямна втулка

До вершини зразка 1, що закріплений в обоймі 2, через твердосплавний бойок прикладалося осьове навантаження, достатнє для пластичного деформування його вершини, з наступним розвантаженням і виміром площі відбитка, а також висоти зразка. Крім цього, за допомогою тензOMETричного динамометра відомої конструкції [63] фіксувалося осьова сила навантаження.

У результаті пластичної деформації при вершині конічного зразка утворюється площадка, діаметр якої повинен бути не менш 3-х розмірів відбитка, отриманого при вимірі вихідної твердості матеріалу по Віккерсу при навантаженні 49 Н. Наведена методика дуже близька до деформування шорсткуватого шару при протягуванні отворів з малими деформаціями.

РОЗДІЛ 3. ТЕОРЕТИЧНИЙ АНАЛІЗ ОСЕРЕДКУ ДЕФОРМАЦІЇ

Як слідує з аналізу літературних джерел (розділ 1), найбільш точною схемою взаємодії інструмента із заготовкою при ДПР є схема, відповідно до якої осередок деформації складається із трьох ділянок: II - ділянка контакту інструмента із заготовкою, I і III ділянки позаконтактних зон, що прилягають до ділянки контакту (рис. 1.1).

У роботах [91, 170] запропоновані теоретичні моделі, що описують деформований стан у позаконтактних зонах I і III. Однак у реальному процесі енергетика пластичного деформування на всіх трьох ділянках одночасно визначає деформаційні й енергетичні параметри процесу. До сих пір такого комплексного підходу до побудови математичної моделі осередку деформації при деформуючому протягуванні заготовок із кінцевою товщиною стінки не застосовували.

Тому виникла необхідність створення теоретичної моделі осередку деформації, що враховує раніше розкриті явища й особливості процесу та дозволяє визначити та проаналізувати енергетичні кінематичні й геометричні параметри осередку деформації.

3.1. Побудова математичної моделі

Розглянемо більш докладно схему осередку деформації й відповідні їй основні геометричні та кінематичні параметри (рис. 3.1).

Для побудови математичної моделі осередку пластичних деформацій використовуємо енергетичний метод [51, 75], оснований на варіюванні функціонала потужності зовнішніх і внутрішніх сил деформування за допомогою параметрів кінематично можливих полів швидкостей деформацій. Модель, відповідно до рекомендацій [112], повинна враховувати не тільки деформації від напруг, які стискають або розтягують серединну поверхню заготовки, але й деформації, що виникають внаслідок вигину.

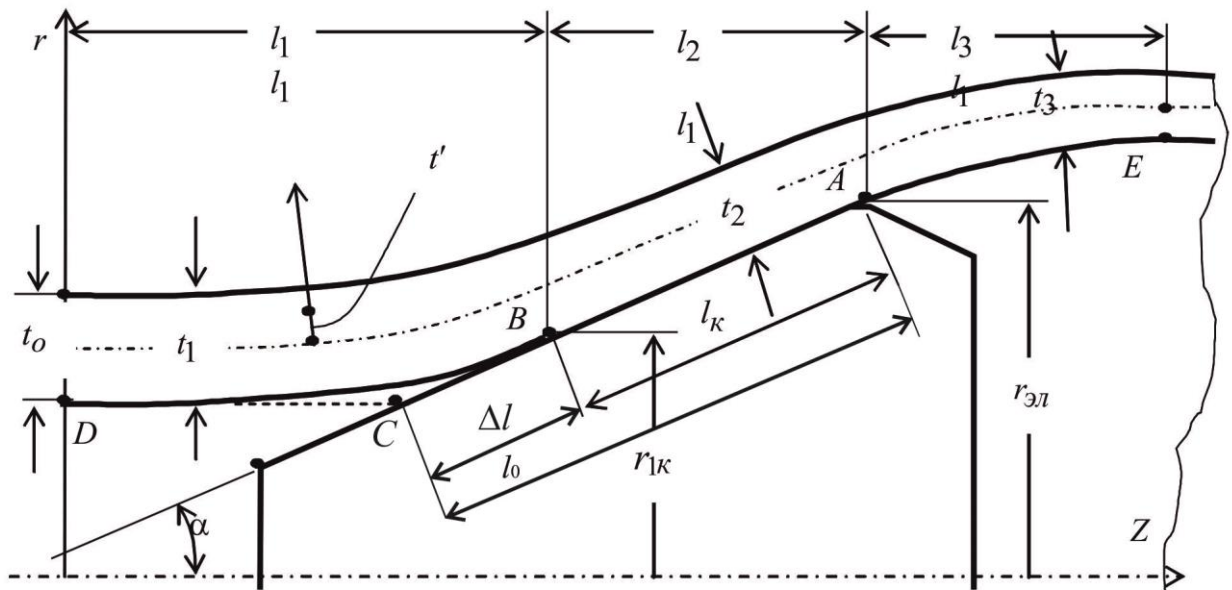


Рис. 3.1. Розрахункова схема осередку пластичних деформацій при ДПР

Побудуємо кінематично можливе поле швидкостей деформацій, що визначається швидкістю течії матеріалу на серединній поверхні, а поза неї збільшенням швидкості, викликаної вигинними деформаціями, що змінюються як по товщині стінки, так і уздовж осі заготовки. Це поле швидкостей буде визначатися декількома варійованими параметрами. Для їх знаходження використовуємо варіаційні принципи [51, 75], що полягають у визначенні таких параметрів, що забезпечують мінімум функціонала потужності деформування всього осередку деформації.

Вирішувана задача справедлива для випадку деформування заготовок із кінцевою товщиною стінки [154], причому найбільш об'єктивна її постановка при роздачі з натягами $a/d > 0,005$, коли, як показали експерименти [162], позаконтактні зони стають відчутними в загальному осередку деформування. У цих випадках роботою пружних деформацій можна знехтувати. Отже, для побудови моделі можна використовувати схему жорсткопластичного тіла [51].

Повний функціонал потужності зовнішніх та внутрішніх сил відповідно до відомих варіаційних принципів теорії деформованого пластичного тіла [51, 183] дорівнює:

$$(W - QV_3) \rightarrow \min . \quad (3.1)$$

Повний функціонал потужності пластичних деформацій визначається сумою функціоналів потужності кожної із трьох ділянок осередку деформації:

$$W = W_1 + W_2 + W_3, \quad (3.2)$$

де W_1, W_2, W_3 – функціонали потужностей пластичних деформацій позаконтактної зони 1, ділянки контакту 2 і позаконтактної зони 3 відповідно.

Вивчення деформованого стану осередку деформацій почнемо з розгляду кінематичного й деформованого стану позаконтактної зони 1.

3.1.1. Кінематичний і деформований стан позаконтактної зони, розташованої перед ділянкою контакту

Ця ділянка осередку деформації розташована між точками D і B (рис. 3.1). Якби не було цієї ділянки, то контакт починався б у точці C і його довжина рівнялася б геометричній:

$$l'_0 = \frac{a}{2 \sin \alpha}. \quad (3.3)$$

Через наявність позаконтактної зони l'_0 вона зменшується на величину Δl :

$$\Delta l = l'_0 - l_k. \quad (3.4)$$

Це вказує на те, що дані отримані при аналізі деформованого стану в цій зоні взаємозалежні з характеристиками контактної зони.

Повна потужність пластичних деформацій на I ділянці:

$$W_1 = \int_V \tau_s H dV, \quad (3.5)$$

де τ_s – межа течії матеріалу на зрушення, H – інтенсивність швидкостей деформацій зрушення, що для осесиметричної задачі має вигляд [51]:

$$H = \sqrt{\frac{2}{3}} \sqrt{(\xi_r - \xi_\varphi)^2 + (\xi_\varphi - \xi_z)^2 + (\xi_z - \xi_r)^2 + \frac{3}{2} \eta_{rz}^2}. \quad (3.6)$$

Тут $\xi_r, \xi_\varphi, \xi_z$ – швидкості лінійних деформацій у циліндричній системі координат; η_{rz} – швидкість деформації зрушення, що відбувається в меридіональній площині перерізу заготовки roz .

Виходячи з раніше прийнятих допущень, вважаємо, що $\eta_{rz} = 0$.

Використовуємо умову нестискання для визначення ξ_r :

$$\xi_r + \xi_\varphi + \xi_z = 0. \quad (3.7)$$

Тоді потужність пластичних деформацій на I ділянці:

$$W_1 = 4\pi\tau_s \int_{-l_1/r}^{+l_1/r} dt' \int_0^{l_1} rV_z \sqrt{\xi_\varphi^2 + \xi_\varphi\xi_z + \xi_z^2} dz, \quad (3.8)$$

тут $r = r(z)$ рівняння меридіональної твірної на I ділянці, t' – поточна координата в напрямку перпендикулярному до твірної, відлічувана в напрямку нормалі n (рис. 3.1).

Визначимо компоненти тензора швидкостей деформацій. Швидкість деформації в окружному напрямку:

$$\xi_\varphi = \frac{de_\varphi}{d\tau}, \quad (3.9)$$

де τ – час.

Зміни деформацій в окружному напрямку:

$$de_\varphi = \frac{dr}{r} = \frac{V_r d\tau}{r},$$

де V_r – швидкість сталої пластичної течії на серединній поверхні в радіальному напрямку, що визначається з виразу:

$$V_r = V_z \operatorname{tg} \alpha = V_z \frac{dr}{dz},$$

V_z – проекція швидкості течії на серединній поверхні заготовки в осьовому напрямку. Тоді швидкість деформації в окружному напрямку:

$$\xi_\varphi = V_z \frac{r'}{r}. \quad (3.10)$$

Швидкість деформації в осьовому напрямку ξ_z для шару віддаленого на відстань t_1 від серединної поверхні, визначається в такий спосіб. Деформація цього шару на підставі відомих залежностей [202]:

$$\varepsilon_z = \varepsilon_{z_0} + \varepsilon_{z_u},$$

де ε_{z_0} – деформація розтягнення або стиснення серединної поверхні; ε_{z_u} – деформація розглянутого шару, обумовлена вигином серединної поверхні із кривизною χ , яка визначається:

$$\varepsilon_{z_u} = -\chi t_1. \quad (3.11)$$

Знак мінус у цьому виразі поставлений у зв'язку з тим, що при позитивній кривизні χ , обумовленої в прийнятій системі координат roz (рис. 3.1) осьова деформація шару, розташованого на позитивній відстані t_1 , буде негативною, тобто при такому скривленні цей шар за рахунок вигину буде стискуватися.

Аналогічне співвідношення для швидкостей деформації:

$$\xi_z = \xi_{z_0} + \xi_{z_u}. \quad (3.12)$$

Прийmemo, що

$$\xi_{z_0} = -K_1 \xi_{\varphi_0}, \quad (3.13)$$

ξ_{z_0} і ξ_{φ_0} швидкості деформації серединної поверхні заготовки, а K_1 – коефіцієнт постійний у всієї I зоні.

З урахуванням виразу (3.10):

$$\xi_{z_0} = -K_1 V_z \frac{r'}{r} \quad (3.14)$$

Швидкість деформації, що враховує вигин твірної:

$$\xi_{z_u} = \frac{d\varepsilon_{z_u}}{d\tau}.$$

З виразу (3.11) для даного шару $t_1 = const$ слідує:

$$d\varepsilon_{z_u} = -d\chi t_1 = -d\left(\frac{d^2 r}{dz^2}\right) t_1.$$

Тоді

$$\xi_{z_u} = -\frac{d(r'')t_1}{d\tau}. \quad (3.15)$$

Помножимо чисельник і знаменник виразу (3.15) на dz та одержимо:

$$\varepsilon_{z_u} = -\frac{d(r'')t_1}{d\tau} \frac{dz}{dz} = -r'''V_z t_1, \quad (3.16)$$

так як $\frac{dz}{d\tau} = V_z$.

Остаточно з урахуванням виразів (3.14) і (3.16):

$$\xi_z = -V_z \left(K_1 \frac{r'}{r} + r''' t_1 \right). \quad (3.17)$$

Опишемо криву DB (рис. 3.1) степенною залежністю:

$$r = b_0 + b_1 z + b_2 z^2 + b_3 z^3 + b_4 z^4. \quad (3.18)$$

Початок координат сполучимо із точкою D – початкова точка позаконтактної зони. Граничні умови для кінематичних параметрів зони DB наступні:

При $z = 0$ $r = r_{cp}$, де $r_{cp} = r_0 + \frac{t_0}{2}$; $\frac{dr}{dz} = 0$, а з умови безперервності швидкостей

деформацій на межі жорсткої та пластичної областей $\xi_z = 0$, тобто з (3.17):

$$\frac{d^3 r}{dz^3} = 0.$$

Тоді $b_0 = r_{cp}$, $b_1 = 0$, $b_3 = 0$.

При $z = l_1$ $\frac{dr}{dz} = \text{tg } \alpha$, а з умови безперервності течії матеріалу на межі

контактного (II) і позаконтактної ділянок $\frac{d^2 r}{dz^2} = 0$.

Тоді $b_2 = \frac{3}{4} \frac{\text{tg } \alpha}{l_1}$; $b_4 = -\frac{\text{tg } \alpha}{8l_1^3}$

З урахуванням вищеописаних граничних умов вираз (3.18) і його похідні приймуть вид:

$$r = r_{cp} + \frac{3}{4} \frac{\text{tg } \alpha}{l_1} z^2 - \frac{\text{tg } \alpha}{8l_1^3} z^4; \quad (3.19)$$

$$r' = \frac{3 \operatorname{tg} \alpha}{2 l_1} z - \frac{\operatorname{tg} \alpha}{2 l_1^3} z^3; \quad (3.20)$$

$$r''' = -\frac{3 \operatorname{tg} \alpha}{l_1^3} z. \quad (3.21)$$

Тоді відповідно до виразів (3.8), (3.10) і (3.17) одержимо, що потужність пластичних деформацій на I позаконтактній ділянці дорівнює:

$$W_1 = 4\pi \int_{-t_1/2}^{+t_1/2} dt_1' \int_0^{l_1} \tau_s V_z r \sqrt{\left(\frac{r'}{r}\right)^2 - \left(\frac{r'}{r}\right) \left(K_1 \frac{r'}{r} + r''' t_1'\right) + \left(K_1 \frac{r'}{r} + r''' t_1'\right)^2} dz.$$

У реальному процесі швидкість течії матеріалу V_z змінюється уздовж усього осередку деформації, також за рахунок деформаційного зміцнення змінюється уздовж осередку деформації й τ_s . Однак врахування всіх цих змін є дуже складним математичним завданням, тому в даній роботі введемо середню по всьому осередку деформації межу текучості матеріалу на зсув. Тоді:

$$W_1 = 4\pi \tau_s \int_{-t_1/2}^{+t_1/2} dt_1' \int_0^{l_1} V_z r \sqrt{\left(\frac{r'}{r}\right)^2 - \left(\frac{r'}{r}\right) \left(K_1 \frac{r'}{r} + r''' t_1'\right) + \left(K_1 \frac{r'}{r} + r''' t_1'\right)^2} dz. \quad (3.22)$$

Розглянемо зміну швидкості осьової течії V_z . Вона пов'язана зі зміною осьових розмірів заготовки, а в силу незмінності її об'єму зі зміною товщини стінки.

Прирівнюючи вираз 3.17 і співвідношення $\xi_z = \frac{dV}{dz}$, отримаємо диференціальне рівняння щодо швидкості течії V_z :

$$\frac{dV_z}{dz} = -V_z \left(K_1 \frac{r'}{r} + r''' t_1' \right). \quad (3.23)$$

Ми розглядаємо швидкість осьової течії серединної поверхні, для якої $t_1' = 0$.

Тоді вираз (3.23) можна записати в такий спосіб:

$$\frac{dV_z}{dz} = -V_z K_1 \frac{r'}{r}. \quad (3.24)$$

Інтегруючи його відносно V_z :

$$\int_{V_0}^{V_z} \frac{dV_z}{V_z} = - \int_0^z K_1 \frac{r'}{r} dz, \text{ одержуємо:}$$

$$\ln \frac{V_z}{V_0} = - \int_0^z K_1 \frac{r'}{r} dz = -K_1 \int_0^z \frac{r'}{r} dz, \text{ потенціюючи, одержуємо}$$

$$V_z = V_0 e^{-K_1 \int_0^z \frac{r'}{r} dz}, \quad 0 \leq z_1 \leq l_1 \quad (3.25)$$

де r' – визначається виразом (3.20), V_0 – початкова швидкість течії перед початковою точкою зони D .

Швидкість наприкінці I ділянки при $z = l_1$:

$$V_{zk_1} = V_0 e^{-K_1 \int_0^{l_1} \frac{r'}{r} dz}, \text{ або}$$

$$V_z = V_{z_0} \left(e^{\int_0^{l_1} \frac{r'}{r} dz} \right)^{-K_1}. \quad (3.26)$$

Визначимо зміну товщини стінки на ділянці ДВ. Швидкість радіальної лінійної деформації по всій товщині стінки:

$$\xi_{r_0} = \frac{dt_1}{t_1} / d\tau.$$

$$\text{Оскільки } d\tau = \frac{dz}{V_z}, \text{ те } \xi_{r_0} = \frac{dt_1 V_z}{t_1 dz}. \quad (3.27)$$

З умови нестискання (3.7) для серединної поверхні одержуємо з урахуванням виразів (3.10) і (3.17):

$$\xi_{r_0} = -\xi_{\varphi_0} - \xi_{z_0} = -V_z \frac{r'}{r} + V_z \left(K_1 \frac{r'}{r} + r''' t_1' \right). \quad (3.28)$$

Так як розглядаються швидкості деформацій для серединної поверхні, для якої $t_1' = 0$, то вираз (3.28) матиме наступний вид:

$$\xi_{\eta_0} = V_z (K_1 - 1) \frac{r'}{r}. \quad (3.29)$$

Прирівнюючи (3.27) і (3.29) одержимо:

$$\frac{dt_1}{t_1} = (K_1 - 1) \frac{r'}{r} dz.$$

Після інтегрування:

$$\ln \frac{t_1}{t_0} = (K_1 - 1) \int_0^z \frac{r'}{r} dz,$$

звідки:

$$t_1 = t_0 e^{(K_1 - 1) \int_0^{l_1} \frac{r'}{r} dz}. \quad (3.30)$$

Наприкінці першої ділянки товщина стінки:

$$t_{K_1} = t_0 \left[e^{\int_0^{l_1} \frac{r'}{r} dz_1} \right]^{K_1 - 1}. \quad (3.31)$$

Вирази (3.26) і (3.31) потрібно підставити в підінтегральний вираз та межі інтегрування інтеграла, що виражає потужність деформування на першій ділянці. Його мінімум визначається двома варійованими параметрами l_1 , K_1 .

3.1.2. Кінематичний і деформований стан у зоні контакту

Розглянемо тепер II ділянку осередку деформації контактну зону BA (рис. 3.1). Його форма більш проста в порівнянні із зоною DB і описується рівнянням прямолінійної твірної:

$$r = r_{1K} - l_1 \operatorname{tg} \alpha + \operatorname{tg} \alpha z, \quad (3.32)$$

де r_{1K} радіальна координата на межі розділу 1 і 2 ділянок. Цю координату можна розрахувати з виразу (3.19) при $z = l_1$:

$$r_{1K} = r_{cp} + \frac{3 \operatorname{tg} \alpha}{4} \frac{l_1^2}{l_1} - \frac{\operatorname{tg} \alpha}{8 l_1^3} l_1^4 = r_{cp} + \frac{5}{8} \operatorname{tg} \alpha \cdot l_1. \quad (3.33)$$

Похідні виразу (3.32) мають такий вигляд:

$$r' = \operatorname{tg} \alpha, \quad r'' = r''' = 0. \quad (3.34)$$

Функціонал потужності пластичних деформацій ділянки BA записується аналогічно (3.22) і з урахуванням виразів (3.34) має вигляд:

$$\begin{aligned} W_2 &= 4\pi\tau_s \int_{-t_2/2}^{+t_2/2} dt' \int_{l_1}^{l_1+l_2} V_z r \sqrt{\left(\frac{r'}{r}\right)^2 - K_2 \left(\frac{r'}{r}\right)^2 + K_2^2 \left(\frac{r'}{r}\right)^2} dz = \\ &= 4\pi\tau_s \int_{-t_2/2}^{+t_2/2} dt \int_{l_1}^{l_1+l_2} V_z r' \sqrt{1 - K_2 + K_2^2} dz. \end{aligned} \quad (3.35)$$

Початкова швидкість на другій ділянці:

$$V_{Z_{O_2}} = V_{Z_{K_1}} = V_0 e^{-K_1 \int_0^{l_1} \frac{r'}{r} dz}. \quad (3.36)$$

Початкова товщина стінки на другій ділянці:

$$t_{O_2} = t_{K_1} = t_0 \left(e^{\int_0^{l_1} \frac{r'}{r} dz} \right)^{K-1}. \quad (3.37)$$

Оскільки твірна серединної поверхні на II ділянці змінюється прямолінійно, а вираз (3.34) свідчить, що вигинні осьові деформації на цій ділянці відсутні, то швидкість осьової деформації є величиною постійною:

$$\xi_z = \xi_{z_0} = \text{const}.$$

За аналогією з I ділянкою осьова швидкість течії й товщина стінки в довільному перерізі другої ділянки рівняється:

$$V_Z = V_{Z_{O_2}} \left[e^{\int_{l_1}^{Z_2} \frac{r'}{r} dz} \right]^{-K_2}; \quad (3.38)$$

$$t_2 = t_{O_2} \left[e^{\int_{l_1}^{Z_2} \frac{r'}{r} dz} \right]^{K_2-1}, \text{ при } l_1 \leq Z_2 \leq l_1 + l_2. \quad (3.39)$$

Швидкість течії й товщина стінки наприкінці другої ділянки:

$$V_{zK_2} = V_0 \left[e^{\int_0^{l_1} \frac{r'}{r} dz} \right]^{-K_1} \left[e^{\int_{l_1}^{l_1+l_2} \frac{r'}{r} dz} \right]^{-K_2}; \quad (3.40)$$

$$t_{K_2} = t_0 \left[e^{\int_0^{l_1} \frac{r'}{r} dz} \right]^{K_1-1} \left[e^{\int_{l_1}^{l_1+l_2} \frac{r'}{r} dz} \right]^{K_2-1}. \quad (3.41)$$

Вирази (3.40) і (3.41) потрібно підставити в підінтегральний вираз та межі інтегрування інтеграла (3.35), який виражає потужність деформування на 2 ділянці. Його мінімум визначається трьома варійованими параметрами l_1, K_1, K_2 .

3.1.3. Кінематичний та деформований стан позаконтактної зони, розташованої за ділянкою контакту

Розглянемо деформований стан позаконтактної зони AE . (рис. 3.1). Рівняння його твірної також опишемо поліномом четвертого степеня:

$$r = a_0 + a_1 z_3 + a_2 z_3^2 + a_3 z_3^3 + a_4 z_3^4. \quad (3.42)$$

Для зручності розрахунків координату z_3 будемо відраховувати від початку цієї ділянки точки A (рис. 3.1), тобто $z_3 = z - (l_1 + l_2)$.

Тоді граничні умови для цієї ділянки має вигляд:

при $z_3 = 0$ $r = r_{\text{эл}}$, $\frac{dr}{dz} = \text{tg } \alpha$, де $r_{\text{эл}}$ – радіус циліндричної стрічки деформуючого

елемента, що визначає величину натягу:

$$r_{\text{эл}} = r_0 + \frac{a}{2}.$$

З умови безперервності течії матеріалу на межі контактної та позаконтактної ділянок:

$$\frac{d^2 r}{dz^2} = 0 \text{ одержуємо } a_0 = r_{\text{эл}} + \frac{t_{0K}}{2}; a_1 = \text{tg } \alpha \quad a_2 = 0.$$

При $z_3 = l_3$ $\frac{dr}{dz} = 0$, а з умови безперервності швидкостей деформації на межі жорсткої та пластичної областей:

$$\xi_z = 0 \text{ одержуємо } \frac{d^3 r}{dz^3} = 0.$$

$$\text{Тоді } a_3 = -\frac{\operatorname{tg} \alpha}{2l_3^2}; a_4 = \frac{\operatorname{tg} \alpha}{8l_3^3}.$$

З урахуванням граничних умов вираз (3.42) і його похідні приймають вигляд:

$$r = r_{\text{сп3}} + \operatorname{tg} \alpha z_3 - \frac{\operatorname{tg} \alpha}{2l_3^2} z_3^3 + \frac{\operatorname{tg} \alpha}{8l_3^3} z_3^4; \quad (3.43)$$

$$r' = \operatorname{tg} \alpha - \frac{3 \operatorname{tg} \alpha}{2 l_3^2} z_3^2 + \frac{\operatorname{tg} \alpha}{2l_3^3} z_3^3; \quad (3.44)$$

$$r'' = -\frac{3 \operatorname{tg} \alpha^2}{l_3^2} + \frac{3 \operatorname{tg} \alpha}{l_3^3} z_3. \quad (3.45)$$

Вирази (3.43)-(3.45) необхідно підставити у функціонал потужності пластичних деформацій для III ділянки:

$$W_3 = 4\pi \tau_s \int_{-t_3/2}^{+t_3/2} dt_3' \int_0^{l_3} V_z r \sqrt{\left(\frac{r'}{r}\right)^2 - \left(\frac{r'}{r}\right) \left(K_3 \frac{r'}{r} + r''' t_3'\right) + \left(K_3 \frac{r'}{r} + r''' t_3'\right)^2} dz_3 \quad (3.46)$$

Початкова товщина $t_{03} = t_{K2}$, а початкова швидкість $V_{03} = V_{K2}$.

Швидкість течії в межах III ділянки:

$$V_z = V_{z0_3} \left[e^{\int_0^{z_3} \frac{r'}{r} dz_3} \right]^{-K_3} = V_o \left[e^{\int_0^{l_1} \frac{r'}{r} dz} \right]^{(-K_1)} \cdot \left[e^{\int_{l_1}^{l_1+l_2} \frac{r'}{r} dz} \right]^{(-K_2)} \left[e^{\int_{l_1+l_2}^z \frac{r'}{r} dz} \right]^{(-K_3)} \quad (3.47)$$

Товщина стінки в межах III ділянки:

$$t_3 = t_{03} \left[e^{\int_0^{z_3} \frac{r'}{r} dz_3} \right]^{K_3-1} = t_0 \left[e^{\int_0^{l_1} \frac{r'}{r} dz} \right]^{K_1-1} \left[e^{\int_{l_1}^{l_1+l_2} \frac{r'}{r} dz} \right]^{K_2-1} \left[e^{\int_{l_1+l_2}^{z_3} \frac{r'}{r} dz} \right]^{K_3-1} \quad (3.48)$$

Наприкінці III ділянки маємо остаточні параметри V_K й t_K для одноциклового протягування:

$$V_K = V_{K_3} = V_0 e^{-K_1 \int_0^{l_1} \frac{r'}{r} dz} \cdot e^{-K_2 \int_{l_1}^{l_1+l_2} \frac{r'}{r} dz} \cdot e^{-K_3 \int_{l_1+l_2}^{l_1+l_2+l_3} \frac{r'}{r} dz}; \quad (3.49)$$

$$t_K = t_3 = t_0 e^{(K_1-1) \int_0^{l_1} \frac{r'}{r} dz} \cdot e^{(K_2-1) \int_{l_1}^{l_1+l_2} \frac{r'}{r} dz} \cdot e^{(K_3-1) \int_{l_1+l_2}^{l_1+l_2+l_3} \frac{r'}{r} dz}. \quad (3.50)$$

Вирази (3.49) і (3.50) можна представити у вигляді:

$$V_K = V_0 \exp \left[-K_1 \int_0^{l_1} \frac{r'}{r} dz - K_2 \int_{l_1}^{l_1+l_2} \frac{r'}{r} dz - K_3 \int_{l_1+l_2}^{l_1+l_2+l_3} \frac{r'}{r} dz \right]; \quad (3.51)$$

$$t_K = t_0 \exp \left[(K_1-1) \int_0^{l_1} \frac{r'}{r} dz + (K_2-1) \int_{l_1}^{l_1+l_2} \frac{r'}{r} dz + (K_3-1) \int_{l_1+l_2}^{l_1+l_2+l_3} \frac{r'}{r} dz \right]. \quad (3.52)$$

Підставляючи (3.47) і (3.48) у вираз (3.46), знаходимо мінімум функціонала потужності на III ділянці через п'ять варійованих параметрів процесу K_1, K_2, K_3, l_1, l_3 .

3.2. Алгоритм розрахунку по розробленій моделі

Повний функціонал потужності пластичних деформацій заготовки визначається сумою виразів (3.22), (3.35) і (3.46):

$$W = W_1 + W_2 + W_3.$$

Для визначення повного функціонала потужності зовнішніх і внутрішніх сил згідно (3.1) необхідно знати значення сили протягування Q .

Однак саме значення сили Q невідомо й визначається повною енергетикою процесу з додатковим урахуванням потужності тертя $W_{\text{тр}}$ в зоні контакту інструмента із заготовкою.

Для наших неоднозначних умов, відповідні варіаційні принципи теорії пластичного деформованого тіла відсутні. Тому поставлена задача вирішувалася по алгоритму послідовних наближень. Згідно роботи [95], на кожному циклі цього алгоритму необхідні стаціонарні значення зовнішніх навантажень (сила Q й сила тертя $F_{\text{тр}}$) задаються взятими з попереднього циклу.

Спочатку був організований цикл ітераційних розрахунків при відсутності сил контактної тертя, тобто приймалося $W_{\text{тр}} = 0$. На кожному циклі знаходили мінімум, що відповідає конкретному значенню функціонала на даному циклі при п'яти варійованих параметрах: l_1, l_3, K_1, K_2, K_3 .

І цикл ітерацій при відсутності тертя ($W_{\text{тр}} = 0$).

1. Приймаємо $Q = 0$ й знаходимо мінімум функціонала (3.1) без врахування доданка QV_3 .
2. Розраховуємо силу протягування з умови рівності потужностей зовнішніх і внутрішніх сил:

$$Q = \frac{W}{V_3}. \quad (3.53)$$

3. Підставляємо значення Q в (3.1) і знаходимо мінімум повного функціонала при фіксованому значенні знайденої сили Q :

$$\Phi = (W - QV_3) = \min. \quad (3.54)$$

4. Знаходимо Q другого наближення по залежності (3.53).
5. Мінімізуємо Φ (3.54) при новому значенні Q й т.д.

Наступні наближення продовжуємо доти, поки значення Q двох суміжних ітерацій не будуть відрізнятися на задану величину ε :

$$\frac{Q_{i+1} - Q_i}{Q_i} < \varepsilon. \quad (3.55)$$

Після закінчення першого циклу ітераційного процесу по вже знайдений у відсутності тертя довжині контакту $BA = l_K = \frac{l_2}{\cos \alpha}$ (рис. 3.1), розраховуємо силу тертя по відомій з роботи [65] формулі:

$$F_{mp} = \frac{Q_{i+1} \cdot f}{(f \cos \alpha + \sin \alpha)}, \quad (3.56)$$

де f – коефіцієнт тертя по Кулоні, а потім і середнє дотичне напруження:

$$\tau_K = \frac{F_{тр}}{S_K} = \frac{Q_{i+1} \cdot f}{\pi(r_{K_1} + r_3) \frac{l_2}{\cos \alpha} (f \cos \alpha + \sin \alpha)}. \quad (3.57)$$

Далі обчислюємо потужність сил тертя:

$$W_{mp} = \int_{l_1}^{l_1+l_2} 2\pi r \frac{dz}{\cos \alpha} \tau_K \frac{V_z}{\cos \alpha}, \quad (3.58)$$

де змінна на контактній ділянці швидкість ковзання інструмента $\frac{V_z}{\cos \alpha}$ визначається по залежності (3.40), а значення r – по (3.32). Слід зазначити, що значення коефіцієнта тертя визначалося за методикою, описаної в розділі 2.5.

Після обчислення $W_{тр}$ здійснюється ітераційний цикл по мінімізації більш повного функціонала з фіксованими зовнішньою силою Q і заданими силами тертя по заданій площі контакту довжиною l_K :

$$\Phi = (W + W_{тр} - QV_3) = \min. \quad (3.59)$$

На кожному циклі ітерацій визначена сила Q , використовується на наступному етапі як задана величина. Розрахунок ведеться доти, поки не виконається умова (3.55). За результатами останньої ітерації визнались шукані основні й похідні параметри осередку деформації: l_1, l_3, K_1, K_2, K_3 і $l_2, l, W_1, W_2, W_3, W_{тр}, W$.

Схема алгоритму для розрахунку потужності формоутворення осередку деформування наведена на рис. 3.2.

По розробленій математичній моделі й викладеному вище алгоритму була для РС складена програма мовою «PASCAL»*. Розрахунки показали, що вже після другого ітераційного циклу досягається точність цілком прийнятна для інженерних розрахунків (< 2%).

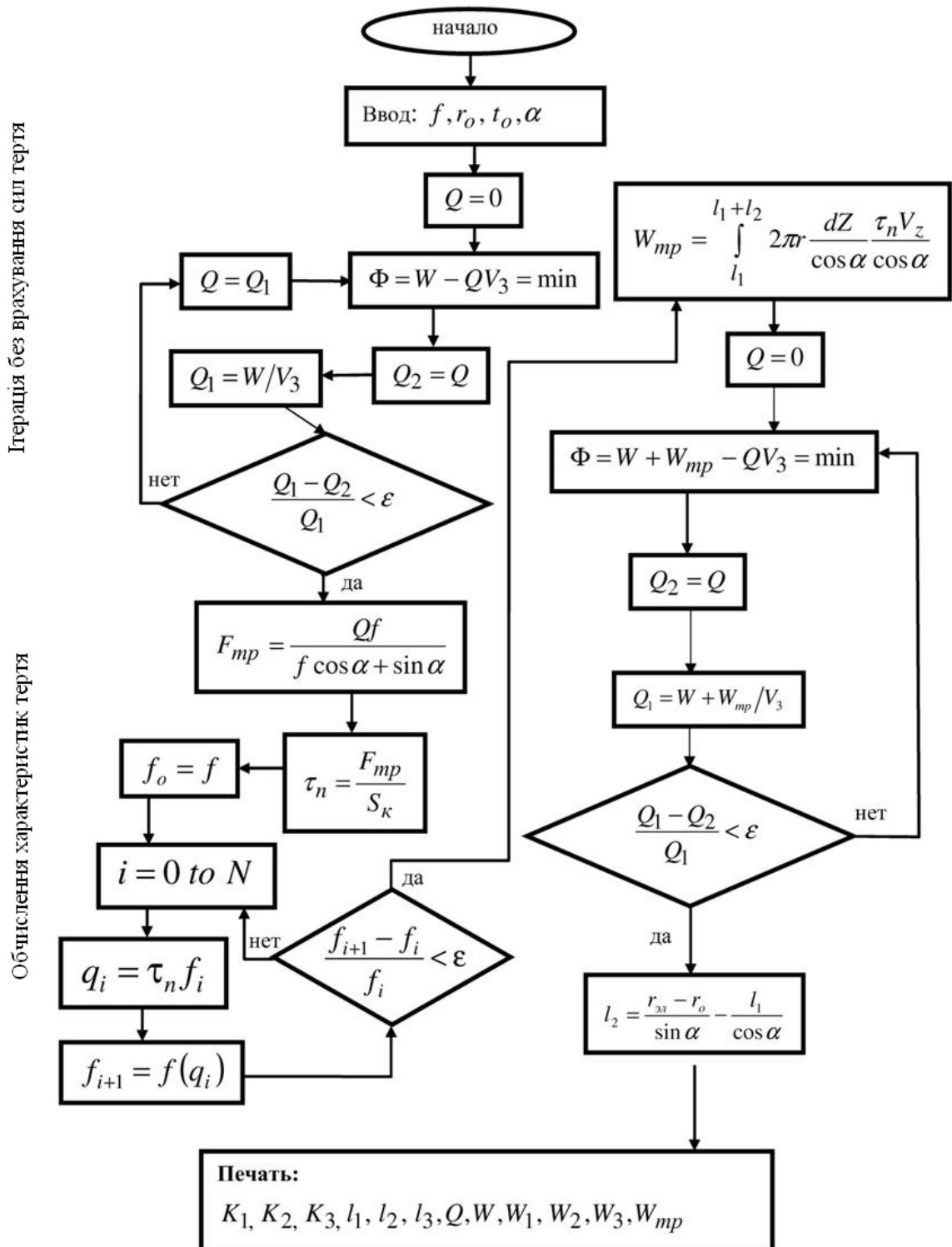


Рис. 3.2. Алгоритм розрахунку потужності формозміни осередку деформування

* Програма розроблена доцентом ВГТУ Балаганской Е.А.

3.3. Аналіз кінематичних та геометричних параметрів осередку деформації

Експериментальна перевірка розробленої математичної моделі здійснювалася в такий спосіб.

На рис. 3.3. наведена залежність довжини позаконтактних зон від товстостінності заготовки. Добре співпадання розрахункових і експериментальних даних [162] спостерігається не тільки для тонкостінних заготовок, але й при більш значних товщинах стінки, наприклад, до $t_0/r_0 = 0,5$, що розширює область застосування розробленої теоретичної моделі. Слід зазначити, про невелике розходження в довжині позаконтактних зон перед і за інструментом, але l_3 завжди більше l_1 .

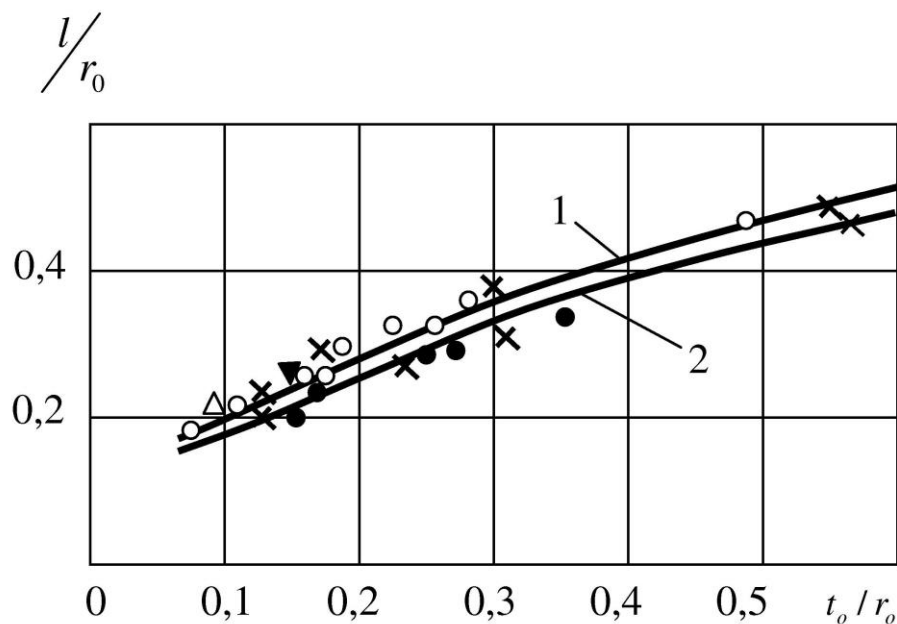


Рис. 3.3. Залежність довжини позаконтактних зон осередку деформації від товстостінності заготовки при кутах $\alpha = 2^\circ - 12^\circ$; натяг на елемент

$a/d_0 = 0,0125 - 0,0375$; 1 – в.з. за інструментом; 2 – в.з. перед інструментом

дані експерименту [1]: \circ – сплав АК6; Δ – сталь 10; \blacktriangledown – Ст3; \bullet – сталь 30ХНМА; \times – сталь 20

На рис. 3.4 показана розрахункова й експериментальна залежності довжини контакту l_k від ступеня товстостінності заготовки при різних натягах і кутах конусності інструмента. Добре співпадання розрахункових і експериментальних даних спостерігається до значень критичної товщини стінки $t_{кр}/r_0$, при якій, згідно роботи [162], контактний тиск досягає критичної величини – $q_{кр}$, яку О.А. Розенбергом запропоновано розглядати як фізичну константу оброблюваного матеріалу. При наявності $q_{кр}$ спостерігається поява локальної зони пластичного деформування. Це приводить до утворення додаткового «напливу» у зоні контакту, що, природно, викликає її збільшення l_k .

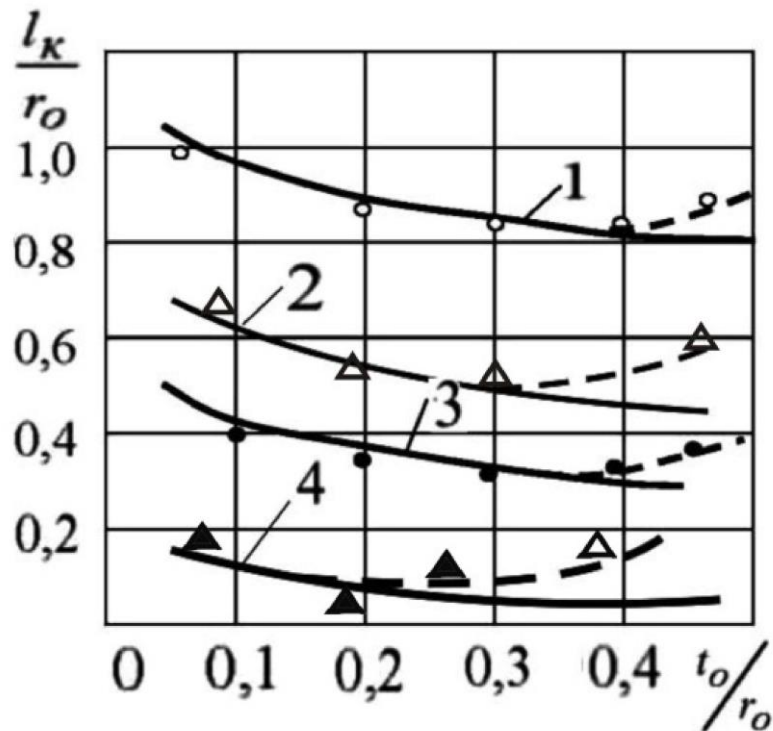


Рис. 3.4. Залежність довжини контакту від товщини стінки заготовки із сталі 20 HB1,25 ГПа: Розрахунок 1 – $\alpha=2^\circ a/d_0 = 0,0375$, 2 – $\alpha = 2^\circ a/d_0 = 0,025$, 3 – $\alpha = 4^\circ a/d_0 = 0,0375$, 4 – $\alpha=4^\circ a/d_0 = 0,025$. Експеримент - $\circ \bullet \Delta \blacktriangle$

Розглянемо вплив режимних факторів на l_k і висоту позаконтактної зони $h_{в.з}$ (рис. 3.5, а). Як показали розрахунки по розробленій моделі, висота позаконтактної зони $h_{в.з}$ практично не залежить від натягу. З виразу 3.19 при $z = l_1$ ця висота

дорівнює $h_{в.з} = 5/8 l_1 \text{tg}\alpha$ і залежить від товстостінності заготовки й кута α . Як слідує з рис. 3.5, а і виразів 3.3 і 3.4:

$$l_k = l_0 - \Delta l = \frac{a}{2 \sin \alpha} - \frac{5 l_1}{8 \cos \alpha}. \quad (3.59)$$

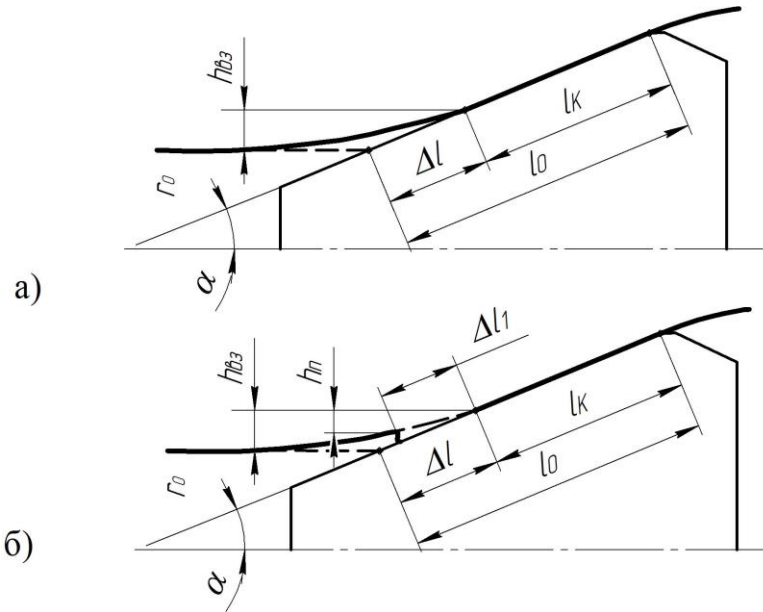


Рис. 3.5. Схеми осередку деформації при ДПР: а – без врахування висоти напливу; б – з врахуванням висоти напливу

Відповідно до виразу 2.1 $l_1 = 0,61 l_0^{0,54} r_0^{0,46}$, тоді

$$l_k = \frac{a}{2 \sin \alpha} - \frac{3,06 l_0^{0,54} r_0^{0,46}}{8 \cos \alpha}, \quad (3.60)$$

а графік залежності (3.60) має вигляд прямої (рис. 3.6).

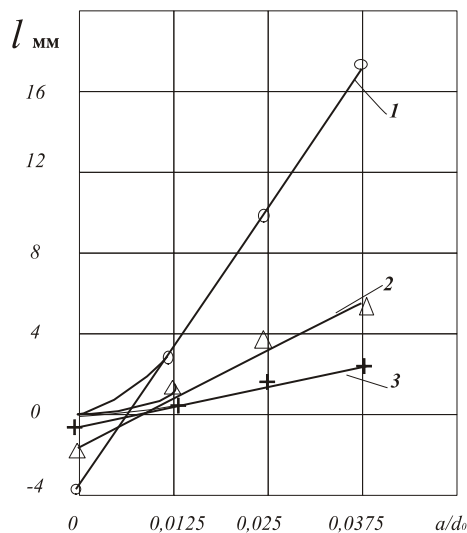


Рис. 3.6. Залежність довжини контакту від натягу при обробці заготовок зі сталі 20 розмірами $t_0/d_0 = 0,15$ деформуючими елементами з кутом α : 1 – 2°, 2 – 4°, 3 – 12°

Розрахункові й експериментальні значення $l_k = f(a)$ (рис. 3.6) показали добре співпадання тільки при товстостінності $t_0 < t_{кр}$ і натягах та кутах α , не викликаючих появу критичного контактного тиску.

Як відомо [162], зі зменшенням натягу контактний тиск зростає. Тому реальна фізична взаємодія інструмента з виробом при малих натягах міняє схему осередку деформації, представлену на рис. 3.5, а. Підтвердимо це наступними міркуваннями. Оскільки $h_{в.з}$, а значить і Δl не залежить від натягу, те відповідно до залежності (3.59) при $\frac{a}{2} \rightarrow h_{в.з}$ довжина контакту буде прагнути до нуля.

У дійсності зменшення l_k веде до збільшення контактного тиску, що не може для конкретного матеріалу перевищити його граничного значення. Отже, фактично при досягненні l_k деякої малої величини, її зменшення припиняється за рахунок виникнення в контактній зоні помітної локальної пластичної деформації. Подібний факт відзначається в роботі [226]. За таких умов деформування величиною цієї локальної пластичної деформації знехтувати не можна, тому схема осередку деформації при наявності в зоні контакту тиску близького $q_{кр}$ починає відповідати рис. 3.5, б. У цьому випадку розрахунок l_k необхідно робити по залежності (3.61):

$$l_k = l_0 - \Delta l = \frac{a}{2 \sin \alpha} - \frac{h_{в.з}}{\sin \alpha} + \frac{h_{л}}{\sin \alpha}, \quad (3.61)$$

де $h_{в.з} = 5/8 l_1 \operatorname{tg} \alpha$. Тоді:

$$l_k = l_0 - \Delta l = \frac{a}{2 \sin \alpha} - \frac{3,06 l_0^{0,54} r_0^{0,46}}{8 \cos \alpha} + \frac{h_{л}}{\sin \alpha}. \quad (3.62)$$

Теоретично визначення висоти локальної пластичної деформації в зоні контакту утруднено, а її експериментальне знаходження можливо виходячи із графіка $l_k = f(t_0/d_0)$, наприклад, на рис. 3.4, де різниця між розрахунковими й експериментальними значеннями довжини контакту після точки мінімуму обумовлено наявністю складової $h_{л}/\sin \alpha$.

Слід зазначити, що в роботі [226] на підставі аналізу профілограм зони контакту, отриманих у широкому діапазоні зміни товстостінності й натягів для

виробів з кінцевою товщиною стінки, автори роблять важливий вивід про наявність зони локального пластичного деформування в деталях з кінцевою товщиною стінки. Вони стверджують, що для опису механіки локальних пластичних деформацій коректно використовувати відоме рішення [218] для визначення подібної області, що має місце при деформуванні виробів з нескінченною товщиною стінки.

Тому наявність цієї зони приводить до того, що при малих натягах залежність $l_k = f(a)$, описувана виразом (3.59), змінюється й має нелінійну ділянку, описувану виразом (3.61) і представлена на рис. 3.6. Тут також враховано, що при $a = 0$, $l_2 = 0$.

Як слідує із залежності (3.59), при екстраполяції значень довжини контакту (рис. 3.6, криві 1, 2, 3) на вісь ординат одержимо значення Δl , що є різницею між геометричною й фактичною довжинами контакту.

Експеримент (рис. 3.7) показав, що значення Δl залежить від товстостінності заготовки й кута α , причому зі збільшенням товстостінності значення Δl знижується, що вказує на ріст фактичної довжини контакту.

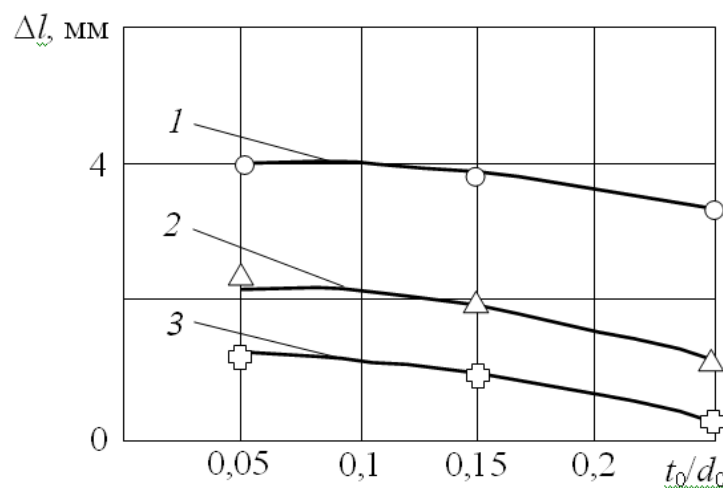


Рис. 3.7. Залежність параметра Δl від товстостінності при обробці заготовок зі сталі 20 деформуємими елементами з кутом α : 1 – 2° , 2 – 4° , 3 – 12°

Про подібний факт свідчать дані, наведені на рис. 3.4, де перегин кривої $l = f(t_0)$ залежить від факторів, що впливають на контактний тиск, а саме натягу на елемент і кута α .

Як слідує з робіт [105, 111], зона локального пластичного деформування спостерігається й при деформуванні заготовок із малопластичних матеріалів, які звичайно деформуються з малими натягами.

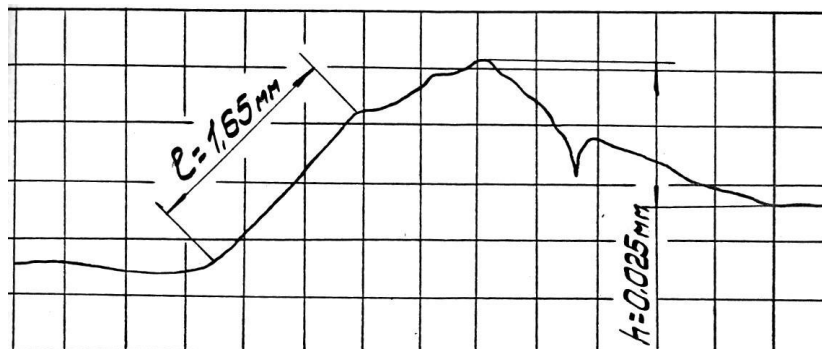


Рис. 3.8. Профілограма контактної зони при обробці заготовки із чавуну СЧ20 розмірами $t_0/d_0=0,7$ з натягом $a/d_0 = 0,0004$, $\Sigma a/d_0 = 0,39$ мм, кут $\alpha = 4^\circ$ (вертикальне збільшення $\times 1000$, горизонтальне – $\times 20$)

Про цей факт свідчать дані на рис. 3.8, де наведена профілограма, на якій чітко видно ділянку контакту довжиною 1,65 мм і профіль зони локальної пластичної деформації висотою $h = 0,025$ мм. Отже, незалежно від оброблюваного матеріалу, режимів протягування наявність у контактній зоні високого гідростатичного тиску і напруженого стану, близького до всебічного стиску, приводить до появи на початку зони контакту помітної ділянки локальної деформації, що знижує висоту позаконтактної зони й збільшує довжину контакту. При цьому, висота напливу залежить від товстостінності заготовки й змінюється від незначних значень при $t_0/d_0 \approx 0,1$ до досить значних величин при деформуванні заготовок із товщиною стінки близької до нескінченної ($t_0/d_0 = 1$).

Розглянемо вплив оброблюваного матеріалу на довжину контакту. Раніше в роботі [162] було висловлене положення про незалежність довжини контакту від оброблюваного матеріалу. Як показали наведені матеріали, це справедливо при визначенні l_k відповідно до варіанту, представленому на рис. 3.5, а. У цьому випадку довжина контакту розраховується по залежності (3.59) і виходячи з неї визначається висота позаконтактної зони. Параметри цієї зони, згідно даним [91],

практично не залежать від оброблюваного матеріалу, а деформаційне зміцнення практично не впливає на неї.

У іншому випадку, коли роздача заготовки відбувається при наявності в зоні контакту критичного контактного тиску (рис. 3.5, б), розрахунок довжини контакту варто вести по залежності (3.61). Вхідні в цей вираз значення h_b залежить від пластичних властивостей оброблюваного матеріалу, а саме, чим вище пластичні властивості матеріалу, тим більше висота напливу $h_{л}$, що виникає в локальній зоні пластичного деформування. Це положення підтверджують експериментальні дані, наведені в таблиці 3.1. Дані являють собою геометричну й фактичну довжину контакту і їхнє відношення при роздачі заготовок близьких до нескінченної товщини стінки. Значення довжини контакту для сталей запозичені з роботи [162].

Таблиця 3.1

Значення довжини контакту для різних матеріалів

№	Матеріал заготовки	Твердість, МПа	Натяг на елемент a_{ϕ} , мм	Довжина контакту		l_k/l_0
				геометрична l_0 , мм	фактична l_k , мм	
1.	сталь 10	1100	0,05	0,36	1,92	5,3
2.	сталь 38ХМЮА	3000	0,05	0,36	0,6	1,65
3.	сталь 40ХНМА	3100	0,1	0,48	0,87	1,8
4.	чавун СЧ20	1700	0,05	0,36	0,5	1,38

З таблиці 3.1 слідує, що при роздачі заготовок із товщиною стінки, близької до нескінченної, довжина контакту явно залежить від оброблюваного матеріалу. Очевидно, превалюючий вплив висоти напливу, утвореного в локальній зоні пластичного деформування, на довжину контакту. Так, при роздачі заготовки із пластичної сталі 10 фактична довжина контакту l_k у кілька разів перевершує геометричну l_0 . У той же час при роздачі заготовки з такого малопластичного матеріалу як чавун $l_k \approx l_0$. Отже, при розвиненій пластичній течії, що має місце при деформуванні заготовок із товщиною стінки, близької до нескінченної, довжина контакту при постійному натягу визначається тільки властивостями оброблюваного

матеріалу. Цим і пояснюється відомий факт [225] незалежності довжини контакту від кута α при деформуванні заготовок із нескінченною товщиною стінки.

Отже, розрахунок довжини контакту залежно від наявності критичного контактного тиску необхідно робити по одній із двох моделей осередку деформації, наведених на рис. 3.5.

При роздачі одиночними деформуючими елементами управляти необхідним рівнем контактних навантажень, які дозволяють реалізувати необхідний варіант схеми осередку деформації при заданій товстостінності заготовки, можна тільки такими технологічними факторами як натяг на елемент і кут α .

На рис. 3.9 наведені характерні залежності потужності пластичних деформацій у контактній зоні W_2 й у позаконтактних W_1 і W_3 від параметра осьової деформації K . Як видно, зміна потужності в контактній зоні має чітко виражений мінімум при $K = 0,5$, що співпадає з даними В.Л. Колмогорова [57], отриманими при безоправним волочінні труб через матрицю, а також з теоретичними дослідженнями А.А. Ілюшина [44].

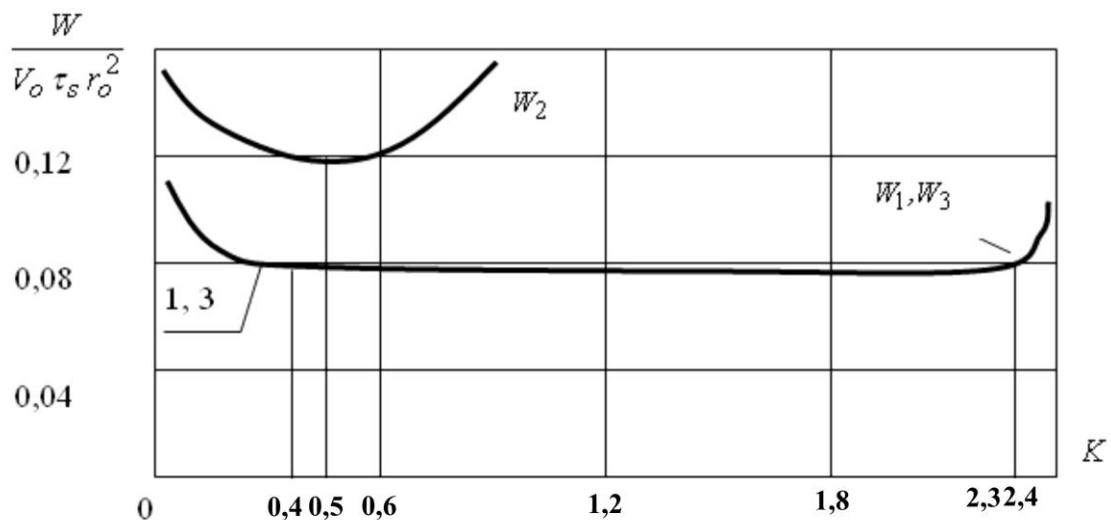


Рис. 3.9. Залежність потужності пластичної формозміни в контактній зоні (2) і у позаконтактних зонах (1,3) від параметра осьової деформації K при $\alpha=2^\circ$,

$$t_0/r_0=0,4$$

А от потужності у позаконтактних зонах, які приблизно рівні, такого явно вираженого мінімуму не мають. Їх мінімальне значення досягається в широкому діапазоні зміни параметра K – від 0,5 до 2,3. У роботі [91] була розглянута модель

для окремо взятої позаконтактної зони, за допомогою якої було отримане значення $K \approx 2,2$.

З отриманого теоретичного результату можна зробити дуже важливий висновок про фізичну сутність даного явища. У контактній зоні течія матеріалу жорстко визначена геометрією інструмента, що приводить до чітко вираженого мінімуму W_2 при $K = 0,5$, отже, тут процес деформування носить стійкий характер.

У позаконтактних зонах, де матеріал не контактує з інструментом, і де мінімум W_1 і W_3 відповідає широкому діапазону значень параметра осьової деформації K , процес деформування носить явно виражений нестійкий характер, оскільки кінематичні параметри в цих зонах мають більше число ступенів свободи. При цьому навіть незначні зовнішні збурювання процесу (похибки геометрії заготовки, неоднорідність властивостей її матеріалу, технологічні похибки системи верстата і інші випадки нестационарності процесу) підсилюють явище нестійкості течії у позаконтактних зонах, що на практиці приводить до утворення досить значних похибок оброблених виробів. Найбільш несприятливими є збурювання, які викликають відхилення від осесиметричного деформування, що приводить до появи таких видів похибок, як некруглість отвору, кривизна осі обробленої деталі та ін.

Вертаючись до вищевикладеного, можна відзначити, що осередок деформації включає зону контакту зі стійкою течією матеріалу й дві позаконтактні зони, де має місце нестійкість течії матеріалу. Природно, що співвідношення довжини цих ділянок у загальному розмірі осередку деформування, істотно відіб'ється на утворенні похибок. Розглянемо вплив кута α на зміну довжини контакту.

З рис. 3.10 слідує, що зі збільшенням α \bar{l}_2 різко знижується. У свою чергу зміна α практично не впливає на довжину позаконтактних зон (рис. 3.3). Отже, зростання значення α приводить до різкого збільшення частки довжини позаконтактних зон l_1 і l_3 в загальній довжині осередку деформування. Тому перерозподіл співвідношення розмірів контактної ділянки й позаконтактних зон на користь останніх, яке викликане ростом α , тільки підсилює явище нестійкості течії матеріалу. Отже, ріст кута α повинен привести до збільшення похибок обробки.

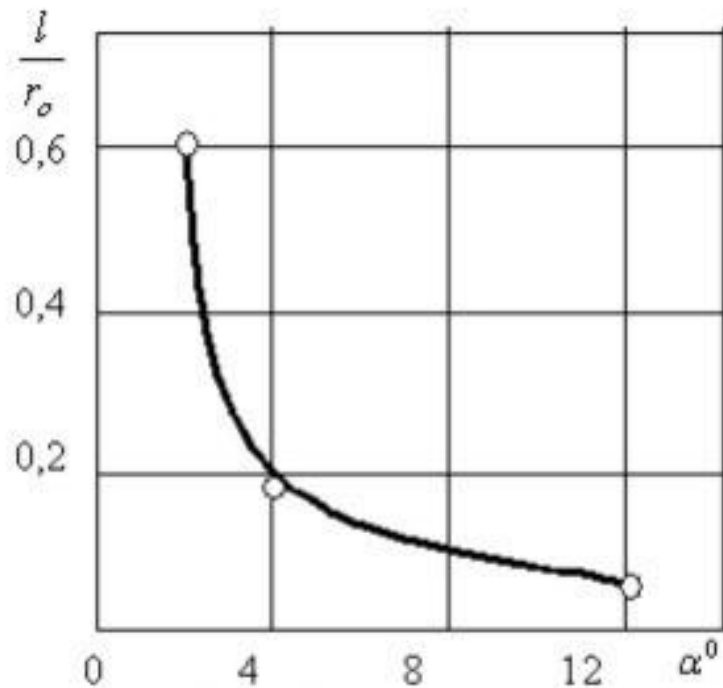


Рис. 3.10. Залежність довжини контакту від кута α при натягу $a/d_o = 0,025$, товстостінності заготовки $t_0/d_o = 0,05$, експеримент – \circ

Таким чином, аналіз механіки течії у осередку деформації при ДПР дозволив встановити, що у позаконтактних зонах течія матеріалу має нестійкий характер. Це в сполученні із зовнішніми збурюваннями технологічного процесу приводить до того, що інтенсивне утворення похибок відбувається у позаконтактних зонах осередку деформації.

3.4. Аналіз енергетичних параметрів осередку деформації

Розглянемо зміну загальної потужності, а також її складових залежно від режимів деформування й геометрії інструмента. Розрахунки виконувалися для безрозмірних потужностей відповідно до методів теорії подібності [88, 109]:

$$\bar{W} = \frac{W}{\tau_s V_0 r_0^2}; \quad \bar{W}_{\text{тп}} = \frac{W_{\text{тп}}}{\tau_s V_0 r_0^2}; \quad \bar{W}_{\text{в.з}} = \frac{W_{\text{в.з}}}{\tau_s V_0 r_0^2}.$$

З рис. 3.11, а слідує, що зі збільшенням кута α загальна потужність деформування зростає. Інтенсивність її росту збільшується зі збільшенням товстостінності оброблюваних заготовок.

Ріст натягу також приводить до збільшення W (рис. 3.11, б). Потужність, витрачена на деформування позаконтактних зон $\bar{W}_{в.з.}$, також зростає зі збільшенням кута α і товстостінності заготовки (рис. 3.12). Апроксимацією розрахункових даних отримана залежність (3.63), зручна для практичного використання:

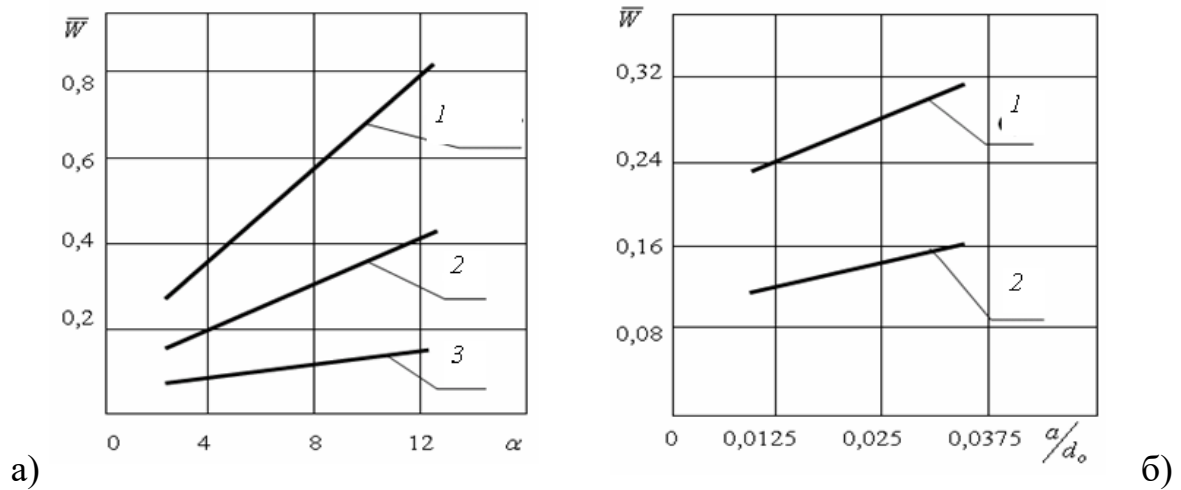


Рис. 3.11. Залежність \bar{W} від а) кута α при $a/d_0 = 0,025$, t_0/r_0 : 1 – 0,3; 2 – 0,2; 3 – 0,1;

б) від натягу a/d_0 при t_0/r_0 : 1 – 0,2; 2 – 0,1

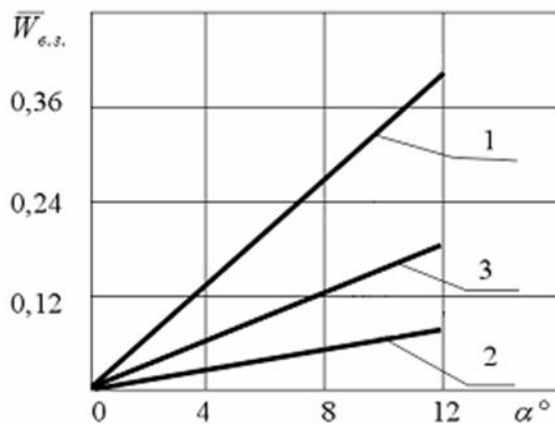


Рис. 3.12. Залежність $\bar{W}_{в.з.}$ від кута α при натягу $a/d_0 = 0,025$ t_0/r_0 : 1–0,3; 2–0,2;

3– 0,1

$$\bar{W}_{в.з.} = [0,24 \left(\frac{t_0}{r_0} \right)^2 + 0,034 \frac{t_0}{r_0}] \alpha. \quad (3.63)$$

Слід зазначити, що $\bar{W}_{вз}$ практично не залежить від натягу на елемент.

Характер зміни $\bar{W}_{тр}$ від α (рис. 3.13, а) однаковий для всіх товщин стінок. Найбільше значення $\bar{W}_{тр}$ спостерігається в області малих кутів $0 < \alpha \leq 2^\circ$, що пояснюється підвищеними значеннями площі контакту й коефіцієнта тертя для таких умов деформування. При підвищенні кута α $\bar{W}_{тр}$ знижується й після досягнення значення $\alpha=4^\circ$ величина $\bar{W}_{тр}$ стабілізується й практично не залежить від α .

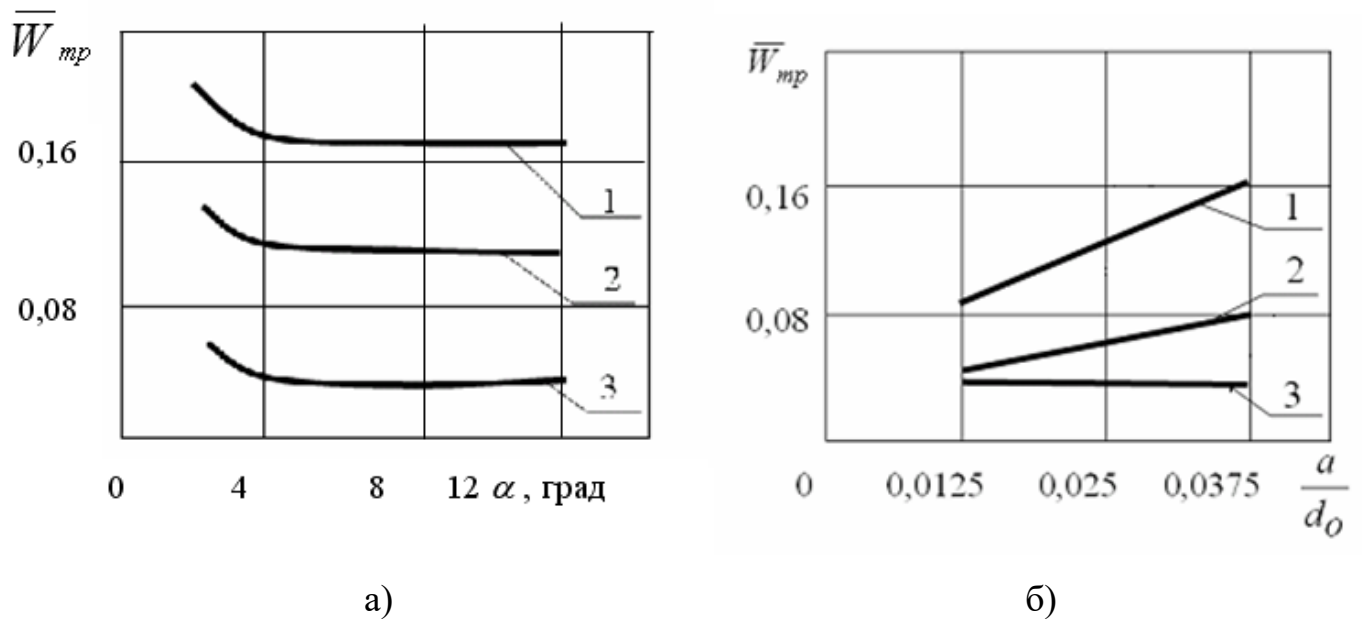


Рис. 3.13. Залежність $W_{тр}$: а) від кута α , при натягу $a/d_0 = 0,025 t_0/r_0$: 1 – 0,3; 2 – 0,2; 3 – 0,1; б) від натягу при куті $\alpha = 2^\circ$, t_0/r_0 : 1 – 0,2; 2 – 0,1; 3 – при куті $\alpha = 12^\circ$, $t_0/r_0 = 0,1$

З ростом натягу $\bar{W}_{тр}$ збільшується (рис. 3.13, б), що пояснюється збільшенням площі контакту [162], зниженням контактних тисків і, як наслідок цього, підвищенням коефіцієнта тертя. Такий характер залежності $\bar{W}_{тр} = f(a/d_0)$ справедливий для малих кутів $\alpha \leq 4^\circ$. При більших кутах α $\bar{W}_{тр}$ практично не залежить від натягу (мал. 3.13, б), що пояснюється досягненням у зоні контакту високого контактного тиску, що забезпечують практично незалежність коефіцієнта тертя від натягу.

Розглянемо зміну енерговитрат на ділянці контакту W_2 . Вони збільшуються з ростом натягу й товстостінності заготовки (рис. 3.14). Ріст натягу збільшує довжину контакту l_2 , а збільшення товстостінності – об'єм деформованого матеріалу на контактній ділянці.

Зі збільшенням кута α значення W_2 знижується (рис. 3.14), що пояснюється різким зниженням площі контакту l_2 (рис. 3.9), що приводить до підвищення контактного тиску, а це викликає зниження коефіцієнта тертя.

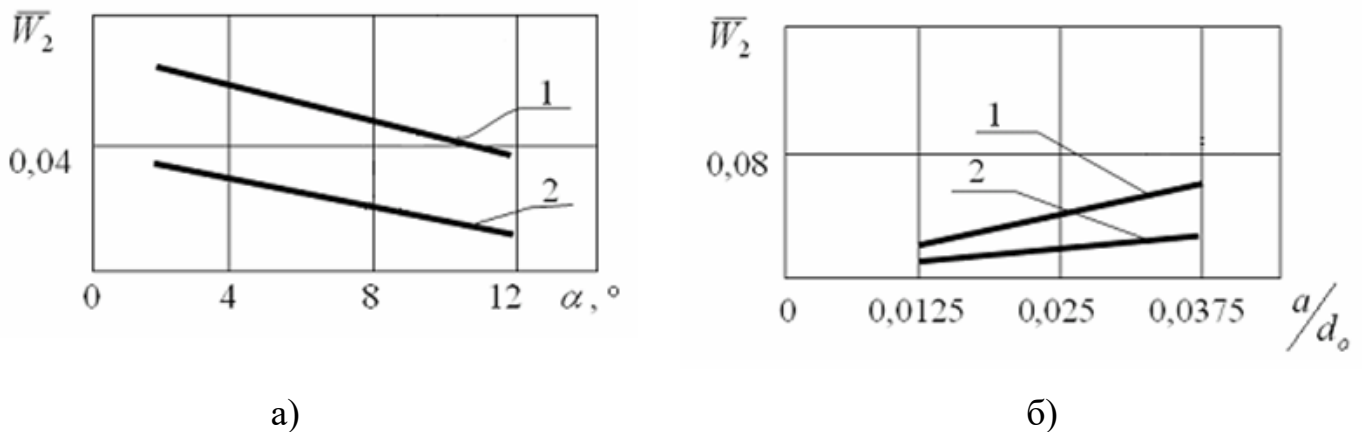


Рис. 3.14. Залежність \bar{W}_2 : а) від кута α , при натягу $a/d_0 = 0,025 \ t_0/r_0$: 1 – 0,2; 2 – 0,1; б) від натягу a/d_0 при куті $\alpha = 4^\circ$, t_0/r_0 : 1–0,2; 2–0,1

Для більш чіткого представлення про відносну зміну розглянутих складових потужності $\bar{W}_{тр}$, \bar{W}_2 , $\bar{W}_{в.з}$ представимо їхню зміну в залежності від кута α у відношенні до загальної потужності \bar{W} (рис. 3.15).

Видно, що зі збільшенням α значення $\frac{\bar{W}_{тр}}{\bar{W}}$ монотонно убуває, причому ця зміна практично не залежить від товстостінності заготовки. Раніше в роботі [162] відзначалося, що при $\alpha = 4^\circ$ частка роботи тертя практично не залежить від натягу й діаметра отвору. Проаналізуємо залежність $\frac{\bar{W}_{тр}}{\bar{W}}$.

Шлях тертя $L_{тр}$, на якому сила тертя $F_{тр}$ робить роботу, пов'язаний з довжиною заготовки очевидним співвідношенням (рис.3.1)

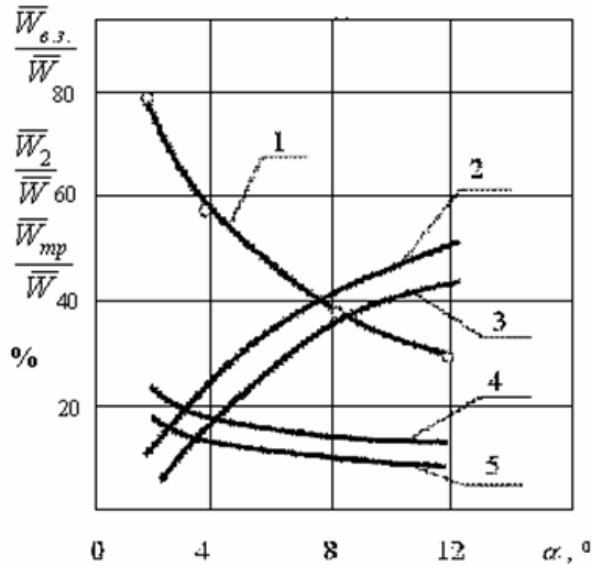


Рис. 3.15. Залежність зміни відносної потужності від кута α при натягу $a/d_0 = 0,0375$:

$1 - \bar{W}_{mp}; \bar{W}_{6.3}$ при t_0/r_0 : 2 – 0,2; 3 – 0,1; \bar{W}_2 при t_0/r_0 : 4 – 0,1; 5 – 0,2; точками на криву 1 нанесені дані аналітичного розрахунку

$$\frac{L}{L_{тр}} = \frac{l_2}{l_K} = \cos \alpha . \tag{3.64}$$

Тоді:

$$A_{тр} = \frac{F_{тр} L}{\cos \alpha} , \text{ а } W_{mp} = \frac{F_{mp} V_0}{\cos \alpha} . \tag{3.65}$$

Повна потужність:

$$W = QV_0 . \tag{3.66}$$

Представимо осьову силу Q наступною залежністю [162]:

$$Q = F_{тр} \cos \alpha + N \sin \alpha . \tag{3.67}$$

де N – сила нормальна до поверхні інструмента.

Тоді:

$$\frac{\bar{W}_{тр}}{\bar{W}} = \frac{F_{тр}}{\cos \alpha (F_{тр} \cos \alpha + N \sin \alpha)} . \tag{3.68}$$

Розділимо чисельник і знаменник правої частини вираження (3.68) на N й з

огляду на, що $\frac{F_{тр}}{N} = f$, остаточно отримаємо:

$$\frac{\overline{W}_{\text{тр}}}{\overline{W}} = \frac{f}{\cos \alpha (f \cos \alpha + \sin \alpha)}. \quad (3.69)$$

Таким чином, як слідує з виразу (3.69), частка потужності тертя в загальній потужності, витраченої на деформування заготовки, визначається тільки величиною f й значенням кута α . Порівняння значень $\frac{\overline{W}_{\text{тр}}}{\overline{W}}$, отриманих за результатами моделювання й відповідно розрахунку по залежності (3.69), показало їх співпадання (рис. 3.15). При малих кутах α і високих значеннях коефіцієнта тертя потужність сил тертя може досягати до 80% від загальної потужності. У той же час при більших α і низьких значеннях f відношення $\frac{\overline{W}_{\text{тр}}}{\overline{W}}$ знижується до 20%.

Частка потужності, витрачена на деформування у позаконтактних зонах, зростає зі збільшенням кута α . Для неї спостерігається вплив товщини стінки, з її збільшенням $\frac{\overline{W}_{\text{в.з}}}{\overline{W}}$ зростає.

Як показали дані математичного моделювання і результати приведені в роботі [115], частка потужності, витраченої на утворення позаконтактних зон, може змінюватися від 7 до 60% загальної потужності.

Частка потужності деформування на контактній ділянці зменшується зі збільшенням товщини стінки й натягу. Її величина може змінюватися в межах від 5 до 25% загальної потужності.

На підставі вищенаведених даних можна визначити шляхи мінімізації енергетики процесу, через зміну технологічних факторів, що впливають на її складові.

Одним зі шляхів зниження $W_{\text{тр}}$ є зменшення коефіцієнта тертя f , що здійснюється застосуванням технологічних змащень із високими антифрикційними властивостями [65, 154].

Величину $W_{\text{тр}}$ також можна зменшити за рахунок зниження довжини контакту – l_2 [115]. На зниження l_2 впливають: збільшення кута α (рис. 3.10), а також зменшення натягу на елемент. Останнє можна реалізувати, виконуючи необхідну

деформацію не одним деформуючим елементом, а групою. У свою чергу обробка заготовки групою елементів, що одночасно здійснюють деформування, дозволяє впливати на площу контакту за рахунок сполучення зон позаконтактної деформації сусідніх елементів одночасно здійснюючих процес роздачі. Розглянемо це положення більш докладно.

На рис 3.16 представлена залежність довжини контакту від зміни взаємного розташування деформуючих елементів з різними кутами α . При деформуванні з відстанню $L - l_0 \geq l_3$, довжина контакту на кожному елементі групи приблизно однакова й практично відповідає довжині контакту при обробці одиничними деформуючими елементами. При $L - l_0 < l_3$ довжина контакту на кожному з елементів починає зменшуватися, досягаючи свого мінімуму на другому елементі групи при $L - l_0 = l_1$, тобто при максимальному сполученні зон позаконтактної деформації. На першому елементі групи такого мінімуму не спостерігається, тому що основну деформацію починає виконувати другий елемент групи.

Мінімум сумарної довжини контакту також відповідає відстань $L - l_0 = l_1$.

Вплив кута α на зниження довжини контакту при сполученні зон позаконтактної деформації показано на (рис. 3.17), з якого слідує, що інтенсивність зниження l зростає зі зменшенням кута α . Це дозволяє значно збільшити контактні тиски, при обробці малими кутами α , що приводить до зниження коефіцієнта тертя.

Потужність на контактній ділянці W_2 при заданій ступені деформації й розмірах заготовки можна знизити тільки зменшенням довжини контакту [115]. Це, як відзначалося вище, досягається збільшенням кута α , зниженням натягу на елемент, а також сполученням зон позаконтактної деформації.

Потужність деформування у позаконтактних зонах ($W_1 + W_3$) можна істотно знизити зменшенням кута α , що слідує з виразу (3.63), а також сполученням зон позаконтактної деформації. Проілюструємо це положення наступними експериментальними даними.

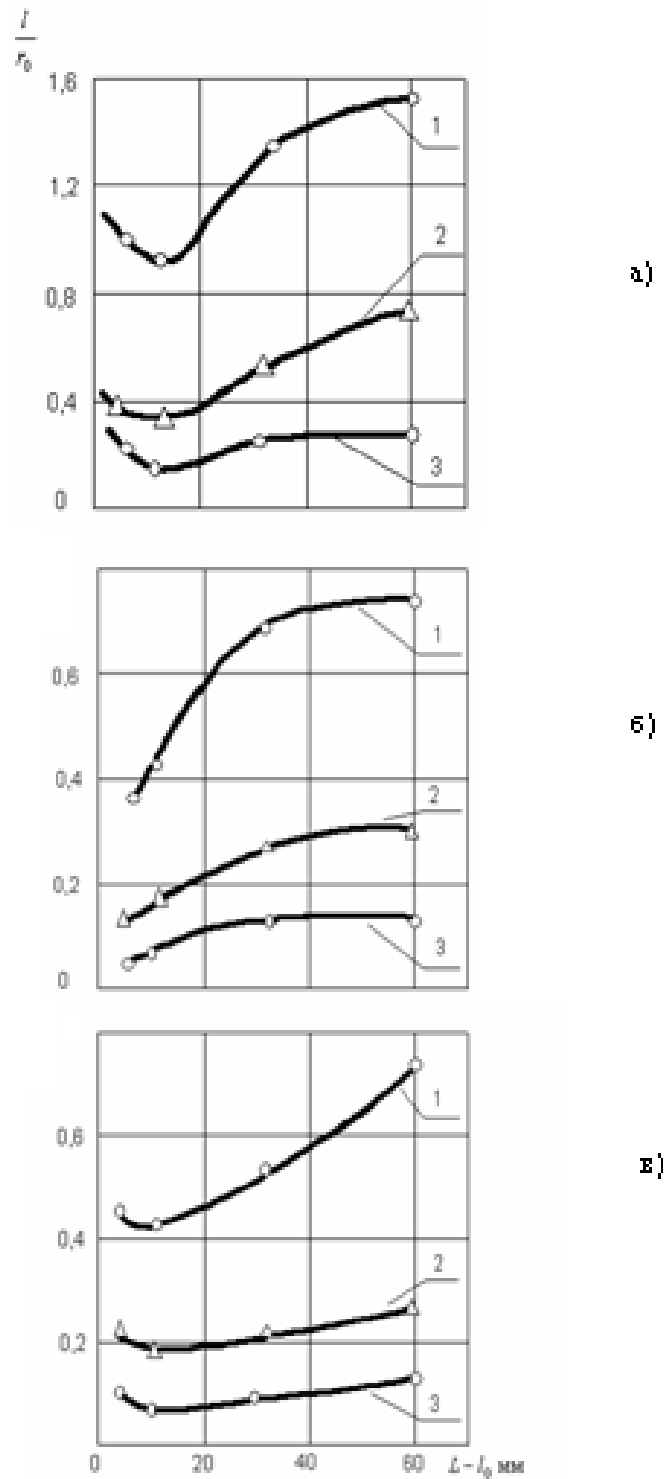


Рис. 3.16. Залежність довжини контакту l/r_0 від зміни відстані $L-l_0$ в групі із двох деформуючих елементів при обробці заготовок зі сталі 20, НВ1,25 ГПа розмірами $t_0/d_0 = 0,253$ натягом на елемент $a/d_0 = 0,0375$, змащення сульфифрезол, при кутах α : 1 – 2° , 2 – 4° , 3 – 12° ; а) сумарна; б) на першому елементі; в) на другому елементі

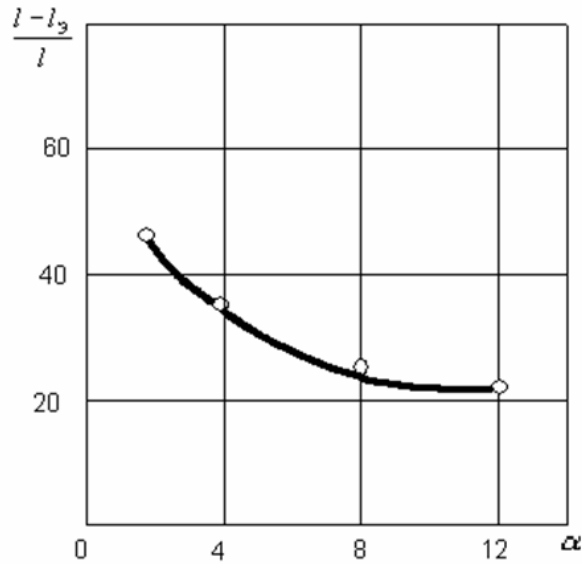


Рис. 3.17. Залежність відносного зниження довжини контакту при сполученні зон позаконтактної деформації в групі із двох деформуючих елементів від кута α при натягах на елемент $a/d_o = 0,0375$

На рис. 3.18, представлена зміна сумарної потужності при обробці групою елементів з різними кутами α . При зміні відстані $L-l_0$ від l_3 до l_1 потужність монотонно знижується. Слід зазначити, що при заміні групи елементів одним, що здійснює загальну деформацію, потужність, витрачена на деформування, мінімальна [115]. Подібні результати отримані при обробці заготовок із різних матеріалів групою елементів з кутами $\alpha = 4^\circ$ [91].

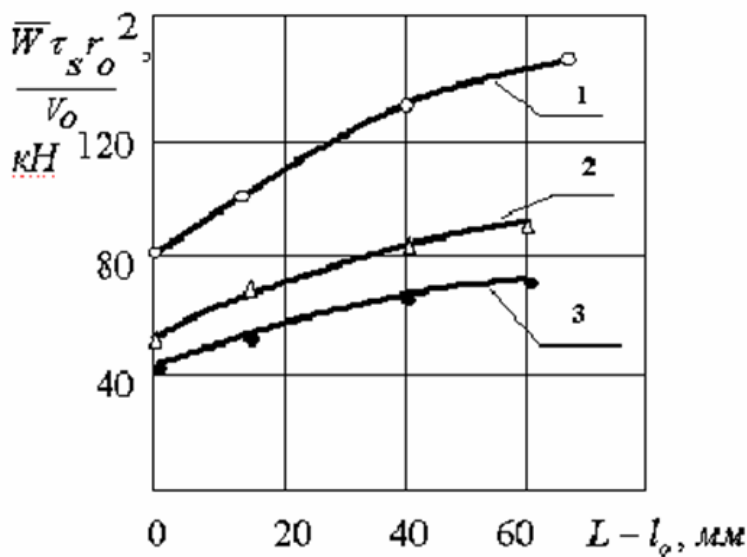


Рис. 3.18. Залежність сумарної потужності деформування заготовки від зміни $L-l_0$ при обробці групою із двох елементів з натягом на елемент $a/d_o = 0,0375$, з товщиною стінки $t_o/d_o = 0,25$ матеріал сталь 20, $HV_{1,25} = 1,25$ ГПа, кут α : 1 – 12° ; 2 – 4° ; 3 – 2° .

Зниження загальної потужності при зміні $L-l_0$ обумовлено зниженням кожної зі складових, однак найбільше істотно знижується $\overline{W}_{в.з}$. Це ілюструється даними (рис. 3.19), де зниження енерговитрат $\left(\frac{W-W_э}{W}\right)$ при сполученні зон позаконтактної деформації, росте зі збільшенням кута α . Ріст кута α збільшує частку $W_{в.з}$ в загальних енерговитратах (рис. 3.15), що й приводить до росту економії енерговитрат зі збільшенням α .

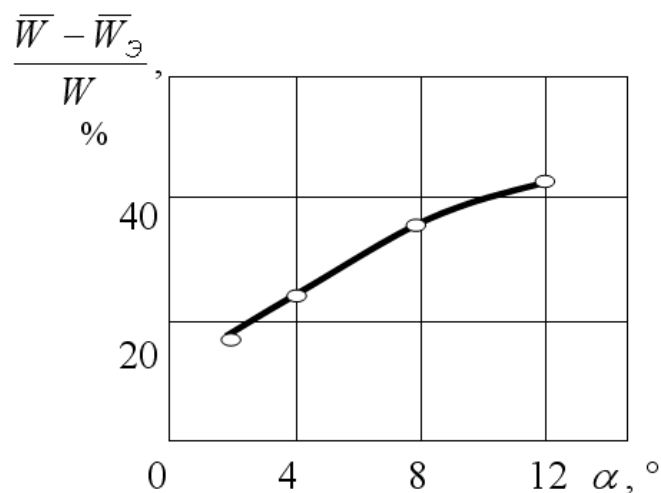


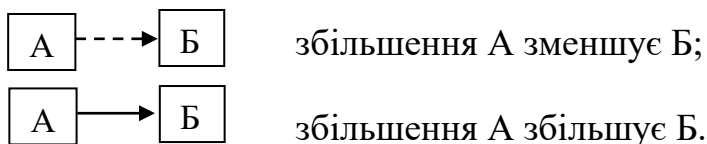
Рис. 3.19. Залежність щодо зниження потужності деформування заготовки від кута α при обробці заготовки з товщиною стінки $t_0/d_0 = 0,25$ матеріал сталь 20, HB1,25 ГПа групою із двох елементів з натягом на елемент $a/d_0 = 0,0375$

Може виникнути припущення про те, що найбільш вигідна ситуація з позицій мінімізації потужності виникає при заміні групи елементів одним, тобто при $L-l_0 = 0$. Однак при формуванні необхідних параметрів якості поверхневого шару: глибини й ступені наклепу, параметрів шорсткості, запасу ресурсу пластичності [218], а також точності (див. розділ 6), обробка групою елементів набагато ефективніше, ніж деформування одним елементом, що здійснює сумарну деформацію групи. Тому вибір варіанта обробки за критерієм мінімізації енерговитрат повинен урахувати вимоги до якості обробленої деталі.

Представимо шляхи мінімізації енерговитрат на процесі у вигляді схеми (рис. 3.20). Він дозволяє залежно від наявного встаткування, розмірів заготовки й технічних вимог до деталей мінімізувати енерговитрати на процес.



Рис. 3.20. Схема впливу технологічних факторів на енерговитрати процесу



3.5. Висновки

1. Розроблено математичну модель осередку деформації при ДПР; перевірка її по найбільш важливих параметрах процесу: довжина позаконтактних зон, протяжність зони контакту показала вірогідність моделі.
2. Результати математичного моделювання дозволили зробити важливий висновок про особливості течії матеріалу у осередку деформації: у зоні контакту процес деформування носить стійкий характер, а у позаконтактних зонах змінюється й має явно виражений нестійкий характер.
3. Встановлено, що така нестійкість деформування в сполученні із впливом зовнішніх збурюючих факторів, приводить до того, що найбільш інтенсивне утворення похибок відбувається у позаконтактних зонах осередку деформації.
4. Показано, що довжину контакту необхідно розраховувати по двох схемах осередку деформації, що відрізняються між собою врахуванням впливу висоти напливу, що виникає в локальній зоні пластичного деформування:
 - при наявності в контактній зоні тиску, меншого критичного, використовується модель без врахування висоти напливу, при цьому спостерігається співпадання розрахункових значень із експериментом;
 - при досягненні контактним тиском критичних значень розрахунок довжини контакту необхідно виконувати по моделі, що враховує висоту напливу;
5. Показано, що вплив оброблюваного матеріалу на довжину контакту має місце тільки при досягненні в зоні контакту критичного тиску.
6. Вивчено вплив режимів протягування й геометрії інструмента на зміну загальної потужності формозміни, а також її складових: потужності тертя $\overline{W}_{тр}$, потужності утворення позаконтактних зон $W_{в.з}$, потужності деформування на ділянці контакту W_2 .

7. Встановлено, що частка потужності тертя в загальній потужності визначається тільки коефіцієнтом тертя й кутом інструмента α .
8. Вивчено вплив сполучення зон позаконтактної деформації на енерговитрати, а також на умови контактної взаємодії при роздачі заготовки елементами з різними кутами α , що дозволило оцінити вплив цих факторів на зниження енерговитрат.
9. Встановлено шляхи управління енерговитратами на процес через зміну технологічних факторів: кута α , натягу на елемент, коефіцієнта тертя, взаємного розташування деформуючих елементів у групі $(L-l_0)$, які впливають на її складові.

РОЗДІЛ 4. ДЕФОРМАЦІЇ ЗАГОТОВОК, ОБРОБЛЕНИХ ДПР

Як слідує з літературного огляду, при роздачі отвору деформуючими елементами заготовка пластично деформується, у результаті цього змінюються всі її розміри: відбувається збільшення зовнішнього й внутрішнього діаметрів, змінюється товщина стінки й довжина заготовки. При цьому існує цілий ряд питань, рішення яких вимагає врахування зміни розмірів заготовки в процесі її роздачі.

Існуючі літературні дані не дозволяють в повній мірі вирішити ці питання. Розроблена в розділі 3 теоретична модель осередку деформації при ДПР дозволяє розрахувати інтегральні характеристики формозміни для тонкостінних заготовок: ϵ_r , ϵ_φ , ϵ_z . Розглянемо розрахунок осьових деформацій за допомогою розробленої моделі.

Кінцева осьова деформація на окремій ділянці осередку деформації (деформація, накопичена в даному перерізі при проходженні деформуючого елемента через всю ділянку довжиною l з урахуванням виразів 3.10–3.13) дорівнює:

$$\Delta \epsilon_z = \int_l \frac{\xi_z}{V_z} dz = \int_l \frac{K \xi_\varphi}{V_z} dz.$$

У свою чергу, згідно 3.10 $\xi_\varphi = \frac{V_z r'}{r}$; то:

$$\Delta \epsilon_z = -K \int_l \frac{dr}{r}. \text{ Інтегруючи, одержимо } \Delta \epsilon_z = K \ln \frac{r_\kappa}{r_0}$$

З огляду на, що $\epsilon_\varphi < 0,1$ можна записати:

$$\Delta \epsilon_z = -K \frac{r}{r_0} = -K \Delta \epsilon_\varphi.$$

Кінцева осьова деформація заготовки $\epsilon_z = \Delta \epsilon_{z1} + \Delta \epsilon_{z2} + \Delta \epsilon_{z3}$ і буде дорівнювати:

$$\epsilon_z = K_1 \Delta \epsilon_{\varphi_1} + K_2 \Delta \epsilon_{\varphi_2} + K_3 \Delta \epsilon_{\varphi_3}. \quad (4.1)$$

Залежність (4.1) перевірялася експериментально. Три заготовки розмірами $d_0 = 40$ мм, $t_0 = 2$ мм деформувалися за схемою стиснення робочими елементами $d_3 =$

41,5 і кутами $\alpha = 2, 4$ і 8° . Результати розрахунку по моделі й дані експерименту наведені в таблиці 4.1

Таблиця 4.1

Осьові деформації оброблених заготовок

Кут α , град	Розрахунок							Експер.
	K_1	K_2	K_3	ε_{φ_1}	ε_{φ_2}	ε_{φ_3}	ε_z	$\varepsilon_z = \frac{\Delta l}{l_0}$
2	2,1	-0,5	2,1	0,0011	0,0375	0,0011	-0,0141	-0,0137
4	1,2	-0,5	1,2	0,0022	0,0375	0,0022	-0,0129	-0,0132
8	0,6	-0,5	0,6	0,005	0,0375	0,005	-0,0128	-0,0126

Як слідує з порівняння отриманих розрахункових і експериментальних даних ε_z , розроблену модель можна використовувати для визначення осьових деформацій. Однак, попередні експерименти [43] показали, що при збільшенні товщини стінки $t \geq t_{кр}$, укорочення заготовки переходить у подовження. Розроблена модель не дозволяє описати цей факт. Тому її можна використовувати тільки для визначення осьових деформацій заготовок, товстостінність яким менше критичної товщини стінки.

Складність опису об'ємного процесу пластичного деформування товстостінних заготовок [216] не дозволяє розробити математичну модель процесу роздачі ДПР. Тому для забезпечення єдності методологічного підходу й можливості порівняльного аналізу результатів досліджень у всьому діапазоні зміни товстостінності були обрані експериментальні методи вивчення механіки процесу з наступним їхнім аналізом на феноменологічному рівні. Як зазначено в роботах [43, 78, 107, 220], найбільш реально це здійснюється шляхом дослідження деформацій обробленої заготовки, деформованої в необхідному діапазоні режимів, геометрії інструмента, з різними схемами протягування, а також при варіюванні розмірів її поперечного перерізу.

4.1. Вплив геометрії інструмента й режимів протягування на деформований стан при обробці за схемою розтягнення

Розглянемо залежність, наведену на рис. 4.1.

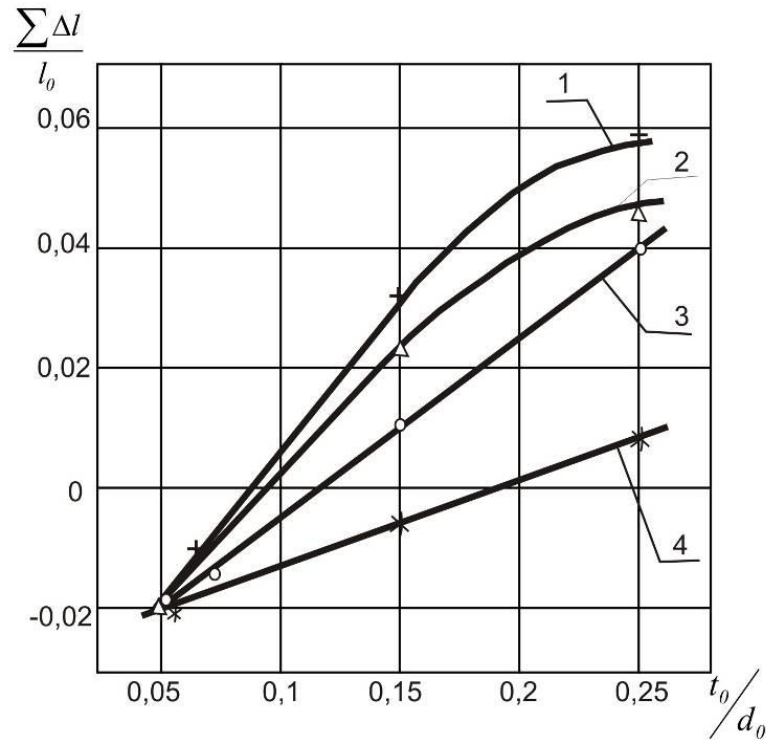


Рис. 4.1. Залежність осевої деформації від відносної товщини стінки: матеріал заготовки сталь 20, $d_0 = 40$ мм; $a/d_0 = 0.0125$ $\sum a/d_0 = 0.075$, кут α : 1– 12° ; 2– 8° ; 3– 4° ; 4– 2°

Залежність має дві характерних ділянки. На одній з ділянок спостерігається укорочення заготовки, що з ростом товщини стінки переходить у подовження. Величина подовження досить істотна й досягає при максимально рекомендованих деформаціях отвору [154] до 10% вихідної довжини заготовки. Якісно подібна картина спостерігається й при деформуванні заготовок із різними натягами на елемент (рис. 4.2-4.5), а також при роздачі заготовок із різних матеріалів, наприклад, сталь 45 (рис. 4.5-4.7).

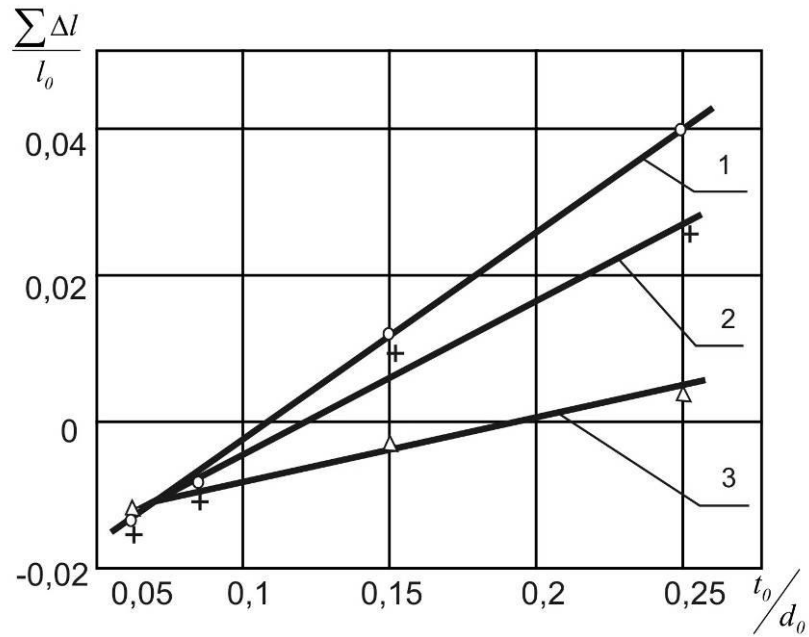


Рис. 4.2. Залежність сумарної осьової деформації від відносної товщини стінки: матеріал заготовки сталь 20, $d_0 = 40$ мм; $\sum a/d_0 = 0,075$ $\alpha = 4^\circ$; натяг на елемент a/d_0 : 1–0,0125; 2–0,025; 3–0,0375

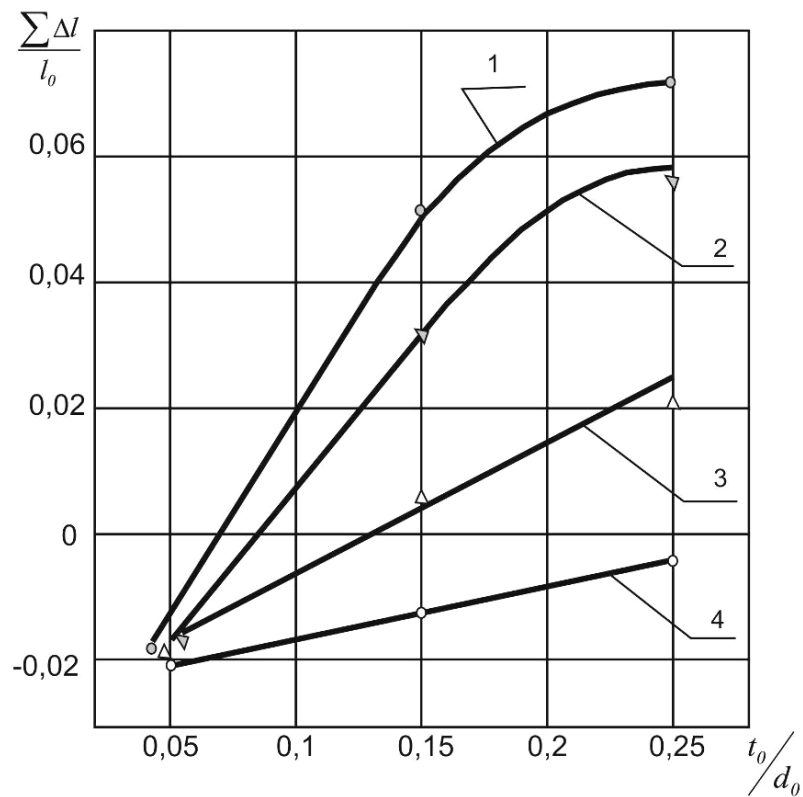


Рис. 4.3. Залежність осьової деформації від відносної товщини стінки: матеріал заготовки сталь 20, $d_0 = 40$ мм; $a/d_0 = 0,025$ $\sum a/d_0 = 0,075$, кут α : 1– 12° ; 2– 8° ; 3– 4° ; 4– 2°

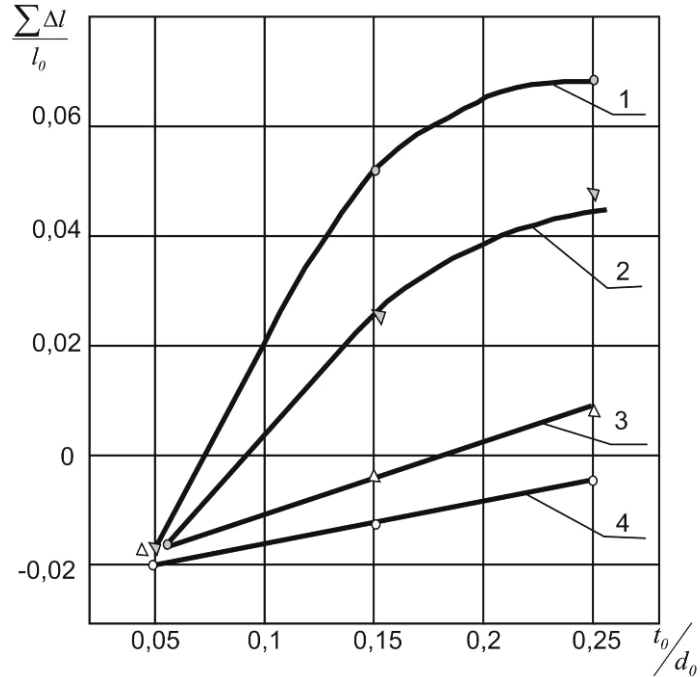


Рис. 4.4. Залежність осьової деформації від відносної товщини стінки: матеріал заготовки сталь 20, $d_0 = 40$ мм; $a/d_0 = 0,0375$ $\sum a/d_0 = 0,075$, кут α : 1– 12° ; 2– 8° ; 3– 4° ; 4– 2°

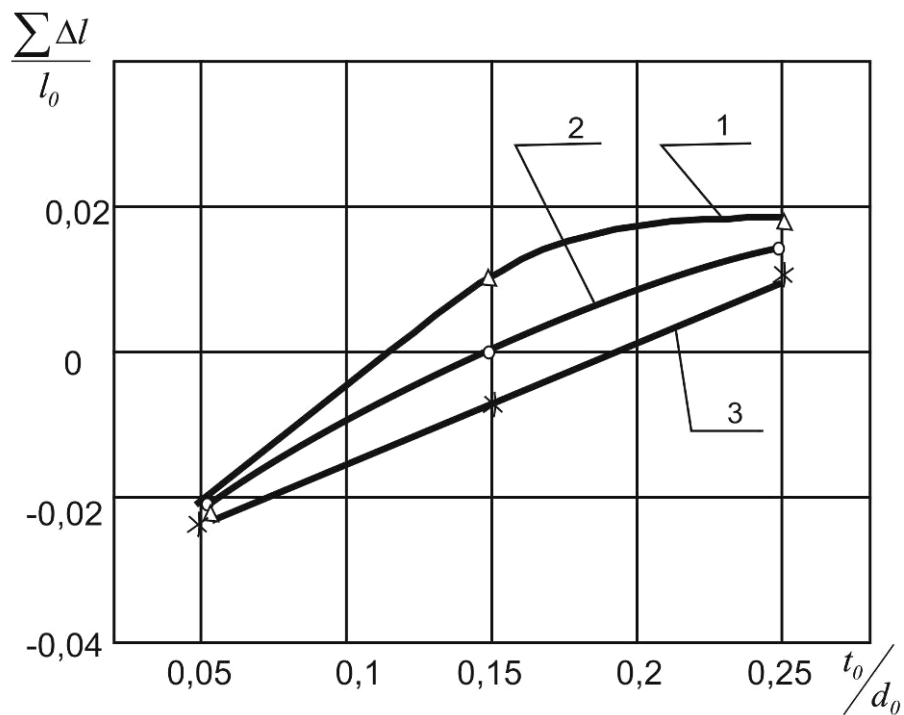


Рис. 4.5. Залежність осьової деформації від відносної товщини стінки: матеріал заготовки сталь 45, $d_0 = 40$ мм; $a/d_0 = 0,0125$ $\sum a/d_0 = 0,075$, кут α : 1– 12° ; 2– 4° ; 3– 2°

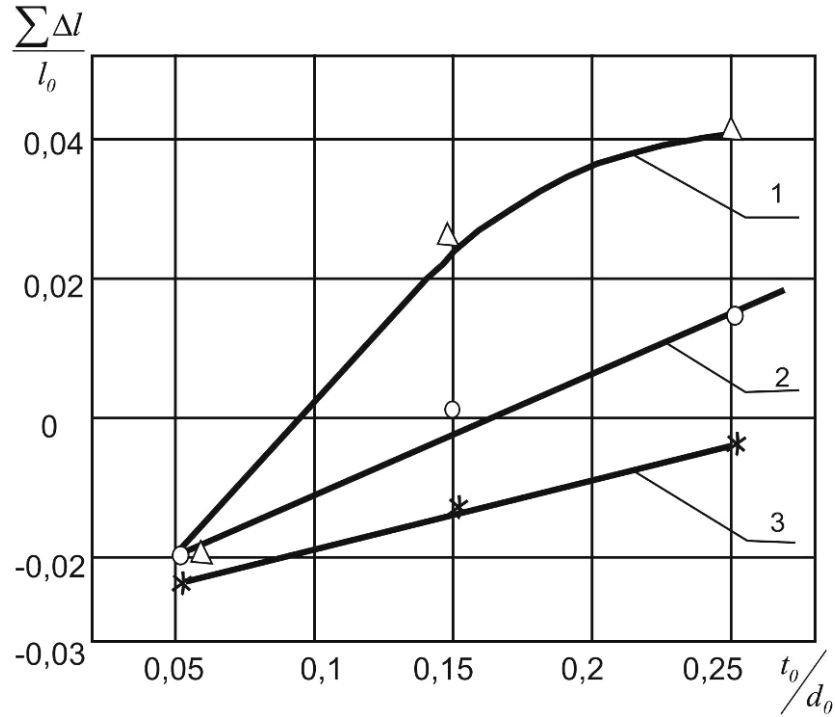


Рис. 4.6. Залежність осьової деформації від відносної товщини стінки: матеріал заготовки сталь 45, $d_0 = 40$ мм; $a/d_0 = 0.0125$ $\sum a/d_0 = 0.075$, кут α : 1–12°; 2–4°; 3–2°

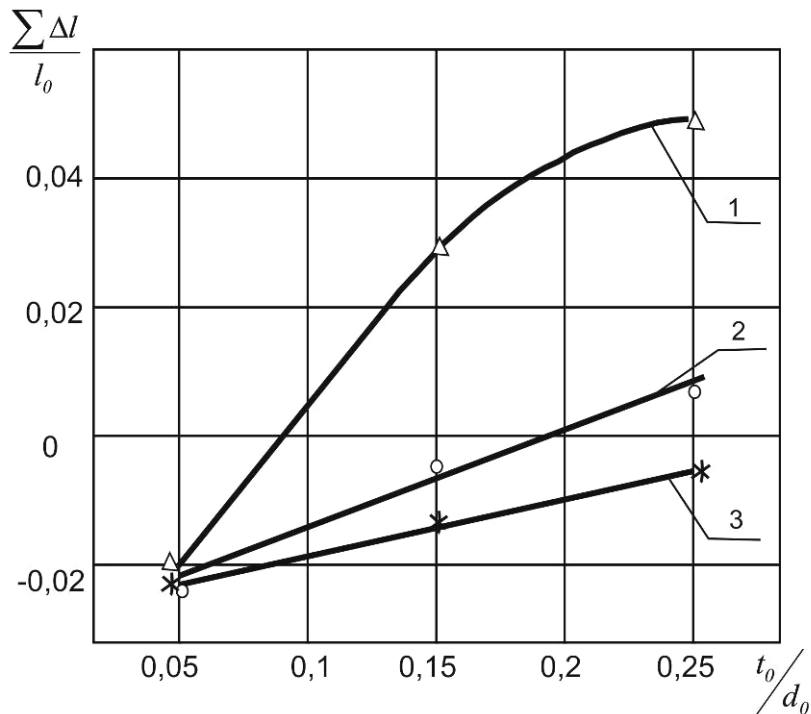


Рис. 4.7. Залежність осьової деформації від відносної товщини стінки: матеріал заготовки сталь 45, $d_0 = 40$ мм; $a/d_0 = 0.0375$ $\sum a/d_0 = 0.075$, кут α : 1–12°; 2–4°; 3–2°

Наведені експериментальні дані свідчать про те, що залежно від геометрії інструмента, режимів протягування й товщини стінки, осьові деформації можуть бути трьох видів: осьове укорочення, відсутність осьових деформацій і осьове подовження.

Розглянемо роздачу тонкостінних заготовок, для яких характерне укорочення. При деформуванні таких заготовок мають місце відносно низькі контактні навантаження й умови тертя близькі до гідродинамічних [40, 76]. При цьому деформації зсуву практично відсутні, гідростатичний тиск несуттєвий, а деформації по товщині стінки близькі до однорідної. При застосовуваних на практиці відносних сумарних натягах $\sum a/d_0 \leq 15\%$ [154] деформації обробленої заготовки наступні:

$$\varepsilon_\varphi = \frac{\sum a}{d_0}; \quad \varepsilon_r = \frac{\sum \Delta t}{t_0}; \quad \varepsilon_z = \frac{\sum \Delta l}{l_0}. \quad (4.2)$$

Як слідує з рис. 4.8, ε_z залежить тільки від ε_φ , причому характер залежності лінійний.

Тоді з рис. 4.8:

$$\varepsilon_z = -K\varepsilon_\varphi = -0,25 \frac{\sum a}{d_0}. \quad (4.3)$$

З умови нестискання $\varepsilon_\varphi + \varepsilon_r + \varepsilon_z = 0$ і виразу (4.2) маємо:

$$\varepsilon_r = -(\varepsilon_z + \varepsilon_\varphi) = -0,75 \frac{\sum a}{d_0}. \quad (4.4)$$

Отже, деформації заготовок, оброблених за схемою розтягнення, виражені через незалежний режимний параметр, відносний сумарний натяг, будуть наступними:

$$\varepsilon_\varphi = \sum a/d_0; \quad \varepsilon_r = -0,75 \sum a/d_0; \quad \varepsilon_z = -0,25 \sum a/d_0. \quad (4.5)$$

Формули (4.5), з достатнім ступенем точності виражають сумарні деформації, обробленої тонкостінної заготовки, описують її підсумковий деформований стан.

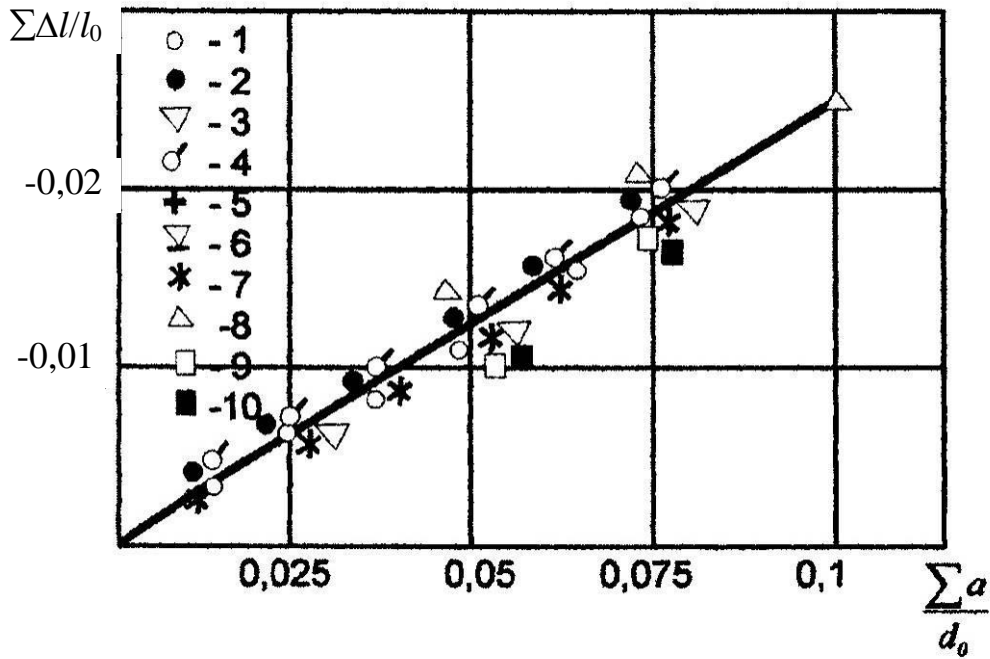


Рис. 4.8. Залежність сумарної осьової деформації від окружної при обробці заготовок із різних матеріалів: 1 – сплав АК6, $\frac{a}{d_0} = 0,0125$, $\alpha = 2^\circ$; 2 – сплав АК6,

$\frac{a}{d_0} = 0,0125$, $\alpha = 4^\circ$; 3 – сплав АК6, $\frac{a}{d_0} = 0,025$, $\alpha = 4^\circ$; 4 – сплав АК6, $\frac{a}{d_0} = 0,0125$, $\alpha =$

12° ; 5 – бронза ОЦС 5-5-5, $\frac{a}{d_0} = 0,0125$, $\alpha = 2^\circ$; 6 – бронза ОЦС 5-5-5, $\frac{a}{d_0} = 0,025$, $\alpha =$

12° ; 7 – сталь 45, $\frac{a}{d_0} = 0,0125$, $\alpha = 4^\circ$; 8 – сталь 20, $\frac{a}{d_0} = 0,025$, $\alpha = 8^\circ$; 9 – сталь 20,

$\frac{a}{d_0} = 0,0125$, $\alpha = 4^\circ$, $\frac{t_0}{d_0} = 0,05$; 10 – сталь 20, $\frac{a}{d_0} = 0,0125$, $\alpha = 12^\circ$, $\frac{t_0}{d_0} = 0,075$

Товщина стінки заготовки (\bar{t}_0), до якої справедливі ці формули, залежить від кута α і натягу на елемент (рис. 4.9). При малих кутах $\alpha \leq 4^\circ$ спостерігається вплив натягу на допустиме значення товщини стінки, причому з ростом натягу остання зростає. Математична обробка експериментальних даних, наведених на рис. 4.9, дозволила одержати наступну аналітичну залежність:

$$\bar{t}_0 = \left(\frac{t_0}{d_0} \right)' = 3,39 \left(\frac{a}{d_0} \right)^{0,75} \cdot \alpha^{-(0,17+14,3a/d_0)}. \quad (4.6)$$

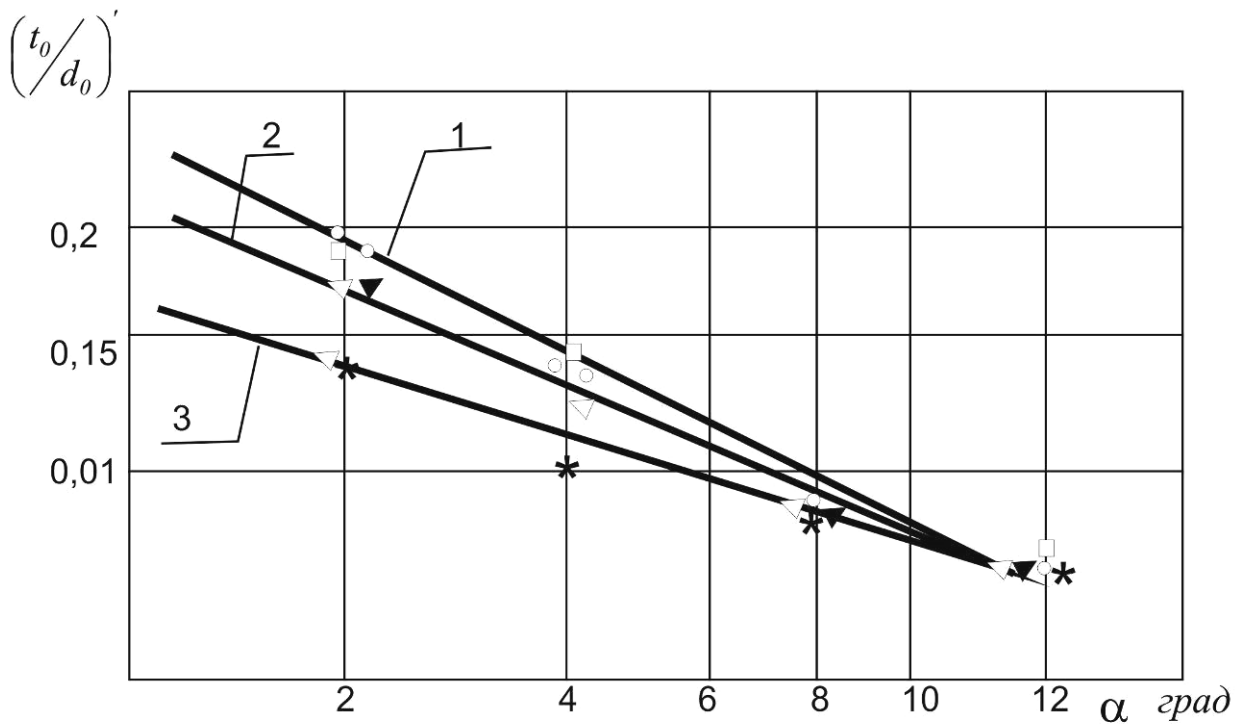


Рис. 4.9. Залежність відносної товщини стінки, до якої справедливі залежності (4.5), від кута α при обробці по схемі розтягнення; натяг на елемент a/d_0 : 1–0,0375; 2–0,025; 3–0,0125

Таким чином, формули (4.5) є універсальними для заготовок із товщиною стінки, що перебуває в діапазоні, визначеному по залежності (4.6), описують їх підсумковий деформований стан, а також дозволяють визначити з достатньою для практичного використання точністю (похибка до 15%) зміну розмірів заготовок із різних матеріалів після роздачі їх з різними режимами та геометрією інструмента за схемою розтягнення.

При збільшенні товщини вище значення (\bar{t}_0), визначеного по залежності (4.6), збільшується сила протягування, контактні навантаження зростають до значення критичного контактного тиску. У результаті цього характер течії матеріалу істотно змінюється, з'являється зона локального пластичного деформування [163]. Збільшення контактних навантажень і осьової сили протягування, поява зони локального пластичного деформування в зоні контакту приводить до того, що на осеві деформації заготовки починають впливати натяг на елемент, кут α і оброблюваний матеріал. Все це свідчить про зміну деформованого стану заготовки.

Подальше збільшення товщини стінки інтенсифікує осьову течію матеріалу, і заготовка починає подовжуватися.

Появі подовження заготовки передуює випадок роздачі без зміни її довжини. У цьому випадку деформований стан матеріалу заготовки змінюється й стає плоским. Деформації для даного випадку наступні:

$$\varepsilon_{\varphi} = -\varepsilon_r = \sum a/d_0; \quad \varepsilon_z = 0. \quad (4.7)$$

Розглянемо дані, наведені в таблиці 4.2. У ній представлені експериментально визначені товщини стінок, при яких відсутні осьові деформації, для заготовок із різних матеріалів, оброблених з різними натягами по схемах стиснення та розтягнення деформуючими елементами з кутом $\alpha = 4^\circ$. Для порівняння в таблиці 4.2 наведені значення критичних товщин стінки $t_{кр}$, що викликають у результаті росту контактного тиску, появу ділянки локальної пластичної деформації в зоні контакту. Значення критичних товщин стінок взяті з роботи [162], де вони визначалися виходячи з екстремума залежностей $l_2 = f(\bar{t}_0)$.

Як слідує з таблиці 4.2, значення товщини стінки, що відповідає відсутності осьових деформацій, мало залежить від оброблюваного матеріалу й добре збігається зі значенням критичної товщини стінки, що приводить до появи локальної зони деформування в контактній зоні. Тобто, схема осередку деформації починає відповідати схемі, наведеній на рис. 3.5, б. Порівняння значень товщин стінок, що відповідають нульовій зміні довжини, з відповідними значеннями мінімумів функцій $l_2 = f(\bar{t}_0)$ для різних кутів (рис. 4.10–4.12) також показує співпадання цих значень. Це підтверджує, з одного боку, існування критичних контактних навантажень при роздачі деформуючими елементами з кутами $\alpha \neq 4^\circ$, а з іншої, свідчить про те, що досягнення в зоні контакту критичного контактного тиску якісно міняє схему формоутворення переходом укорочення в подовження. Слід зазначити, що товщина стінки $t_{кр}$, яка забезпечує появу критичного контактного тиску, зі збільшенням кута α зміщується в область більше тонких стінок.

Таблиця 4.2

Товщини стінок, що відповідають відсутності осьових деформацій обробленої заготовки

Напряг на елемент, α/d_0	Кут α , град	Значення товщини стінки t_0/d_0 , при яких $\Delta l/l = 0$						Значення $t_{\text{сп}} [162]$	
		сталь 45		сплав АК 6		сталь 20	бронза		сталь
		розтягнення	списнення	розтягнення	списнення				
						Схема	Схема		Схема розтягнення
0,0375	4	0,2	0,29	0,2	0,26	0,21	0,2	0,28	сталь 45
0,025	4	0,16	0,23	0,14	0,21	0,14	0,15	0,22	Схема списнення
0,0125	4	0,19	0,19	0,11	0,17	0,11	0,1	0,19	Схема розтягнення

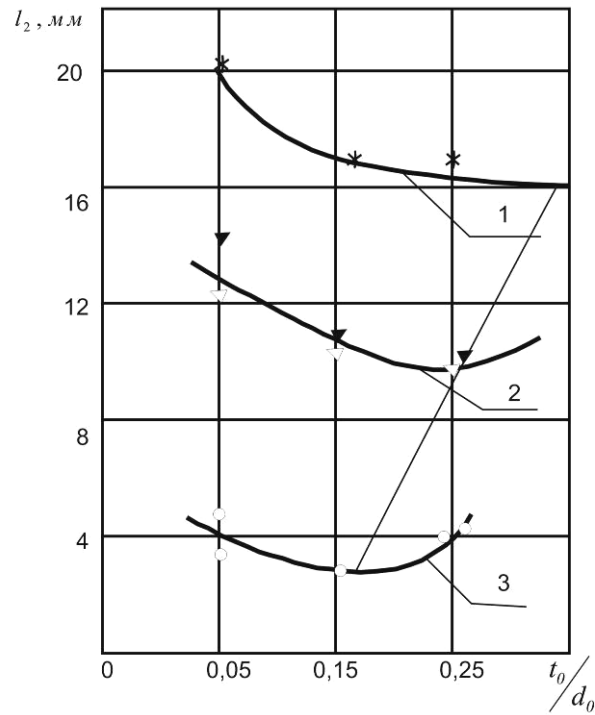


Рис. 4.10 Залежність довжини контакту від товщини стінки при куті $\alpha = 2^\circ$, натяг на елемент: 1 - 0,0375; 2 - 0,025; 3 - 0,0125;

○▽+ – сталь 20 HB1,25 ГПа, •▼* – сталь 45 HB1,95 ГПа

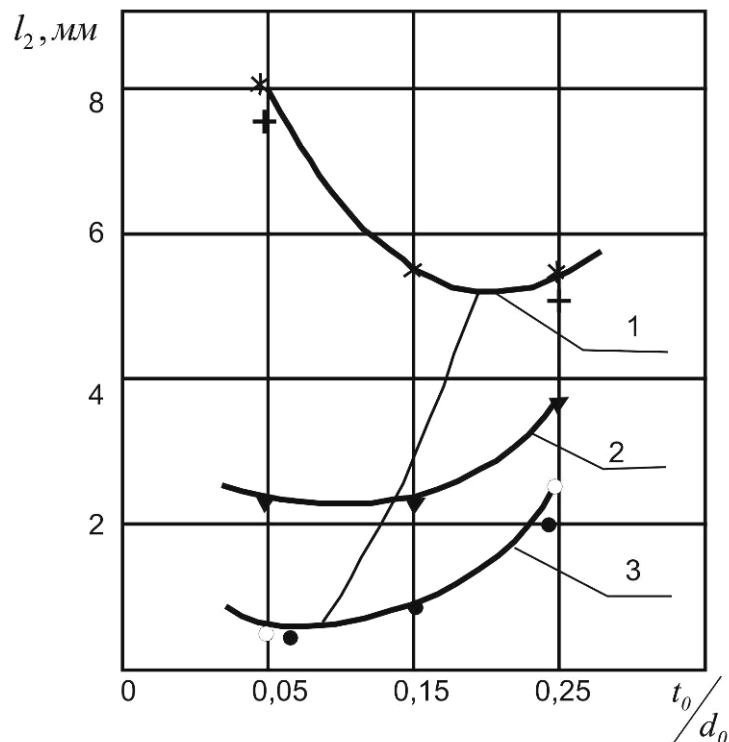


Рис. 4.11 Залежність довжини контакту від товщини стінки при куті $\alpha = 4^\circ$, натяг на елемент: 1 - 0,0375; 2 - 0,025; 3 - 0,0125;

○▽+ – сталь 20 HB1,25 ГПа, •▼* – сталь 45 HB1,95 ГПа

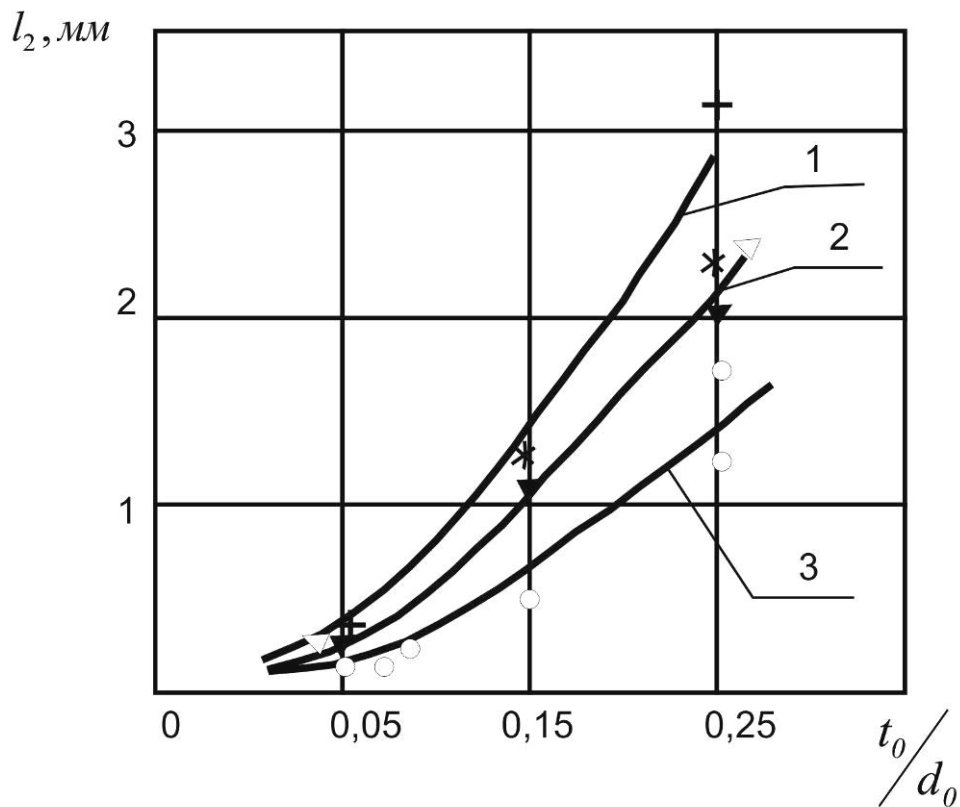


Рис. 4.12 Залежність довжини контакту від товщини стінки при куті $\alpha = 12^\circ$, натяг на елемент: 1 - 0,0375; 2 - 0,025; 3 - 0,0125;
 $\circ \nabla +$ – сталь 20 НВ1,25 ГПа, $\bullet \blacktriangledown^*$ – сталь 45 НВ1,95 ГПа

Таким чином, розглянуті результати свідчать, що перехід до деформування заготовок відповідно до схеми рис. 3.5, б, відбувається при досягненні контактним тиском критичного значення; при цьому укорочення заготовки переходить у подовження. Керування переходом однієї зі схем осередку деформації в іншу розширює технологічні можливості процесу й, безсумнівно, має практичну цінність. Так, відповідно до роботи [226], наявність стабільної зони локального пластичного деформування в зоні контакту (рис. 3,5, б) дозволяє при багатоцикловому деформуванні забезпечити необхідні показники якості, а саме: шорсткість, глибину й ступінь наклепу за менше число циклів деформування.

Що стосується формоутворення заготовки в цілому, то в цьому випадку, як вказується в роботі [220], з'являється можливість забезпечити залежно від технічних вимог широкий діапазон значень осьових деформацій від укорочення до подовження.

Розглянемо, якими технологічними факторами можна керувати переходом від однієї зі схем деформування в іншу, що приводить до зміни деформованого стану обробленої заготовки.

Як слідує з вищенаведених експериментальних даних, найбільш істотним фактором, що впливає на зміну деформованого стану, є кут α . На рис. 4.13 наведена залежність для вибору кута α , що забезпечує незмінність довжини заготовки при її роздачі, від товщини стінки й натягу на елемент.

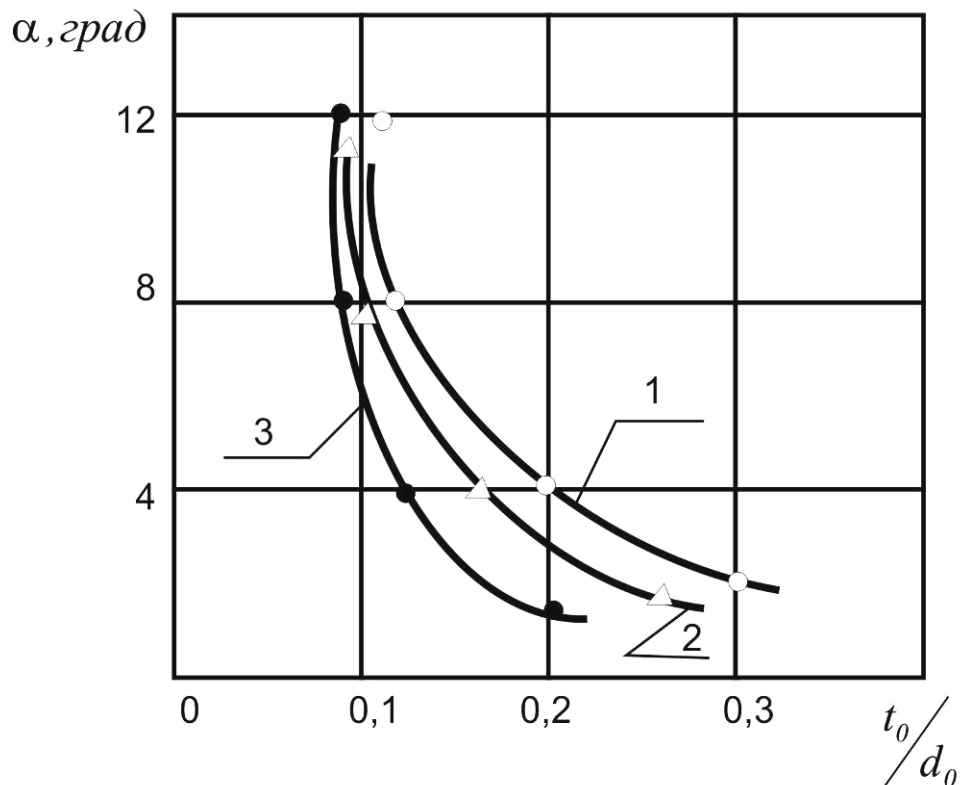


Рис. 4.13. Залежність кута α , забезпечуючого відсутність осьових деформацій від товщини стінки: обробка по схемі розтягнення; натяг на елемент: 1 - 0,0375; 2 - 0,025; 3 - 0,0125

Очевидно, що чим більше товщина стінки, тим при меншому значенні кута α , має місце відсутність осьових деформацій. При кутах $\alpha > 4^\circ$ вплив натягу стає непомітним. Математична обробка експериментальних даних (рис. 4.13) дозволила одержати аналітичну залежність, відповідно до якої легко вибрати значення кута α , що забезпечує відсутність осьових деформацій, при заданих \bar{a} і \bar{t}_0 :

$$\alpha_{\text{раст.}} = \frac{(0,48 \div 0,52) + 6,93a/d_0}{t_0/d_0} . \quad (4.8)$$

При подальшому збільшенні товщини стінки контактні навантаження продовжують рости. Заготовка починає подовжуватися. Отже, кінцевий деформований стан заготовки якісно змінюється. У цьому випадку деформації заготовки мають вигляд:

$$\varepsilon_{\varphi} = \sum a/d_0 ; \varepsilon_r = \sum \Delta t/t_0 ; \varepsilon_z = \sum \Delta l/l_0 . \quad (4.9)$$

Аналіз осьових деформацій оброблених заготовок показує, що залежно від рівня контактного тиску має місце наступні сполучення підсумкових деформацій: укорочення, що визначається наявністю однієї, що розтягує ε_{φ} і двох стискаючих деформацій $-\varepsilon_r$ і ε_z ; відсутність осьових деформацій – коли $\varepsilon_{\varphi} = -\varepsilon_r$, а $\varepsilon_z = 0$ і подовження заготовки, при якому мають місце дві деформації, що ε_{φ} розтягують, ε_z і й одна $-\varepsilon_r$ стискаюча .

Розглянемо вплив ще одного режимного параметра сумарного натягу $\sum a/d_0 = \sum \bar{a}$ на зміну довжини заготовок, з різним деформованим станом.

При послідовному протягуванні деформуючих елементів (за винятком першого), через тонкостінні втулки, що мають укорочення, і деформований стан яких визначається залежностями (4.4), зміна осьових розмірів практично постійна на кожному циклі (рис. 4.14). Після деформування першим елементом величина осьового укорочення значно менше, що пояснюється відомим положенням [160] про зменшення пластичної роздачі отвору в результаті різкого зниження висотних параметрів шорсткості.

Експерименти свідчать про відсутність впливу кута α на осьові деформації заготовки. З ростом відносного сумарного натягу $\sum a/d_0$ спостерігається пропорційне збільшення сумарної осьової деформації (рис. 4.8).

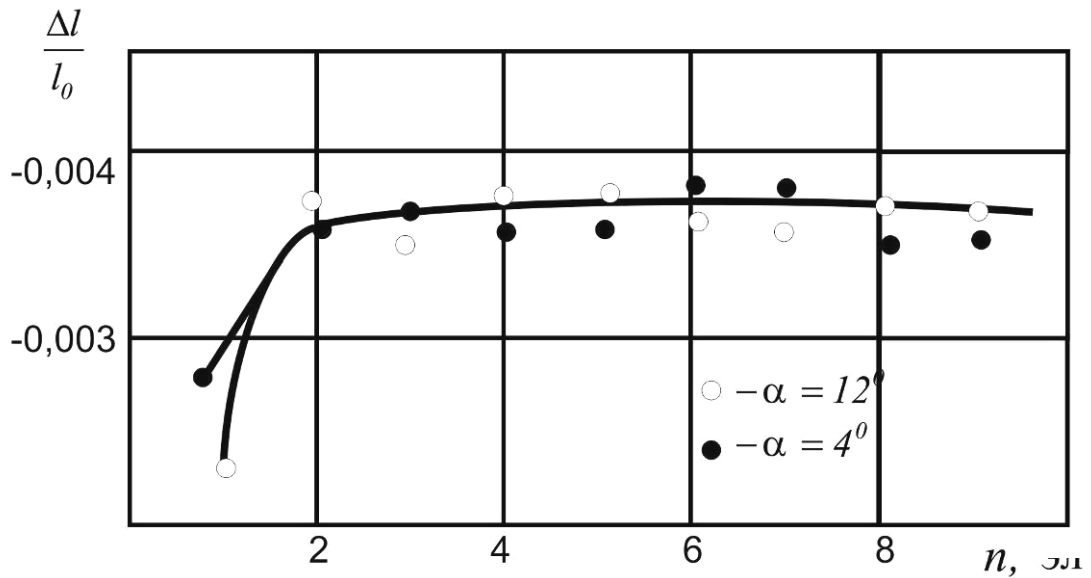


Рис. 4.14. Зміна осьових деформацій заготовки при послідовному протягуванні деформуючих елементів: матеріал сталь 20 НВ1,25 ГПа, $t_0/d_0=0,05$; натяг на елемент $a_0/d_0=0,0125$

При роздачі заготовок згідно схеми осередку рис. 3.5, б, тобто з товщиною стінки, що приводить до подовження, характер залежності $\Delta l/l_0 = f(\sum \bar{a})$ відрізняється від вищеописаного. У розглянутому випадку (рис. 4.15) уже спостерігається вплив кута α на зміну довжини, зі збільшенням α подовження зростає.

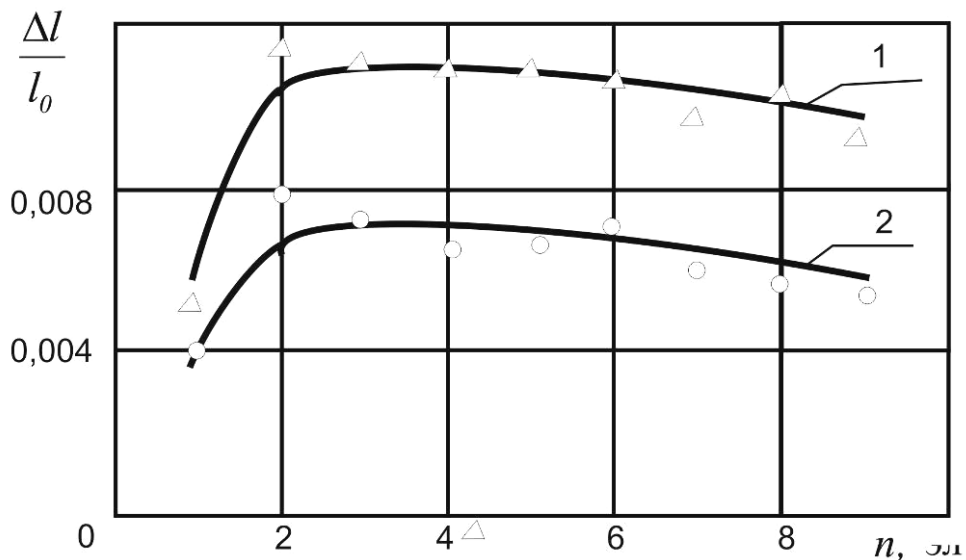


Рис. 4.15. Зміна осьових деформацій заготовки при послідовному протягуванні деформуючих елементів: матеріал заготовки сталь 20 НВ1,25 ГПа, товщина стінки $t_0/d_0 = 0,25$; $a/d_0 = 0,0125$, кут α : 1–12°, 2–4°

При протягуванні 5 і 6 елементами спостерігається деяке зниження значення $\Delta l/l_0$, що, очевидно, викликано помітною зміною товщини стінки (утоненням) у результаті попередньої деформації. Як і при деформуванні тонкостінних деталей, збільшення відносного сумарного натягу $\sum \bar{a}$ викликає пропорційне збільшення подовження заготовки, рис. 4.16, причому ця умова спостерігається при різних кутах, натягах на елемент, товщинах стінки й схемах протягування.

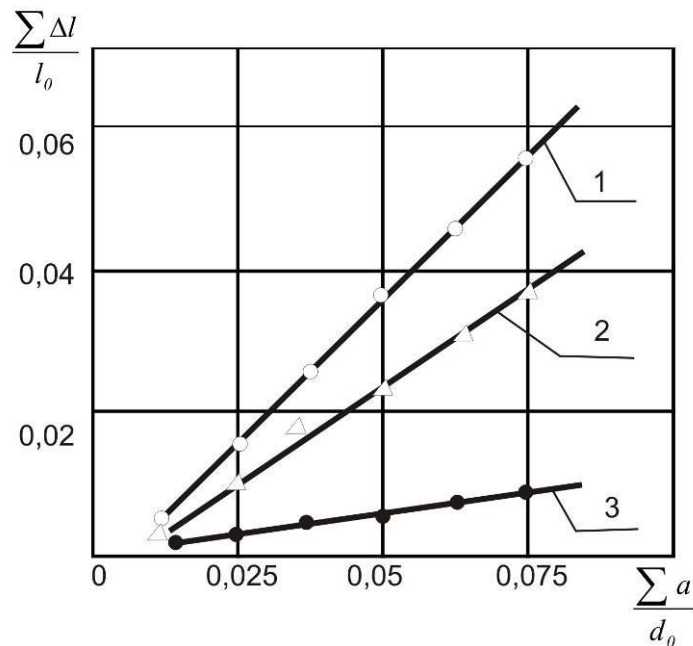


Рис. 4.16 Залежність осевих деформацій від відносного сумарного натягу: матеріал заготовки сталь 20 НВ1,25 ГПа, $t_0/d_0=0,25$; натяг на елемент $a_0/d_0=0,0125$; кут α : 1 – 12° ; 2 – 4° ; схема розтягнення 3 – сталь 12ХН3А НВ2,25 ГПа; натяг на елемент $a_0/d_0=0,0125$; кут $\alpha=4^\circ$, схема стиснення

4.2. Вплив схеми протягування на деформований стан

Вищевикладений матеріал, присвячений аналізу деформованого стану оброблених заготовок при протягуванні за схемою розтягнення (рис. 1.5). Найбільше часто при деформуючому протягуванні поряд зі схемою розтягнення використовується схема протягування на стиснення (рис. 1.4). Проведені нами розрахунки відповідно до розробленого в розділі 3 моделі осередку деформування,

а також експерименти, не виявили істотних відмінностей при порівнянні характеристик осередку деформування: довжини контакту, контактного тиску, параметрів позаконтактних зон заготовок, оброблених згідно із цими схемами. Основна відмінність, при деформуванні за схемою стиснення від схеми розтягнення, полягає в напрямку дії осьової сили. При протягуванні на розтягнення осьова сила діє на оброблену частину заготовки, розтягуючи її, у той час як при протягуванні на стиснення осьова сила на оброблену частину деталі не діє. Різний напрямок дії осьової сили повинен якимось чином вплинути на осьову деформацію.

Розглянемо зміну довжини заготовок при обробці їх за схемою стиснення (рис. 4.17). Подібно вищенаведеним даним, що стосуються протягування за схемою розтягнення, залежність $\Delta l/l_0 = f(t_0/d_0)$ також має ділянки вкорочення, яке переходить в подовження. У розглянутому випадку величина подовження менше, ніж при протягуванні за схемою розтягнення, однак вона досить значна й при деформаціях отвору, що рекомендуються, досягає до 4% вихідної довжини заготовки.

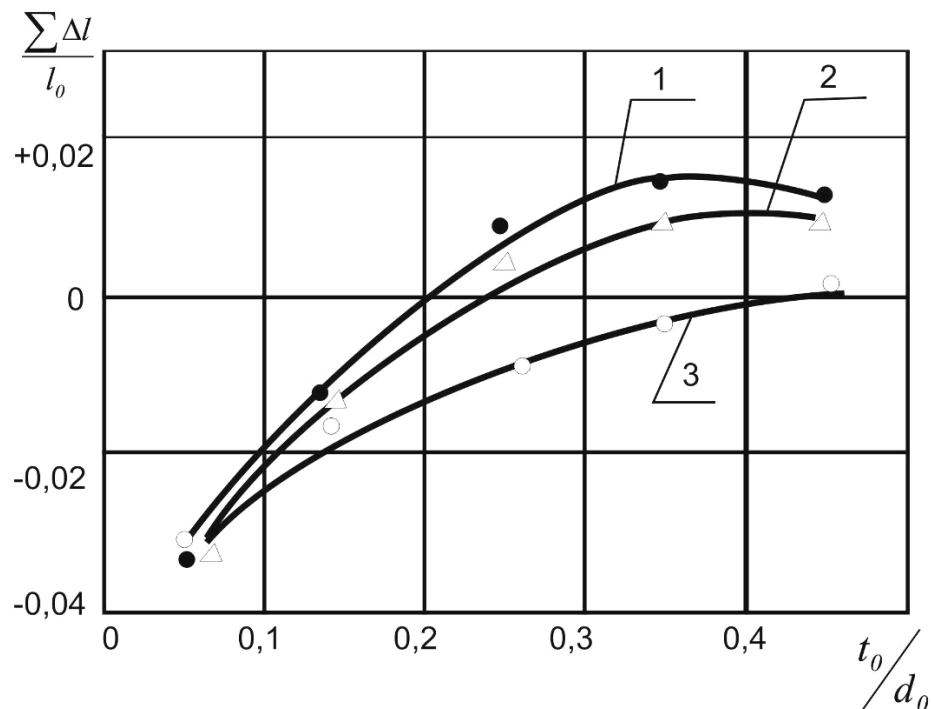


Рис. 4.17. Залежність сумарної осьової деформації від відносної товщини стінки: матеріал заготовки сталь 12ХН3А, $d_0 = 40$ мм; натяг $a/d_0 = 0.025$ $\sum a/d_0 = 0.075$, схема стиснення, кут α : 1–8°; 2–4°; 3–2°

Якісно подібна картина спостерігається й при деформуванні на стиснення заготовок із іншими натягами на елемент (рис. 4.18, 4.19), а також при роздачі заготовок із інших матеріалів, наприклад, зі сплаву АК 6 (рис. 4.20-4.22).

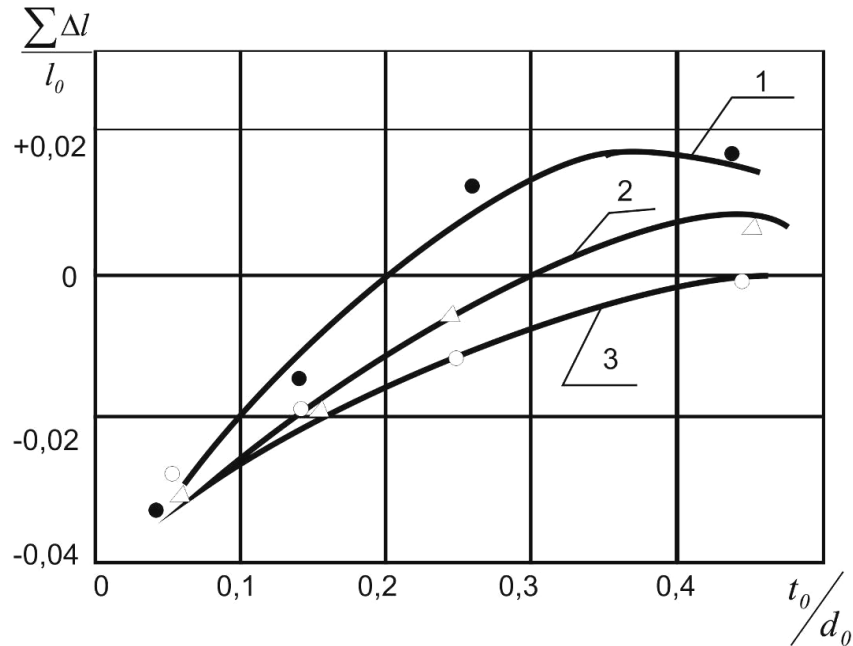


Рис. 4.18. Залежність сумарної осьової деформації від відносної товщини стінки: матеріал заготовки сталь 12ХН3А, $d_0 = 40$ мм; натяг $a/d_0 = 0.0375$ $\sum a/d_0 = 0.075$, схема стиснення, кут α : 1–8°; 2–4°; 3–2°

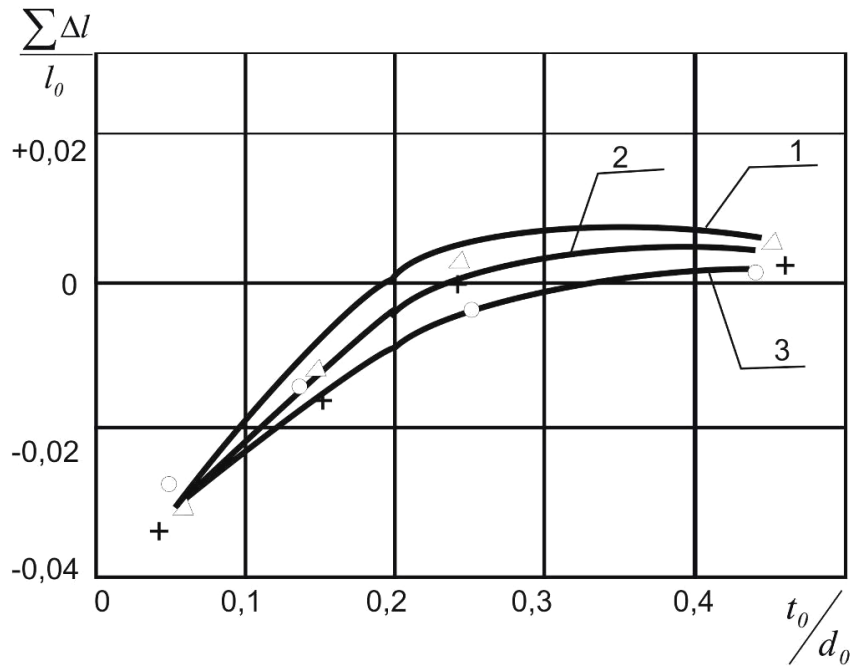


Рис. 4.19. Залежність сумарної осьової деформації від відносної товщини стінки: матеріал заготовки сталь 12ХН3А, $d_0 = 40$ мм; натяг $a/d_0 = 0.0125$ $\sum a/d_0 = 0.075$, схема стиснення, кут α : 1–8°; 2–4°; 3–2°

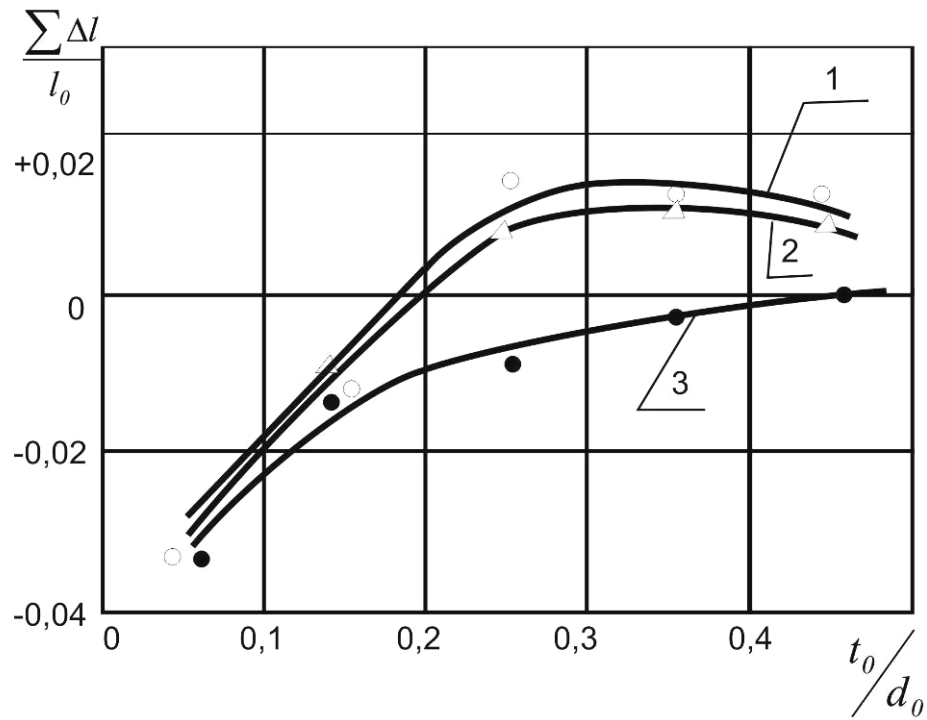


Рис. 4.20. Залежність сумарної осьової деформації від відносної товщини стінки: матеріал заготовки сплав АК6, $d_0 = 40$ мм; натяг $a/d_0 = 0.025$ $\sum a/d_0 = 0.075$, схема стиснення, кут α : 1–8°; 2–4°; 3–2°

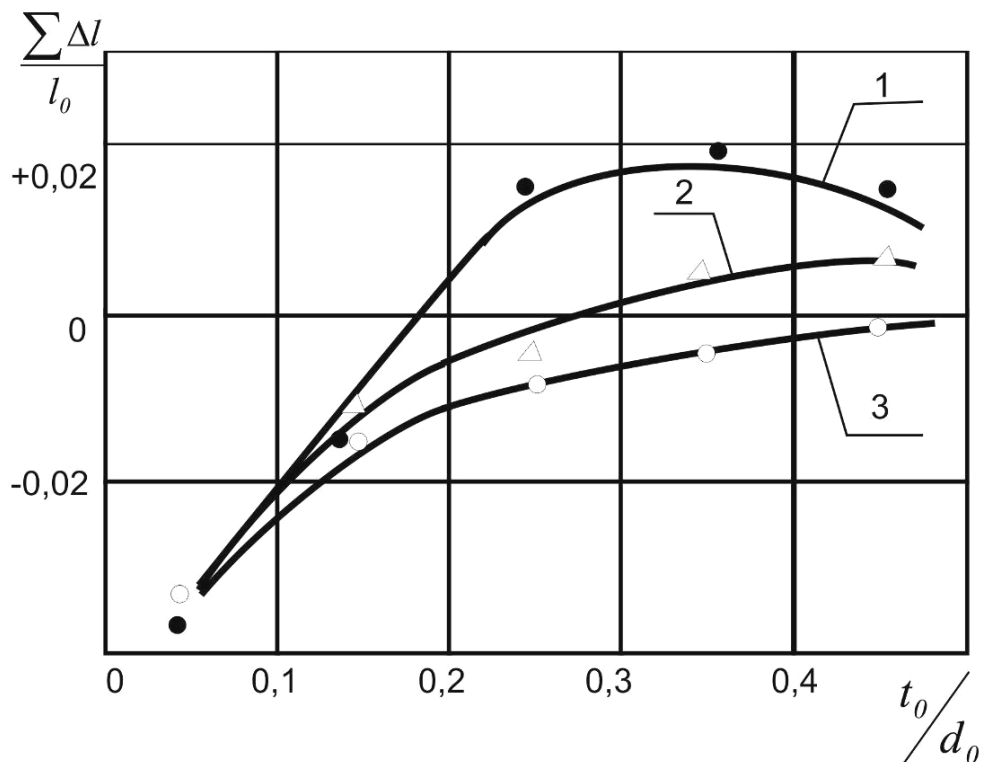


Рис. 4.21. Залежність сумарної осьової деформації від відносної товщини стінки: матеріал заготовки сплав АК6, $d_0 = 40$ мм; натяг $a/d_0 = 0.0375$ $\sum a/d_0 = 0.075$, схема стиснення, кут α : 1–8°; 2–4°; 3–2°

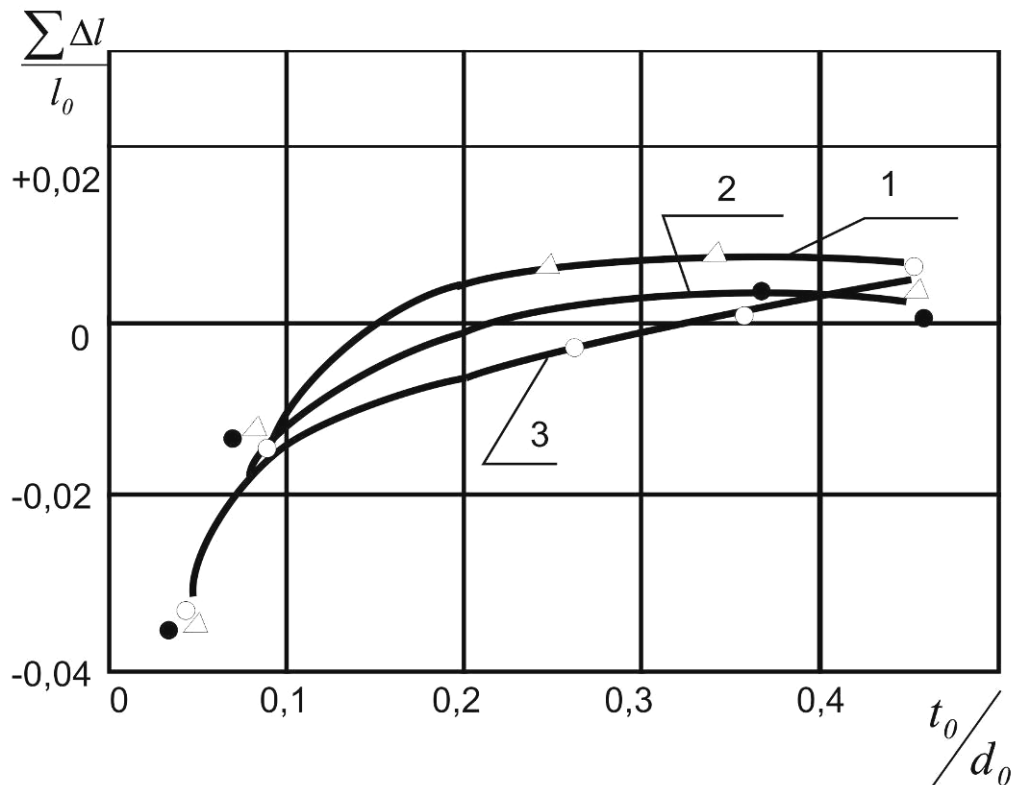


Рис. 4.22. Залежність сумарної осьової деформації від відносної товщини стінки: матеріал заготовки сплав АК6, $d_0 = 40 \text{ мм}$; $a/d_0 = 0.0125$ $\sum a/d_0 = 0.075$, схема стиснення, кут α : 1–4°; 2–8°; 3–2°

Проведені експерименти показують, що аналогічно протягуванню за схемою розтягнення заготовка, при протягуванні її за схемою стиснення, залежно від режимів протягування, геометрії інструмента й товщини її стінки може мати три види осьових деформацій: укорочення, відсутність осьових деформацій і осьове подовження.

Подібно протягуванню за схемою розтягнення при деформуванні тонкостінних деталей має місце укорочення і сумарні деформації оброблених заготовок при застосовуваних на практиці сумарних натягах $\sum \bar{a} < 15\%$, також можуть бути представлені у вигляді:

$$\varepsilon_\varphi = \sum a/d_0; \varepsilon_r = \sum \Delta t/t_0; \varepsilon_z = \sum \Delta l/l_0$$

Однак на відміну від протягування за схемою розтягнення осьова деформація ε_z залежить не тільки від ε_φ , але й від відносної товщини стінки (рис. 4.23), причому характер цієї залежності лінійний.

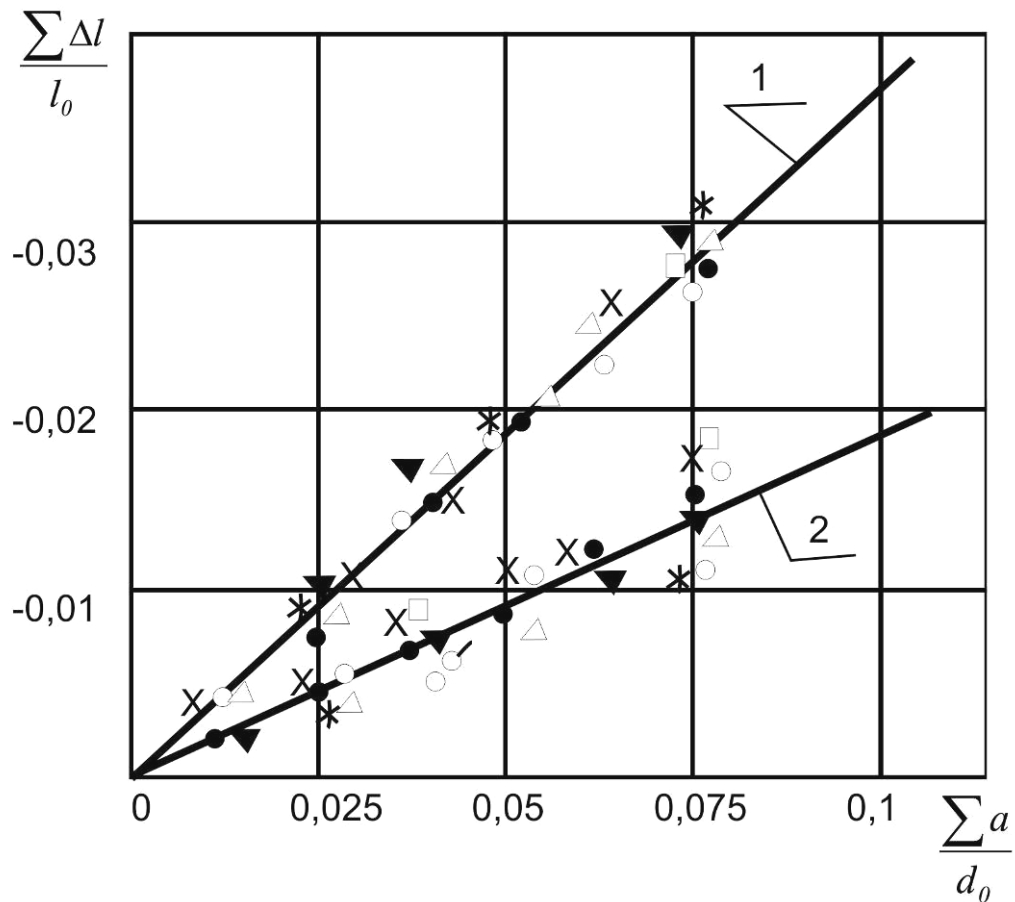


Рис. 4.23. Залежність сумарної осьової деформації від окружної при обробці заготовок із сталі 12ХН3А

1- $t_0/d_0=0,05$; $a/d_0=0,0125$; угол α : \circ -2° ; \triangle -4° ; \times -8° ;
 $a/d_0=0,025$; угол α : \bullet -2° , \blacktriangledown -4° , $*$ -8° ;
 $a/d_0=0,0375$; угол α : \square -2° , \blacksquare -4° , \circlearrowleft -8° ;
2- $t_0/d_0=0,15$; $a/d_0=0,0125$, угол α : \bullet -2° , \blacktriangledown -4° , \times -8°
 $a/d_0=0,025$; угол α : \circ -2° , \triangle -4° , $*$ -8° ;
 $a/d_0=0,0375$; угол α : \square -2° , \blacksquare -4° , \circlearrowleft -8° ;

Тоді з рис. 4.23:

$$\varepsilon_z = -K\varepsilon_\varphi = -(0,46 - 1,9t_0/d_0)\sum a/d_0. \quad (4.10)$$

З умови нестискання $\varepsilon_\varphi + \varepsilon_z + \varepsilon_r = 0$ й виразу (4.9) маємо:

$$\varepsilon_r = -(\varepsilon_z + \varepsilon_\varphi) = -(1 - K)\varepsilon_\varphi = -(0,54 + 1,9t_0/d_0)\varepsilon_\varphi.$$

Отже:

$$\begin{aligned} \varepsilon_\varphi &= \sum a/d_0; \quad \varepsilon_r = -(0,54 + 1,9t_0/d_0)\sum a/d_0; \\ \varepsilon_z &= -(0,46 - 1,9t_0/d_0)\sum a/d_0. \end{aligned} \quad (4.11)$$

Формули (4.11), з достатнім ступенем точності виражають сумарні деформації, заготовки, обробленої по схемі стиснення, описують її підсумковий деформований стан. Товщина стінки заготовки, до якої справедливі ці формули, також залежить від кута α і натягу на елемент (рис. 4.24). Зі збільшенням кута α різко зменшується товщина стінки заготовки, до якої справедливі формули (4.11). При малих кутах $\alpha \leq 4^\circ$ спостерігається вплив натягу на елемент на значення цієї товщини стінки, який визначається із залежності (4.12):

$$\left(t_0/d_0\right)'_{сж} = (0,11 + 10,24a/d_0)\alpha^{-(0,17+11,6a/d_0)}. \quad (4.12)$$

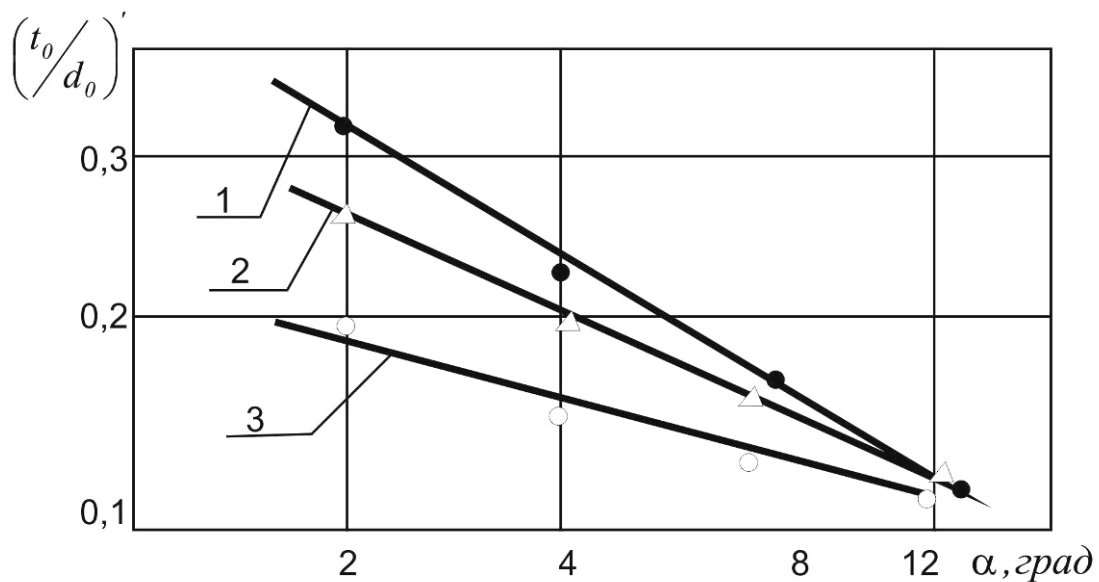


Рис. 4.24. Залежність відносної товщини стінки, до якої справедливі залежності (4.11), від кута α при обробці по схемі стиснення; натяг на елемент a/d_0 : 1–0,0375; 2–0,025; 3–0,0125

Таким чином, формули (4.11) є універсальними для заготовок із товщиною стінки, визначені по залежності (4.12) і деформованих по схемі стиснення, описують їх підсумковий деформований стан і дозволяють визначити з похибкою до 15% зміну розмірів заготовок із різних матеріалів після протягування їх з необхідними режимами та геометрією інструмента.

Подібно протягуванню за схемою розтягнення подальше збільшення t_0/d_0 приводить до росту контактних навантажень, появи ділянки локального

пластичного деформування в зоні контакту, що викликає зміну схеми деформування згідно рис. 3.5, *a* на схему рис. 3.5, *б*. Деформований стан матеріалу заготовки змінюється й стає плоским. Вектора деформацій в цьому випадку такі ж як і при протягуванні на розтягнення:

$$\varepsilon_{\varphi} = -\varepsilon_r; \quad \varepsilon_{\varphi} = \sum a/d_0; \quad \varepsilon_z = 0.$$

Порівняння значень товщин стінок (табл. 4.1), що відповідають відсутності осьових деформацій, показали помітний вплив схеми протягування, причому при протягуванні за схемою розтягнення випадок при $\varepsilon_z = 0$ досягається при більш тонких стінках, чим при протягуванні за схемою стиснення. Однак незалежно від схеми деформування відсутність осрової деформації має місце тільки при наявності в зоні контакту критичного контактного тиску.

Вплив схеми протягування відбилися й на кількісних значеннях кута α , що забезпечує відсутність осьових деформацій для різних товщин стінок і натягів на елемент (рис. 4.25). Якісно залежності $\alpha = f(t_0/d_0)$ для схеми розтягнення (рис. 4.13) і стиснення (рис. 4.25) практично не відрізняються, а от кількісні розходження мають місце.

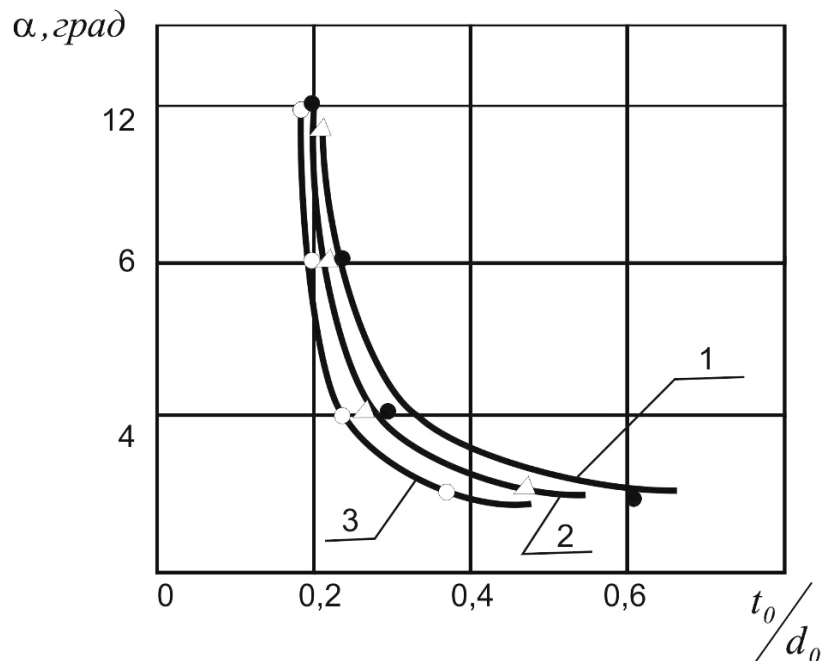


Рис. 4.25. Залежність кута α , забезпечуючого відсутність осьових деформацій від товщини стінки: обробка по схемі стиснення; натяг на елемент a/d_0 : 1 - 0,0375; 2 - 0,025; 3 - 0,0125

При обробці з однаковими режимами ідентичних заготовок зміна тільки схеми протягування стиснення на розтягнення забезпечує перехід укорочення в подовження при набагато менших значеннях кута α . Тому аналітична залежність (4.13), що описує експериментальні дані (рис. 4.25) і дозволяє вибрати необхідний кут для забезпечення випадку відсутності осьових деформацій при протягуванні за схемою стиснення, трохи відрізняється від аналогічної залежності (4.8), отриманої для схеми розтягнення:

$$\alpha_{\text{сж}} = \frac{(0,33 \div 0,37) + 34,8 a/d_0}{t_0/d_0}. \quad (4.13)$$

При подальшому збільшенні товщини стінки деформований стан заготовки змінюється – деталь починає подовжуватися.

Для випадку подовження при обробці за схемою стиснення деформації аналогічні деформаціям, що мають місце при протягуванні за схемою розтягнення, і мають такий вигляд:

$$\varepsilon_\varphi = \sum a/d_0; \varepsilon_r = -\Delta t/t_0; \varepsilon_z = \sum \Delta l/l_0. \quad (4.14)$$

Хоча деформований стан для схем розтягнення й стиснення однаковий, кількісні значення подовження заготовок, як слідує з порівняння рис. 4.1–4.5 з рис. 4.17–4.21 істотно відрізняються між собою. При протягуванні за схемою стиснення подовження в 2–2,5 рази нижче, ніж за схемою розтягнення.

Крім того, на відміну від протягування за схемою розтягнення, при якому збільшення кута α інтенсифікує подовження, вплив кута α при протягуванні за схемою стиснення трохи інший. Спочатку зростання кута α до значення $\alpha \approx 8^\circ$ інтенсифікує подовження, при подальшому збільшенні кута α подовження зменшується. Значення кута α , при якому починає зменшуватися подовження, залежить від натягу на елемент і товщини стінки. Так при натягу $a/d_0 = 0,0125$ максимальне подовження спостерігається при $\alpha = 4^\circ$ (рис. 4.19 і 4.22). У той же час при $a/d_0 = 0,025$ й $0,0375$ максимальному подовженні спостерігається при куті $\alpha = 8^\circ$

(рис. 4.17, 4.18, 4.20). Екстремальний характер залежності $\Delta L/L_0 = f(\alpha)$ пояснюється тим, що спочатку з ростом α до значень $\alpha = 4^\circ$ контактні навантаження збільшуються, а осьова сила протягування, що змінюється також за екстремальним законом, знижується. Це інтенсифікує подовження. При подальшому збільшенні α контактні навантаження зростають, однак починає збільшуватися осьова сила протягування, яка впливає на рівень осьових напруг. При збільшенні $\alpha > 8^\circ$ темп росту контактних навантажень стабілізується, а осьова сила продовжує зростати. Це приводить до зниження подовження й до появи екстремума залежності $\Delta L/L_0 = f(\alpha)$.

Тому заміна схеми розтягнення на стиснення, що викликає зміну напрямку дії осьової сили відносно зони контакту, приводить до того, що монотонно зростаючий характер залежності $\Delta L/L_0 = f(\alpha)$ змінюється на екстремальний.

Як і при протягуванні тонкостінних заготовок за схемою розтягнення з ростом відносного сумарного натягу спостерігається пропорційне збільшення сумарної осьової деформації (рис. 4.23), причому значення осьових деформацій постійні на кожному циклі (рис. 4.26).

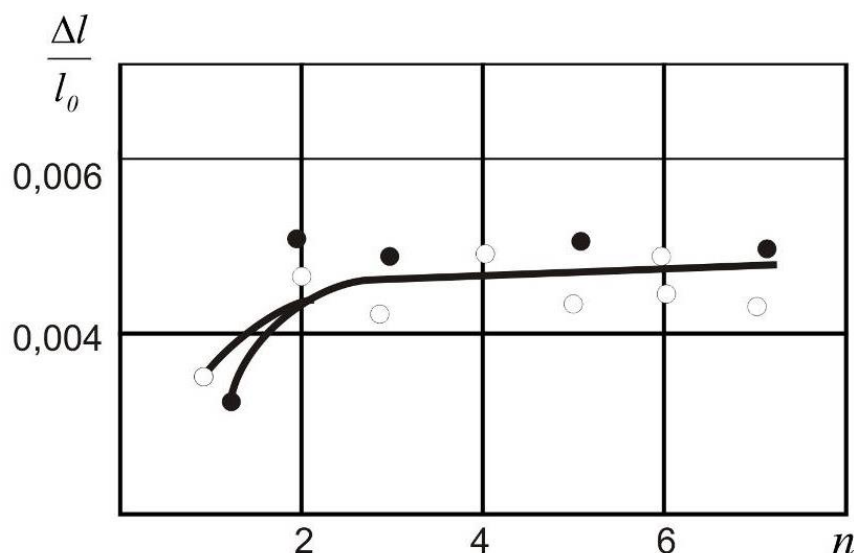


Рис. 4.26. Зміна осьових деформацій заготовки при послідовному протягуванні деформуючих елементів: матеріал заготовки сталь 12ХНЗА, товщина стінки

$$t_0/d_0 = 0.05; a/d_0 = 0.0125, \text{ кут } \alpha: \circ - 2^\circ, \bullet - 8^\circ$$

Характер залежності $\Delta L/L_0 = f(n)$ при наявності подовження також не залежить від схеми протягування, про що свідчить порівняння рис. 4.15 і 4.27. Це, природно, забезпечує відсутність впливу схеми протягування на характер залежності $\sum \Delta L/L_0 = f(\sum a/d_0)$ (рис. 4.16), хоча кількісне значення $\sum \Delta L/L_0$ за інших рівних умов залежно від схеми буде іншим.

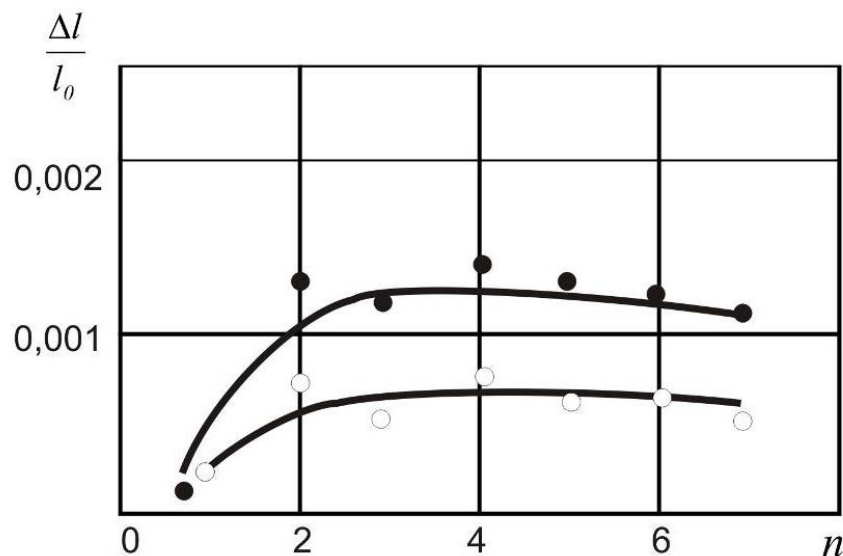


Рис. 4.27. Зміна осьових деформацій заготовки при послідовному протягуванні деформуючих елементів: матеріал заготовки сталь 12ХН3А, товщина стінки $t_0/d_0 = 0.45$; $a/d_0 = 0.0125$, кут α : $\circ - 2^\circ$, $\bullet - 4^\circ$

Вищевикладений матеріал свідчить про те, що вплив схеми протягування на деформований стан заготовки обумовлений зміною напрямку дії осової сили, що впливає на рівень осьових напруг у її стінці. Зміна схеми розтягнення на стиснення приводить до появи наступних закономірностей:

- знижується подовження заготовки й інтенсифікується її укорочення;
- уповільнюється перехід укорочення в подовження;
- змінюється характер залежності $\Delta L/L_0 = f(\alpha)$ від монотонно зростаючого на екстремальний.

4.3. Вплив умов контактної взаємодії на зміну довжини

Одним з важливих факторів, що впливають на зміну деформованого стану заготовки, є величина контактної тиску у осередку деформації. Підвищення контактних навантажень інтенсифікує радіальну деформацію ε_r , змінює умови течії матеріалу шляхом утворення зони локального пластичного деформування, що при незмінній окружній деформації ε_ϕ приводить до переходу укорочення до подовження. Про це, при збільшенні товстостінності, свідчить ріст подовження ($\Delta l/l_0$) зі зменшенням натягу на елемент і збільшенням кута α (рис. 4.1–4.7).

Як відомо, зі збільшенням α і зменшенням натягу на елемент контактний тиск зростає [162]. Однак, при деформуванні заготовок із товщиною стінки $t_0 > t_{кр}$ деформуючим елементом з $\alpha > 6^\circ$ спостерігається зворотна картина, тобто з ростом натягу починає збільшуватися подовження заготовки. Це спостерігається при протягуванні на розтягнення заготовок із різних матеріалів сталі 20 (рис. 4.28, 4.29), сталі 45 (рис. 4.30, 4.31), бронзи ОЦС 5-5-5 (рис. 4.32), а також при деформуванні за схемою стиснення заготовок зі сталі 12ХНЗА та сплаву АК6 (рис. 4.33-4.35).

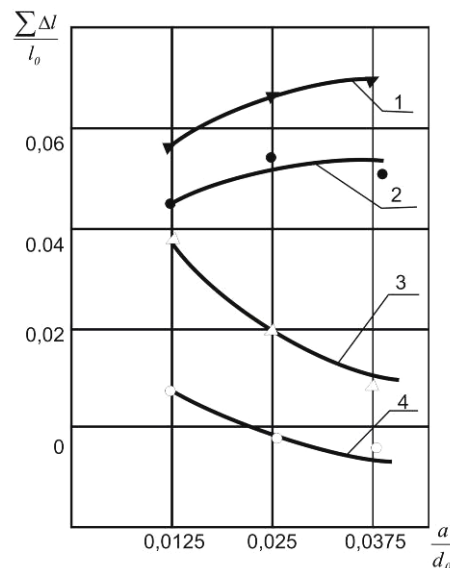


Рис. 4.28. Залежність сумарної осьової деформації від відносного натягу: матеріал заготовки сталь 20, $d_0 = 40$ мм; $t_0/d_0 = 0.25$, схема розтягнення, сумарна деформація

$$\sum a/d_0 = 0.075, \text{ кут } \alpha: 1-12^\circ; 2-8^\circ; 3-4^\circ; 4-2^\circ$$

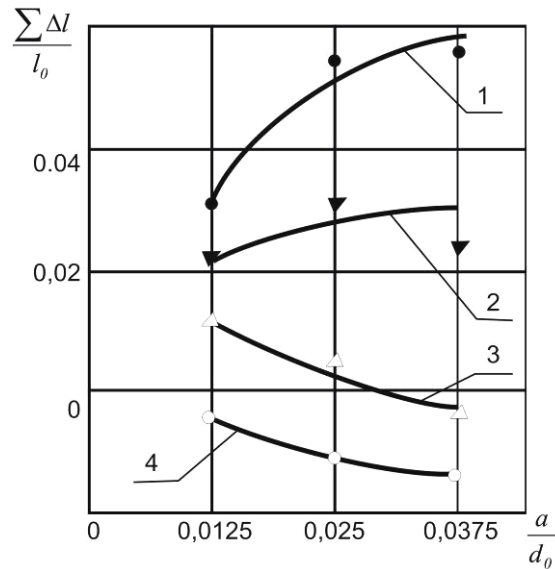


Рис. 4.29. Залежність сумарної осьової деформації від відносного натягу: матеріал заготовки сталь 20, $d_0 = 40 \text{ мм}$; $t_0/d_0 = 0.15$, схема розтягнення, сумарна деформація $\sum a/d_0 = 0.075$, кут α : 1– 12° ; 2– 8° ; 3– 4° ; 4– 2°

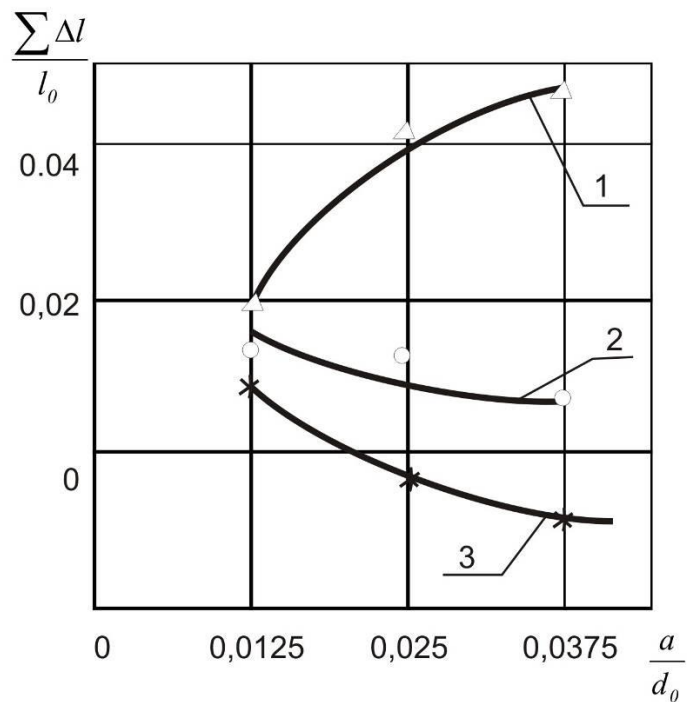


Рис. 4.30. Залежність сумарної осьової деформації від відносного натягу: матеріал заготовки сталь 45, $d_0 = 40 \text{ мм}$; $t_0/d_0 = 0.25$, схема розтягнення, сумарна деформація $\sum a/d_0 = 0.075$, кут α : 1– 12° ; 2– 4° ; 3– 2°

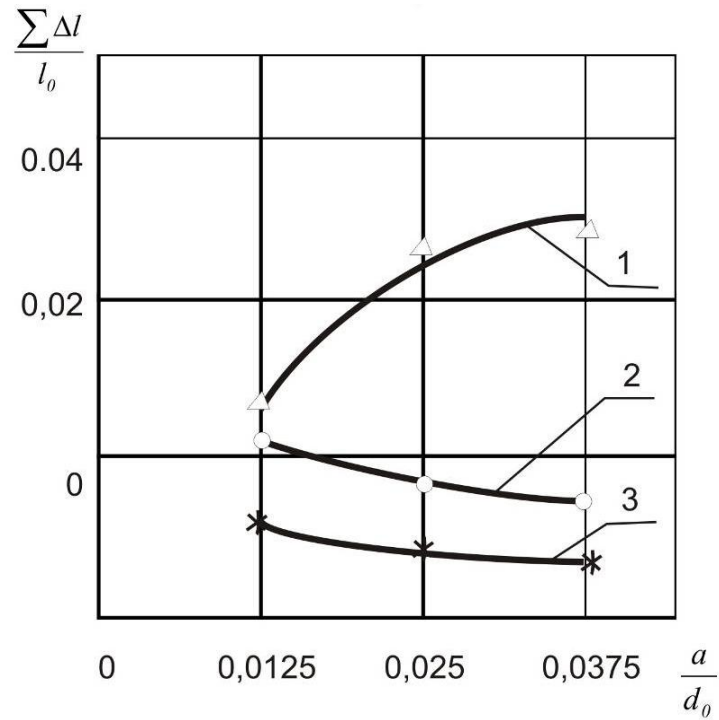


Рис. 4.31. Залежність сумарної осьової деформації від відносного натягу: матеріал заготовки сталь 45, $d_0 = 40$ мм; $t_0/d_0 = 0.15$, схема розтягнення, сумарна деформація

$$\sum a/d_0 = 0.075, \text{ кут } \alpha: 1-12^\circ; 2-4^\circ; 3-2^\circ$$

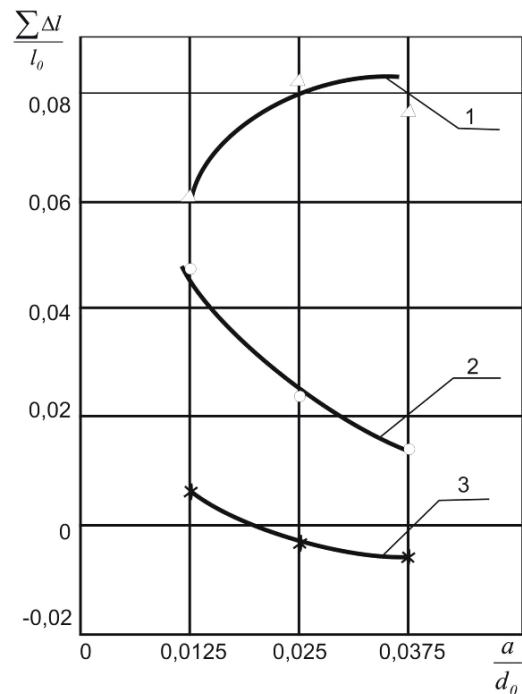


Рис. 4.32. Залежність сумарної осьової деформації від відносного натягу: матеріал заготовки бронза ОЦС 5-5-5, $d_0 = 40$ мм; $t_0/d_0 = 0.25$, схема розтягнення, сумарна

$$\text{деформація } \sum a/d_0 = 0.075, \text{ кут } \alpha: 1-12^\circ; 2-4^\circ; 3-2^\circ$$

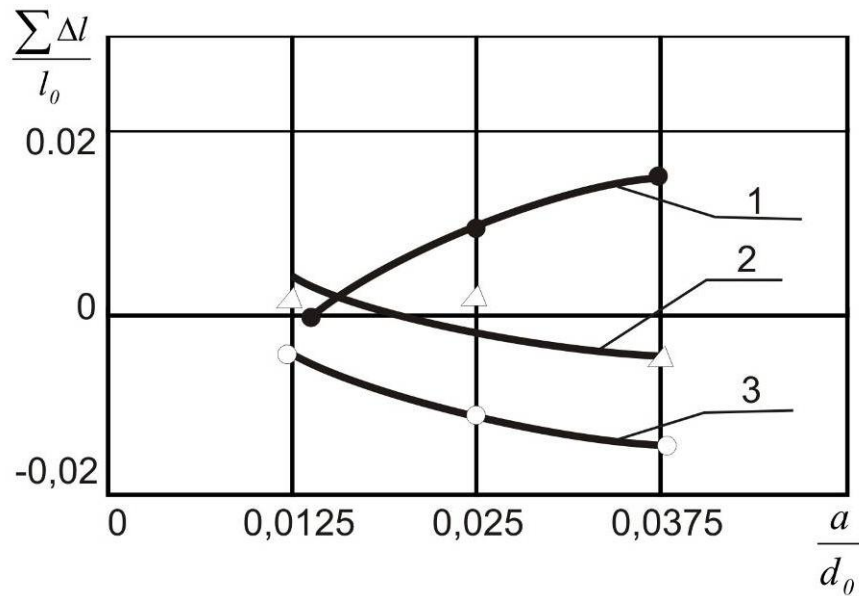


Рис. 4.33. Залежність сумарної осьової деформації від відносного натягу: матеріал заготовки сталь 12ХН3А, $d_0 = 40$ мм; $t_0/d_0 = 0.15$, схема стиснення, сумарна деформація $\sum a/d_0 = 0.075$, кут α : 1–8°; 2–4°; 3–2°

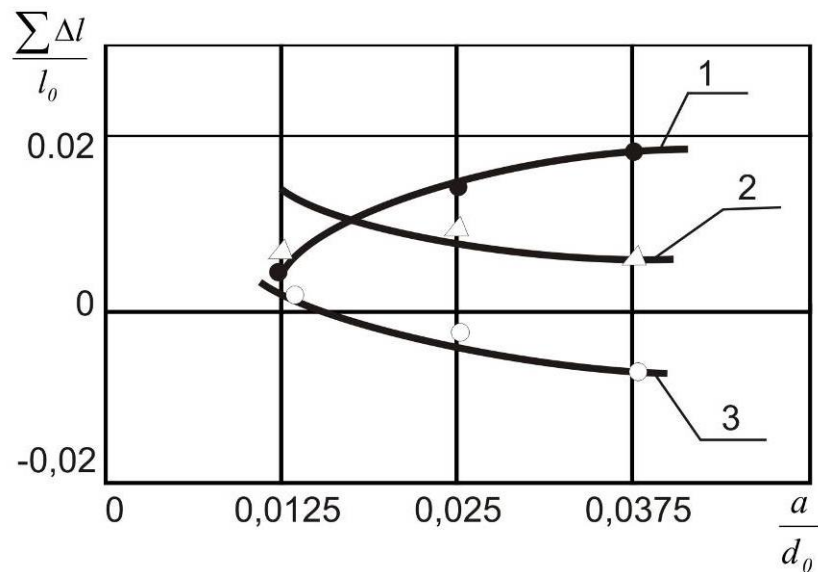


Рис. 4.34. Залежність сумарної осьової деформації від відносного натягу: матеріал заготовки сталь 12ХН3А, $d_0 = 40$ мм; $t_0/d_0 = 0.35$, схема стиснення, сумарна деформація $\sum a/d_0 = 0.075$, кут α : 1–8°; 2–4°; 3–2°

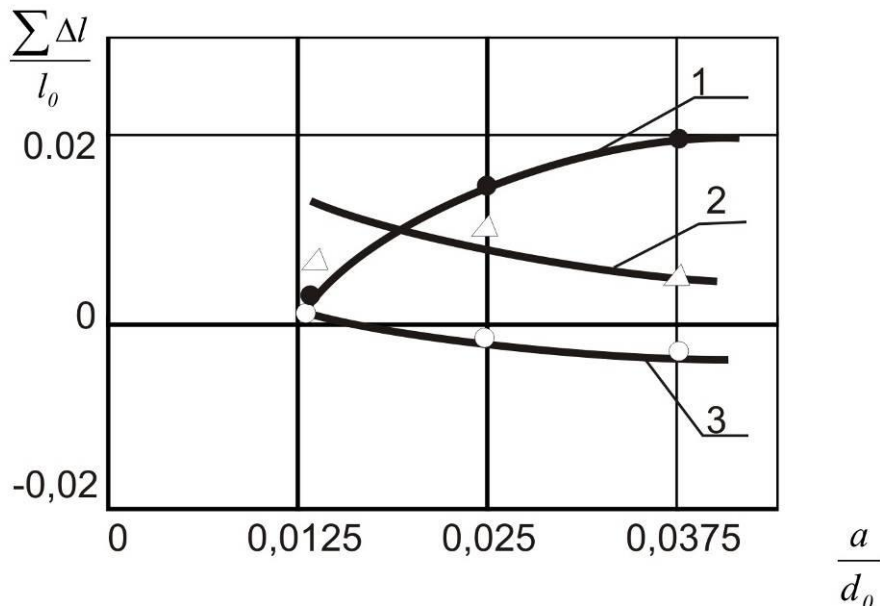


Рис. 4.35. Залежність сумарної осьової деформації від відносного натягу: матеріал заготовки сплав АК6, $d_0 = 40 \text{ мм}$; $t_0/d_0 = 0.35$, схема стиснення, сумарна деформація

$$\sum a/d_0 = 0.075, \text{ кут } \alpha: 1-8^\circ; 2-4^\circ; 3-2^\circ$$

Тому, зупинимося на розгляді цього факту докладніше. Для випадку, наведеного на рис. 4.30, були побудовані графіки зміни сили протягування й довжини контакту (рис. 4.36), згідно яким визначався контактний тиск.

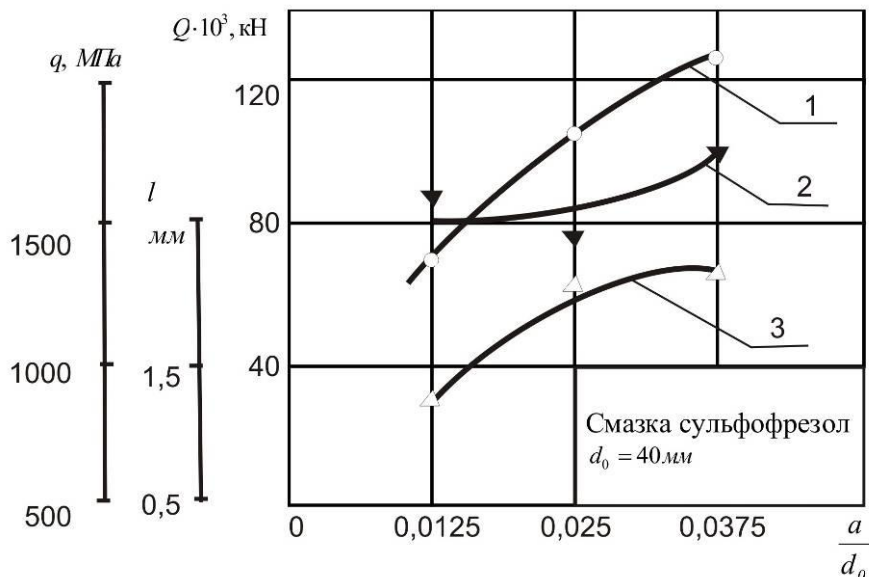


Рис. 4.36. Залежність сили протягування (1), контактної тиску (2), довжини контакту (3) від відносного натягу: матеріал заготовки сталь 45 НВ1,95 ГПа;

$$t_0/d_0 = 0.25; \text{ кут } \alpha = 12^\circ, \text{ схема розтягнення}$$

Виявилося, що при протягуванні з кутами $\alpha > 6^\circ$ збільшення натягу на елемент несуттєво впливає на контактний тиск. Пояснюється це тим, що ріст сил протягування, а також довжини контакту в результаті збільшення натягу відбувається приблизно з однаковою інтенсивністю у відмінності від випадків протягування з $\alpha < 6^\circ$. Різка зміна співвідношень темпів росту сили протягування й довжини контакту при кутах $\alpha > 6^\circ$ свідчить про істотний вплив кута робочого конуса на умови контактної взаємодії інструмента з оброблюваною поверхнею. Аналіз залежностей довжини контакту від натягу на елемент для різних кутів α (рис. 4.37–4.39) показує, що зі збільшенням кута α різко знижується ріст довжини контакту викликаний збільшенням натягу на елемент.

Цим і пояснюється той факт, що зі збільшенням кута α змінюється відомий характер залежностей контактного тиску від натягу, отриманий для кутів $\alpha \leq 5^\circ$ і, що полягає в різкому збільшенню контактного тиску при зменшенні натягу на елемент. У нашому випадку збільшення натягу приводить до незначного росту контактного тиску (рис. 4.40).

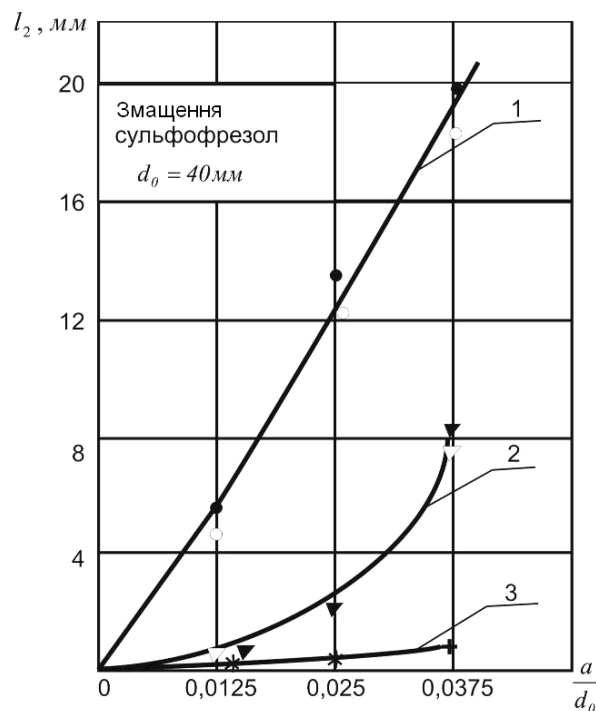


Рис. 4.37. Залежність довжини контакту від відносного натягу: $t_0/d_0 = 0.05$, матеріал заготовки: $\circ \nabla +$ сталь 20, $\bullet \blacktriangledown *$ сталь 45, кут α : 1 – $\alpha = 2^\circ$; 2 – $\alpha = 4^\circ$, 3 – $\alpha = 12^\circ$

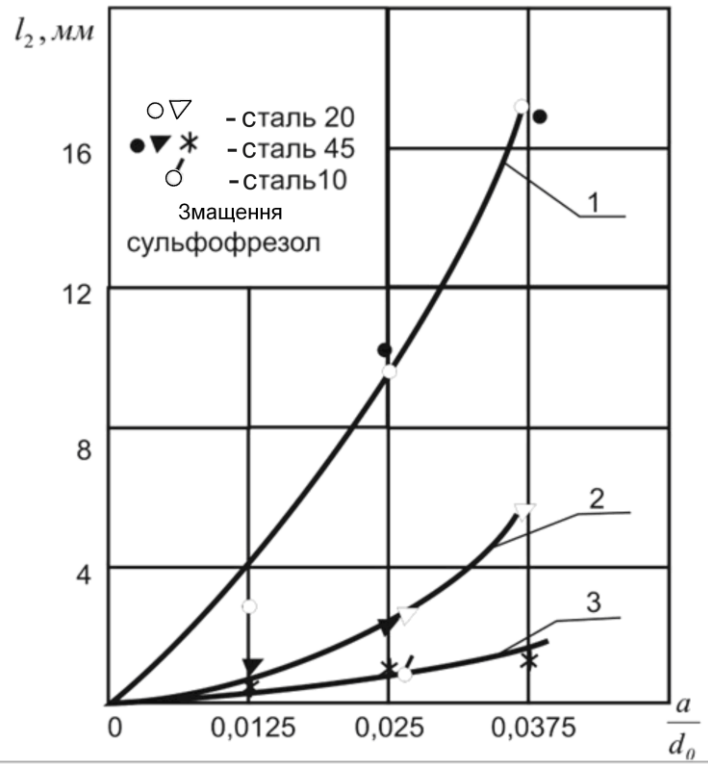


Рис. 4.38. Залежність довжини контакту від відносного натягу $t_0/d_0 = 0.15$, кут α : 1–
2°, 2–4°, 3–12°

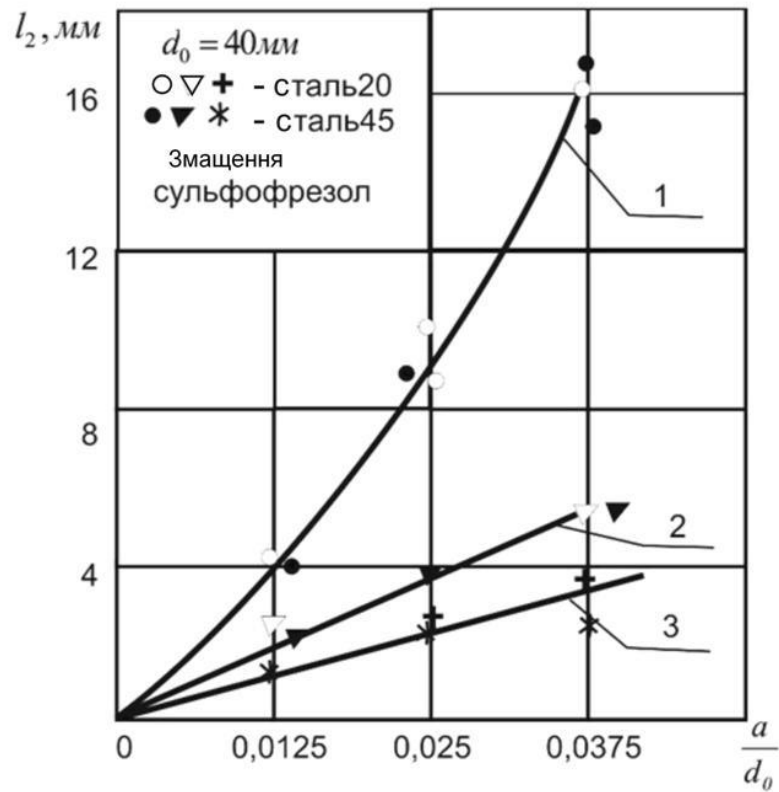


Рис. 4.39. Залежність довжини контакту від відносного натягу $t_0/d_0 = 0.25$, кут α : 1–
2°, 2–4°, 3–12°

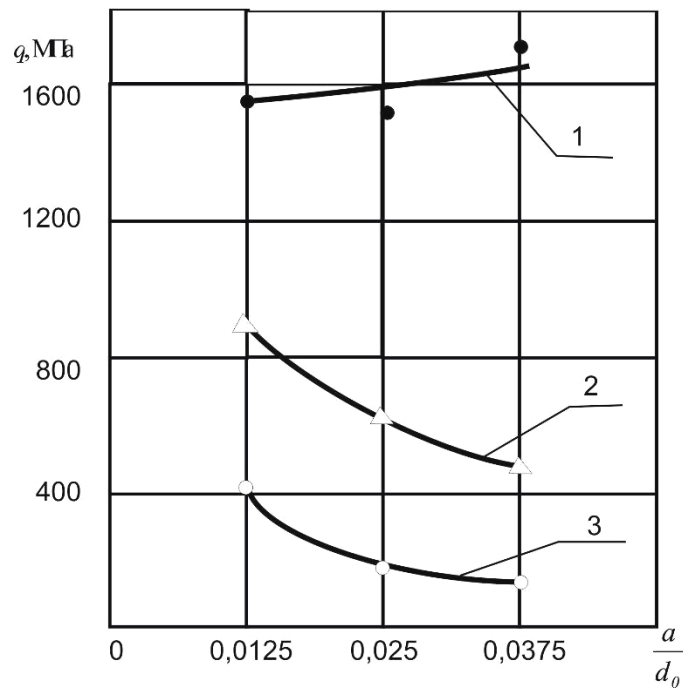


Рис. 4.40. Залежність контактної тиску від відносного натягу: матеріал заготовки сталь 45, $t_0/d_0 = 0.25$, кут α : 1–12°, 2–4°, 3–2°

Кількісний вплив контактної тиску на осьову деформацію відображають дані, наведені на рис. 4.41. Вони показують, що з його збільшенням до значення критичного контактної тиску спостерігається перехід укорочення в подовження. Величина осової деформації заготовок, деформованих при рівних контактних тисках, зростає зі збільшенням натягу на елемент, що обумовлено різними окружними деформаціями.

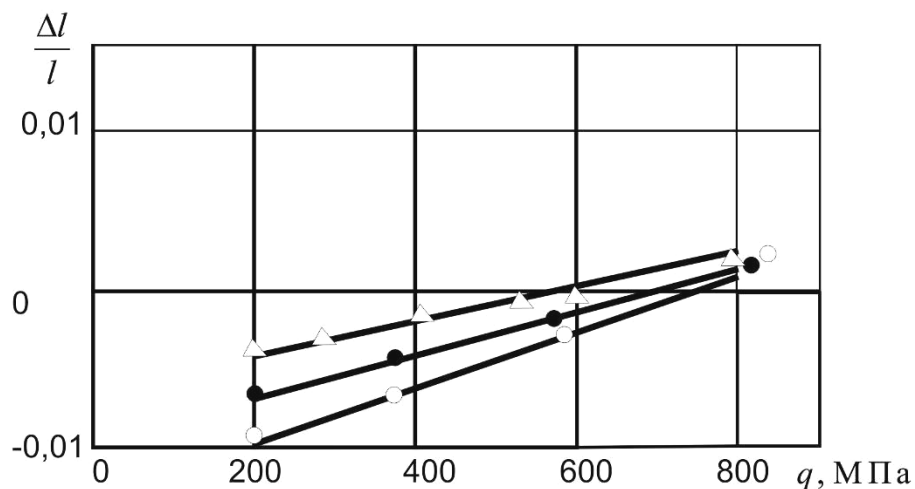


Рис. 4.41. Вплив контактної тиску на осьову деформацію заготовки із сталі 45, обробленої по схемі розтягнення з натягами a/d_0 : Δ – 0,0125, \bullet – 0,025, \circ – 0,0375

Умови тертя в зоні контакту, що визначають силу тертя, яка впливає на напрямок рівнодіючої сили та на інтенсивність осьової течії приконтактних шарів матеріалу, повинні впливати на осьові деформації заготовки.

Для оцінки цього впливу проведені наступні експерименти. По дві втулки однакових типорозмірів зі сталі 20 і бронзи ОЦС 5-5-5 деформували при однакових режимах і геометрії інструмента. Різниця становила лише в тім, що одну із втулок протягували із застосуванням рідкого мастила сульфозфрезол, що забезпечує змішані умови тертя, а іншу – із застосуванням твердого змащення на основі лаку Ф-9-К з наповнювачем MoS_2 .

Як відомо [162], при використанні твердого змащення деформація здвигу локалізується в шарі змащення в результаті чого умови тертя близькі до гідродинамічного. Результати по обробці цих втулок зведені в таблицю 4.3.

Таблиця 4.3

Осьові деформації заготовки при різних застосовуваних змащеннях

№ п/п	Матеріал	t_0/d_0	a/d_0	$\sum a/d_0$	α , град	Змащення	$\frac{\sum \Delta l}{l_0}$
1	сталь 20	0,15	0,025	0,075	4	сульфозфрезол	0,008
2	сталь 20	0,15	0,025	0,075	4	лак Ф-9-ДО с MoS_2	0,0025
3	бронза ОЦС 5-5-5	0,25	0,0125	0,075	12	сульфозфрезол	0,061
4	бронза ОЦС 5-5-5	0,25	0,0125	0,075	12	лак Ф-9-К с MoS_2	0,04

Як слідує із цих результатів, умови тертя впливають на зміну осьових розмірів. Деформації здвигу в поверхневому шарі деталей 1 і 3 збільшують силу протягування, контактний тиск, а отже, і осьове подовження в порівнянні з подовженням деталей 2 і 4, обробка яких виконувалася в умовах гідродинамічного тертя. Слід зазначити, що при наявності стабільної зони локального деформування на ділянці контакту (заготовки 3 і 4) вплив умов тертя трохи менше, ніж у випадку, коли величина контактного тиску не досягла критичного значення й локальна пластична зона малопомітна [220].

4.4. Вплив оброблюваного матеріалу на деформований стан

Для визначення впливу оброблюваного матеріалу на осьові деформації заготовки деформувались заготовки з різних матеріалів, що мають твердість у діапазоні від НВ 0,65 до НВ 1,95 ГПа.

Аналіз впливу оброблюваного матеріалу при деформуванні тонкостінних заготовок показує, що осьові деформації в цьому випадку від матеріалу не залежать. Це спостерігається при протягуванні заготовок із товщиною стінки, менше $t_{кр}$ і визначеної із виразів (4.6 і 4.12) відповідно для схем розтягнення та стиснення (рис. 4.42).

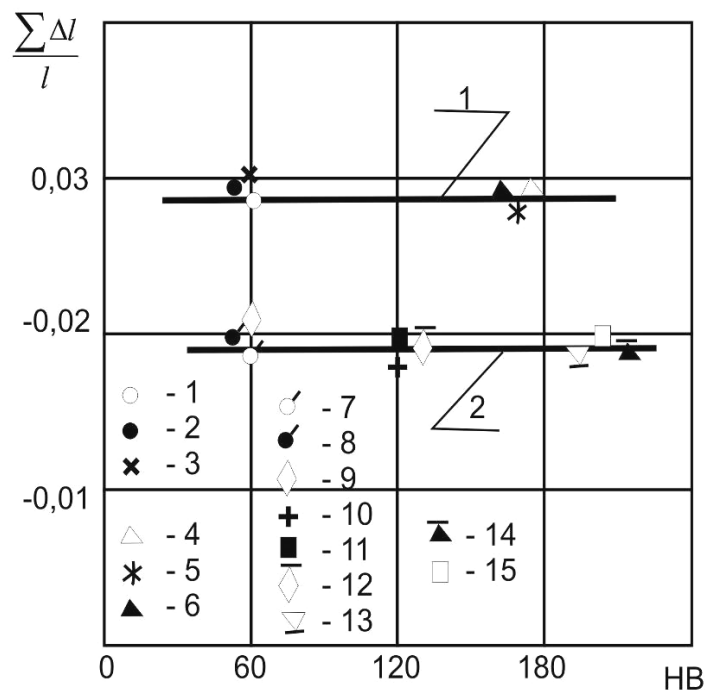


Рис. 4.42. Вплив матеріалу на осьову деформацію заготовки при деформуванні по схемам: 1 – стиснення; 2 – розтягнення

$$\sum a/d_0 = 0,0375, \quad t_0/d_0 = 0,05,$$

- 1 – сплав АК6 $\alpha = 2^\circ$ $a/d_0 = 0,0125$; 2-АК6 $\alpha = 4^\circ$ $a/d_0 = 0,025$;
 3 – АК6 $\alpha = 2^\circ$ $a/d_0 = 0,025$; 4 – 12ХНЗА $\alpha = 2^\circ$ $a/d_0 = 0,0125$;
 5 -12ХНЗА $\alpha = 4^\circ$ $a/d_0 = 0,025$; 6 – 12ХНЗА $\alpha = 8^\circ$ $a/d_0 = 0,025$;
 7 - АК6 $\alpha = 2^\circ$ $a/d_0 = 0,0125$; 8 – АК6 $\alpha = 4^\circ$ $a/d_0 = 0,025$;
 9 – АК6 $\alpha = 8^\circ$ $a/d_0 = 0,025$; 10 – сталь 20 $\alpha = 2^\circ$ $a/d_0 = 0,0125$;
 11 – сталь20 $\alpha = 4^\circ$ $a/d_0 = 0,025$; 12 – сталь20 $\alpha = 8^\circ$ $a/d_0 = 0,025$;
 13 – сталь45 $\alpha = 2^\circ$ $a/d_0 = 0,0125$; 14 – сталь45 $\alpha = 4^\circ$ $a/d_0 = 0,025$;
 15 -сталь45 $\alpha = 8^\circ$ $a/d_0 = 0,025$.

Незалежність осьових деформацій від матеріалу при обробці тонкостінних втулок обумовлена тим, що протягування таких деталей, характерно низькими контактними навантаженнями, відсутністю зони локального пластичного деформування, умовами тертя близькими до гідродинамічного. Умови тертя в цьому випадку визначаються лише властивостями змащення, тому при використанні однакового змащення значення коефіцієнта тертя для різних матеріалів коливається незначно в межах $f = 0,12 - 0,15$. Тому для таких заготовок практично відсутній вплив матеріалу на осьові деформації.

Зі збільшенням товщини стінки вище критичної спостерігається істотний вплив оброблюваного матеріалу, причому цей вплив спостерігається як при протягуванні по схемі розтягнення (рис. 4.43, 4.44), так і по схемі стиснення (рис. 4.45).

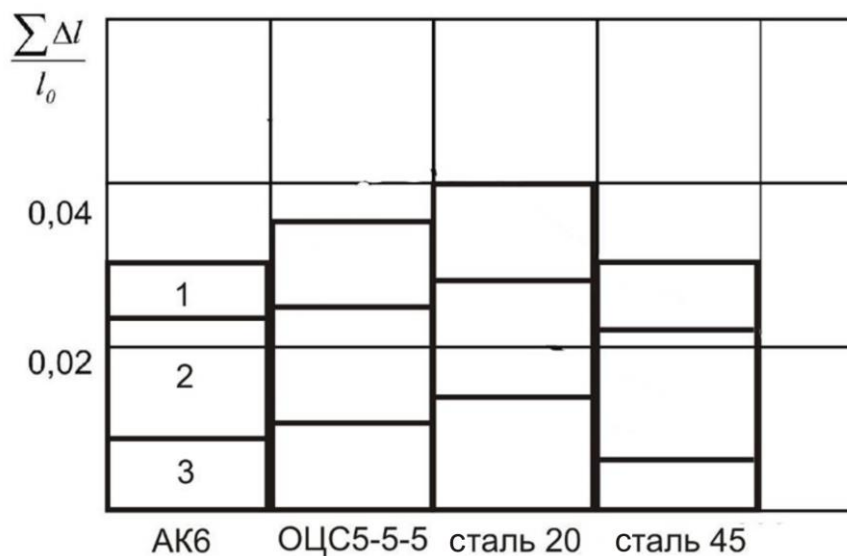


Рис. 4.43. Вплив оброблюваного матеріалу на осьові деформації при обробці заготовок із матеріалів: сплав АК6 НВ 0,65 ГПа, бронза ОЦС 5-5-5 НВ 0,70, сталь 20 НВ 1,25, сталь 45 НВ 1,95; $t_0/d_0 = 0,25$, кут $\alpha = 4^\circ$, $\sum a/d_0 = 0,075$, натяг на елемент a/d_0 : 1 – 0,0125, 2 – 0,025, 3 – 0,0375

Власне, вплив оброблюваного матеріалу виражається, очевидно, через зміну його пластичних властивостей. Так, наприклад, найбільше подовження спостерігається у заготовок із найбільш пластичного матеріалу сталі 20. У заготовок із матеріалів з меншими пластичними властивостями: сплав АК6, бронза

ОЦС 5-55, сталь 45, воно значно менше (рис. 4.43, 4.44). Подібний факт спостерігався при обробці заготовок із різних матеріалів за схемою стиснення. Максимальне подовження спостерігалось при обробці найбільш пластичної сталі 12ХНЗА. Заготовки зі сплаву АК6 і сталі 45 мають менше подовження (рис. 4.45).

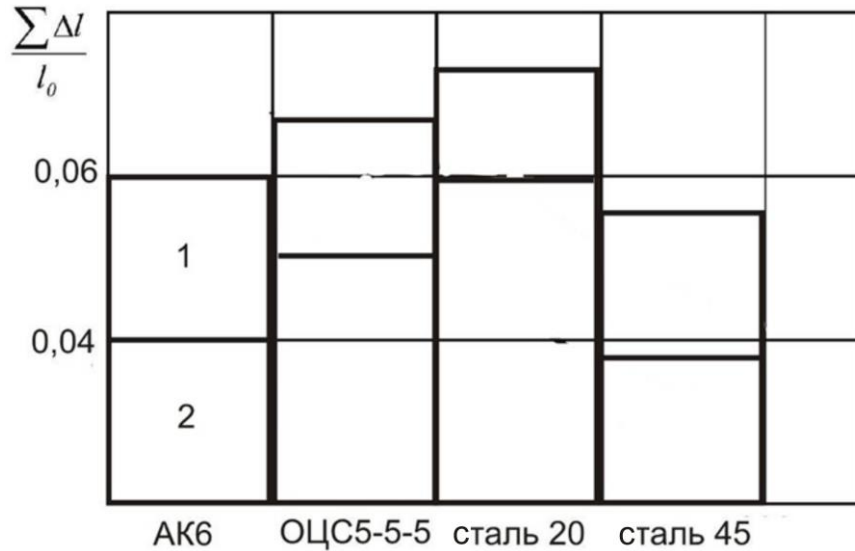


Рис. 4.44. Вплив оброблюваного матеріалу на осьові деформації при обробці заготовок із матеріалів: сплав АК6 НВ 0,65 ГПа, бронза ОЦС 5-5-5 НВ 0,70, сталь 20 НВ 1,25, сталь 45 НВ 1,95; $t_0/d_0 = 0.25$, кут $\alpha = 12^\circ$, $\sum a/d_0 = 0.075$, натяг на елемент a/d_0 : 1 – 0,0375, 2 – 0,0125

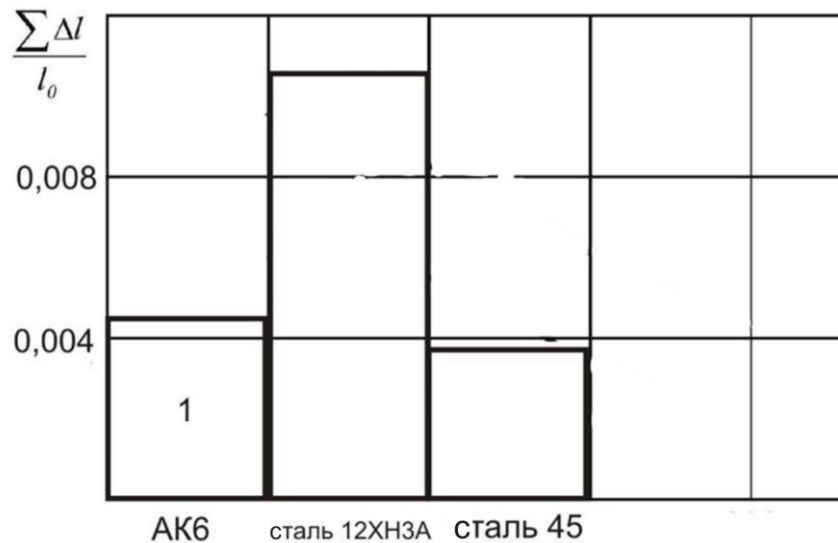


Рис. 4.45. Вплив оброблюваного матеріалу на осьові деформації $\sum a/d_0 = 0.0375$; $a/d_0 = 0.025$; кут $\alpha = 4^\circ$; $t_0/d_0 = 0.35$, схема стиснення: матеріал: сплав АК6 НВ 0,65 ГПа, сталь 12ХНЗА НВ1,70, сталь 45 НВ 1,95

Вплив оброблюваного матеріалу при наявності в зоні контакту критичного контактного тиску (обробка за схемою розтягнення) добре ілюструється даними, представленими на рис. 4.46.

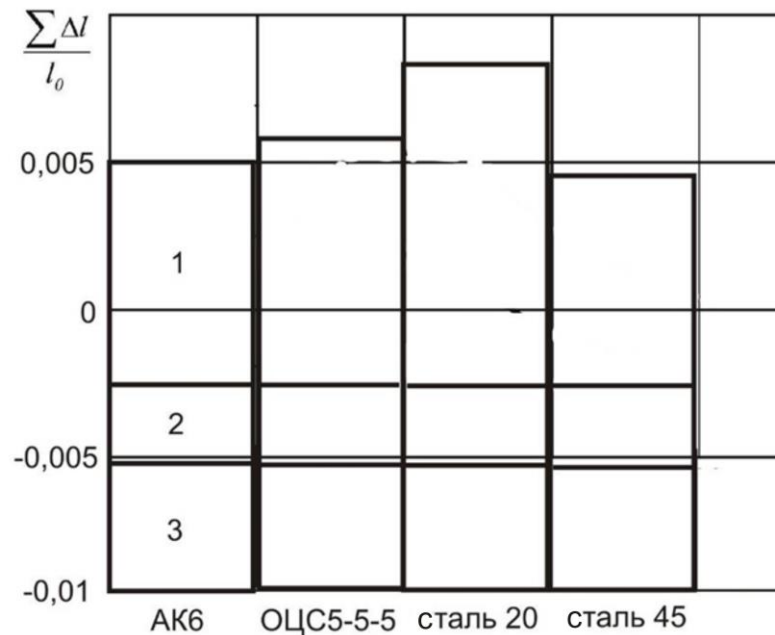


Рис. 4.46. Вплив оброблюваного матеріалу на осьові деформації при обробці заготовок із сплаву АК6 НВ 0,65 ГПа, бронза ОЦС 5-5-5 НВ 0,70, сталь 20 НВ 1,25, сталь 45 НВ 1,95; $t_0/d_0 = 0,25$, сумарна деформація $\sum a/d_0 = 0,075$, кут $\alpha = 2^\circ$; натяг на елемент a/d_0 : 1 – 0,0125, 2 – 0,025, 3 – 0,0375

При використанні натягу $a/d_0 = 0,025$ і $0,0375$ (лінії 2 і 3) спостерігається укорочення заготовки й значення осьових деформацій практично не залежать від оброблюваного матеріалу. При зменшенні натягу на елемент контактні навантаження зростають і починають перевищувати критичні, що, у свою чергу, викликає появу подовження в заготовок із різних матеріалів (залежність l).

Самі значення подовження задовільно корелюють із пластичними властивостями оброблюваних матеріалів.

Таким чином, аналіз вищенаведених даних свідчить про те, що вплив матеріалу на осьові деформації заготовки необхідно враховувати тільки за таких умов деформування, які викликають подовження заготовки в процесі її роздачі. Цей вплив можна враховувати через кореляційний зв'язок показників пластичності

- у першому наближенні (δ і ψ), а більш точно ступенем деформації здвигу, накопиченої до руйнування з осьовою деформацією обробленої заготовки.

4.5. Залежності для розрахунку зміни розмірів заготовок

Як показано в розділі 4.1, деформації заготовок, товщина стінки яких обмежується значенням, розрахованим по залежності (4.6), добре описуються простими універсальними формулами: $\varepsilon_\varphi = a/d_0$; $\varepsilon_r = -0,75 \sum a/d_0$; $\varepsilon_z = -0,25 \sum a/d_0$. Ці формули дозволяють із достатнім ступенем точності визначати зміну розмірів заготовок із різних матеріалів, оброблених деформуючим протягуванням за схемою розтягнення.

При протягуванні за схемою стиснення деформації заготовок, товщина стінок яких не перевищує значення товщини стінки розрахованої по залежності (4.12), мають трохи інший вигляд і, виходячи із залежності (4.11), можуть бути представлені в наступному виді:

$$\varepsilon_\varphi = \sum a/d_0; \quad \varepsilon_r = -(0,54 + 1,9t_0/d_0) \sum a/d_0; \quad \varepsilon_z = -(0,46 - 1,9t_0/d_0) \sum a/d_0$$

Використовуючи ці залежності, можна з достатнім ступенем точності визначити зміни розмірів заготовок із різних матеріалів, оброблених за схемою стиснення.

Зі збільшенням товщини стінки й наближенням величини контактного тиску до критичного, на зміну осьових розмірів заготовки, починають впливати режими протягування, геометрія інструмента й оброблюваний матеріал. У більшості цих випадків має місце подовження деталі. Слід зазначити, що в деяких випадках вплив режимів протягування й геометрії інструмента може спостерігатися при укороченні заготовки, або при відсутності осьових деформацій. У результаті цього залежність зміни довжини деталі від різних факторів стає складною й для її достовірного опису необхідно провести значне число експериментів.

Вибір, як значення відгуку відносної зміни осьової деформації, не зручний тому, що у результаті різного сполучення незалежних параметрів можуть бути отримані значення шуканої величини з різними знаками, що ускладнює одержання адекватної залежності. Тому, як значення відгуку вибиралася відносна деформація L/L_0 однозначно пов'язана з відносним збільшенням осьової деформації в такий спосіб:

$$\frac{\Delta L}{L_0} = \frac{L - L_0}{L_0} = \frac{L}{L_0} - 1.$$

Досліджувана величина L/L_0 є величиною випадкової, математичне очікування й дисперсія якої залежать від спільної дії групи факторів. При вивченні таких величин необхідно використовувати методи математичної статистики.

Серед відомих методів математичної статистики виняткова роль належить регресійному аналізу, що дозволяє чисельно оцінити силу впливу досліджуваних факторів на величину відгуку «у» і одержати шукані залежності в аналітичному вираженні.

Для визначення таких залежностей регресійний аналіз застосовують найчастіше на останньому етапі, тобто при обробці вже отриманих експериментальних результатів. При цьому експериментальні точки можуть бути розташовані так невдало, що навіть їхня велика кількість не дозволяє розрахувати з достатньою точністю параметри математичної моделі. Одна з найбільших, що часто зустрічаються труднощів у цій ситуації, полягає в сильній взаємній кореляції стовпців матриці значень змінних, що приводить до її поганої обумовленості (визначник такої матриці близький до нуля). У цьому випадку ніякими прийомами статистичного аналізу не можна перебороти наслідків невдало спланованих експериментів. Цей недолік усувається постановкою «активного» експерименту здійснюваного по спеціальних планах.

Планування експерименту, на відміну від класичної постановки варіювання кожного з факторів, передбачає одночасне варіювання всіх досліджуваних факторів за певним планом. Вибір типу плану здійснюється виходячи з необхідного критерію оптимальності та запропонованого виду математичної моделі.

У нашому випадку досліджувався спільний вплив відносної товщини стінки t_0/d_0 , кута нахилу твірної робочого конуса деформуючого елемента α , натягу на елемент a/d_0 і сумарного натягу $\sum a/d_0$.

Установлення апріорі форми зв'язку між досліджуваним відгуком і факторами впливу є в цьому випадку складним завданням, тому шукану модель шукали в класі поліномів, тобто вирішували завдання по апроксимації невідомої, функціональної залежності поліноміальним виразом. Так як на практиці використовується протягування по схемах розтягнення й стиснення, кожна з яких по-своєму впливає на зміну довжини, експериментальні результати по кожній схемі апроксимували своєю моделлю.

На підставі аналізу ряду попередніх однофакторних залежностей, частина з яких були явно нелінійними, вирішили побудувати повний поліном 2-го степеня виду:

$$y = b_0 + \sum_{i=1}^n b_i x_i + \sum_{i=1}^n b_{ij} x_i^2 + \sum b_{ij} x_i x_j . \quad (4.15)$$

Тут x_1, x_2, x_3, x_4 – кодування значення досліджуваних факторів. Кодування здійснювали по формулі, наведеної в джерелі [118]:

$$x_i = \frac{2 \tilde{x}_i - \tilde{x}_{\max} - \tilde{x}_{\min}}{\tilde{x}_{\max} - \tilde{x}_{\min}} , \quad (4.16)$$

де \tilde{x}_{\max} й \tilde{x}_{\min} – відповідно максимальне й мінімальне значення i – фактора в натуральному вираженні. \tilde{x}_i – значення i -го кодованого фактора в натуральному вираженні.

Для побудови моделі виду (4.15) використовували план типу Боксу-Бенкена [25], при якому кожний з факторів варіюється на трьох рівнях.

Інтервали варіювання вибирали в слідуючий спосіб. З огляду на, що визначення зміни розмірів більшості тонкостінних деталей може виконуватись по залежностях (4.5) для схеми розтягнення й (4.11) для схеми стиснення, діапазон дій яких обмежений залежностями (4.6) і (4.12) відповідно, то в якості нижнього

значення товщини стінки приймали для схеми розтягнення $t_0/d_0 = 0,1$, а для стиснення $t_0/d_0 = 0,18$. Кут α варіювали для схеми розтягнення від 2 до 12° , для стиснення від 2 до 8° , відносний натяг a/d_0 від $0,0125$ до $0,0375$ і відносний сумарний натяг від $0,0375$ до $0,1125$ для обох схем однаково.

Експериментальні результати, отримані відповідно до обраного плану, були оброблені по стандартній програмі множинної регресії [178]. Аналіз отриманого поліноміального виразу показав, що воно незадовільно описує експериментальні дані. Для усунення неадекватності розрахункових даних, отриманими по регресійній моделі з експериментальними, рівняння типу (4.15) вирішили доповнити членами типу $x_i^2 x_j$, $x_i x_j^2$ і перейти, таким чином, до неповного кубічного полінома. Було проведено також ряд додаткових експериментів. Після цього для кожної схеми протягування знову розраховували рівняння регресії, які після спрощення прийняли наступний вид:

$$\begin{aligned} y_{\text{расч}} = & 1,04284 + 0,0345x_1 + 0,01997x_2 + 0,0025x_3 + 0,01049x_4 - 0,01697x_1^2 - \\ & - 0,00911x_2^2 - 0,01078x_3^2 - 0,00359x_4^2 + 0,00676x_1x_2 + 0,01664x_1x_4 + 0,00475x_2x_3 \\ & + 0,01227x_2x_4 - 0,00583x_2x_3^2 - 0,0059x_3x_1^2 + 0,01294x_1x_2x_4; \end{aligned} \quad (4.17)$$

$$\begin{aligned} y_{\text{сж}} = & 1,02151 + 0,0145x_1 + 0,00893x_2 + 0,0012x_3 + 0,0083x_4 - 0,0157x_1^2 - 0,00825x_2^2 - \\ & - 0,00915x_3^2 - 0,00259x_4^2 + 0,00534x_1x_2 + 0,0135x_1x_4 + 0,00321x_2x_3 + 0,01072x_2x_4 \\ & - 0,00323x_2x_3^2 + 0,0039x_3x_1^2. \end{aligned} \quad (4.18)$$

Отримані рівняння виявилися статистично значимими, оскільки розрахункове значення критерію Фішера $F_{\text{расч}}$, яке визначалось, як відношення дисперсії, обумовленою регресією, до дисперсії щодо регресії [118] перевищує відповідне табличне значення критерію Фішера $F_{\text{табл}}$ [118]. Для рівняння (4.17) $F_{\text{расч}} = 31,7 > F_{\text{табл}} = 2,0$ при рівні значимості $R = 0,05$ й числі ступенів свободи 15 і 32 . Для рівняння 4.18 $F_{\text{расч}} = 29,5 > F_{\text{табл}} = 2$ при рівні значимості $R = 0,05$ й числі ступенів свободи 13 і 22 .

Розраховані регресійні моделі мають множинний коефіцієнт детермінації R^2 рівний для рівняння (4.17) $R^2 = 95,4\%$, для рівняння (4.18) $R^2 = 93,4\%$, що свідчить про те який відсоток розкиду експериментальних даних щодо загального середнього \bar{y} описуються отриманими моделями.

Порівняння експериментальних і розрахункових значень відгуку дало максимальну похибку для рівняння (4.17) - 5%, а для рівняння (4.18) - 8%.

З наведеного аналізу слідує, що отримані поліноміальні вирази можуть бути використані як інтерполяційні формули при розрахунку зміни осьових розмірів оброблених заготовок із достатньою для інженерної практики точністю.

Рівняння (4.17) отримано за результатами обробки заготовок зі сталі 20 НВ 1,25 ГПа, а рівняння (4.18) - сталі 12ХНЗА НВ1,7. Природно вони справедливі тільки при обробці заготовок із таких матеріалів.

Як показали вищенаведені експерименти, вплив оброблюваного матеріалу для діапазону описуваного залежностями (4.17) і (4.18) пов'язане зі зміною пластичних властивостей матеріалу. Тому для використання даних розрахованих по рівняннях (4.17, 4.18), для інших матеріалів, необхідно визначити величини, що характеризують пластичні властивості, тобто ступінь деформації здвигу, накопичену до руйнування [56] для умов роздачі втулок з тестового матеріалу (сталь 20 або сталь 12ХНЗА) і матеріалу, для якого необхідно визначити зміну розмірів. Потім, з огляду на співвідношення цих величин, коректуються дані, отримані по рівняннях (4.17, 4.18).

Отримані рівняння регресії дозволили оцінити ступінь впливу кожного зі досліджуваних факторів на $\frac{L}{L_0}$ в умовах їхньої спільної взаємодії. Із цією метою з виразів (4.17) і (4.18) по черзі виключали кожний з факторів та розраховували залишкову дисперсію. Фактор, виключення якого приводило до найбільшої залишкової дисперсії, вважали найбільш важливим. Результати розрахунку залишкових дисперсій наведені в табл. 4.4.

Визначення ступеня впливу кожного з факторів для моделі зміни осьових розмірів.

Схема протягування	Залишкова дисперсія без врахування			
	$x_1(t_0/d_0)$	$x_2(\alpha)$	$x_3(a/d_0)$	$x_4(\sum a/d_0)$
Розтягнення	0,000361	0,000529	0,000144	0,000289
Стиснення	0,000297	0,000498	0,000139	0,000269

Очевидно, найбільше істотно на осьові деформації незалежно від схеми впливає кут α . Менш значущими факторами є товщина стінки й сумарний натяг, а найменший вплив має натяг на елемент.

Знання ступеня впливу кожного з факторів можна використовувати при виборі геометрії інструмента й режимів протягування, що забезпечують необхідні осьові деформації обробленої заготовки.

4.6. Висновки

1. Встановлено, що зі збільшенням товщини стінки осьова деформація укорочення заготовки переходить в подовження, що обумовлено результатом спільного впливу контактної тиску, схеми й осьової сили протягування.

2. Для тонкостінних заготовок визначені залежності для розрахунку деформацій $\epsilon_r, \epsilon_\phi, \epsilon_z$, які залежать тільки від ступеня роздачі заготовки та установлені граничні технологічні умови їх застосування.

3. Доведено, що досягнення контактним тиском критичного значення якісно міняє схему формоутворення - укорочення переходить у подовження; при наявності критичного контактної тиску довжина заготовки не міняється.

4. Отримано залежність для визначення кута α , що забезпечує незмінність довжини заготовки в процесі її роздачі по схемах стиснення й розтягнення.

5. Показано, що технологічне управління переходом з однієї схеми осередку деформації в іншу розширює можливості формоутворення заготовки за рахунок технологічного забезпечення широкого діапазону значень осьових деформацій від укорочення заготовки до її подовження.

6. При деформації заготовок в умовах критичного контактного тиску деформуючими елементами з кутом $\alpha > 6^\circ$ змінюється відомий характер залежності $q = f(\bar{a})$, тобто збільшення натягу приводить до незначного росту контактного тиску.

7. Вплив матеріалу на осьову деформацію спостерігається тільки при деформуванні заготовок із товщиною стінки вище критичної, тобто при наявності в зоні контакту критичного контактного тиску.

8. Для випадку роздачі деталей з товщиною стінки $t_0 \geq t_{кр}$ отримані інтерполяційні моделі для визначення осьових деформацій з достатньої для інженерної практики точністю. Отримані моделі дозволили оцінити ступінь впливу кожного з досліджуваних факторів на осьову деформацію в умовах їх спільної взаємодії.

РОЗДІЛ 5. ДЕФОРМУВАННЯ РІЗНОТОВЩИНИХ ЗАГОТОВОК

На підставі літературного огляду, а також результатів математичного моделювання (розділ 3) можна зробити наступний висновок, що на точність обробки визначальний вплив мають нестійкість деформування у осередку деформації, наявність зовнішніх факторів, що вносять збурювання в пластичне деформування заготовки.

До таких факторів варто віднести вихідну похибку заготовки, похибки її базування, вплив ваги інструмента й деталі, неоднорідність властивостей матеріалу заготовки.

Розглянемо вплив вихідної похибки заготовки на процес деформування. Найбільш істотно, як слідує з роботи [94, 219], на утворення похибок обробки впливає зміна товщини стінки заготовки в поперечному перерізі, тобто різнотовщинність.

5.1. Вплив різнотовщинності в поперечному перерізі заготовки на процес її деформування

Розглянемо випадок, коли заготовка є різнотовщинною в окружному напрямку й початкова товщина стінки заготовки t_0 змінюється по деякому монотонному законі

$$t_0 = t_0(\varphi), \text{ де } 0 \leq \varphi \leq \pi.$$

Якщо матеріал заготовки являється незміцнюючим (ідеально пластичним), то при її роздачі відразу відбудеться локалізація деформації в самому тонкому місці, що відповідає $t_{0\min}$, а $\varphi = 0$. Тут і буде спостерігатися руйнування, що залежно від властивостей матеріалу відбудеться або із втратою стійкості деформування (з'явиться місцеве утонення - шийка), або без неї (крихке руйнування).

У реальному випадку матеріал, пластично деформованої заготовки, зміцнюється. У цьому випадку його зміцнення, що спочатку виникає на ділянці із $t_{0\min}$, викличе подальше поширення пластичних деформацій на ділянку з $t > t_{0\min}$.

Розглянемо область $-\varphi_0 \leq \varphi \leq \varphi_0$ (рис. 5.1), де матеріал деформується пластично, що забезпечується роздачею заготовки, діаметр отвору якої d_0 , з натягом a , після чого її внутрішній діаметр стає рівним:

$$d = d_0 + a \quad (5.1)$$

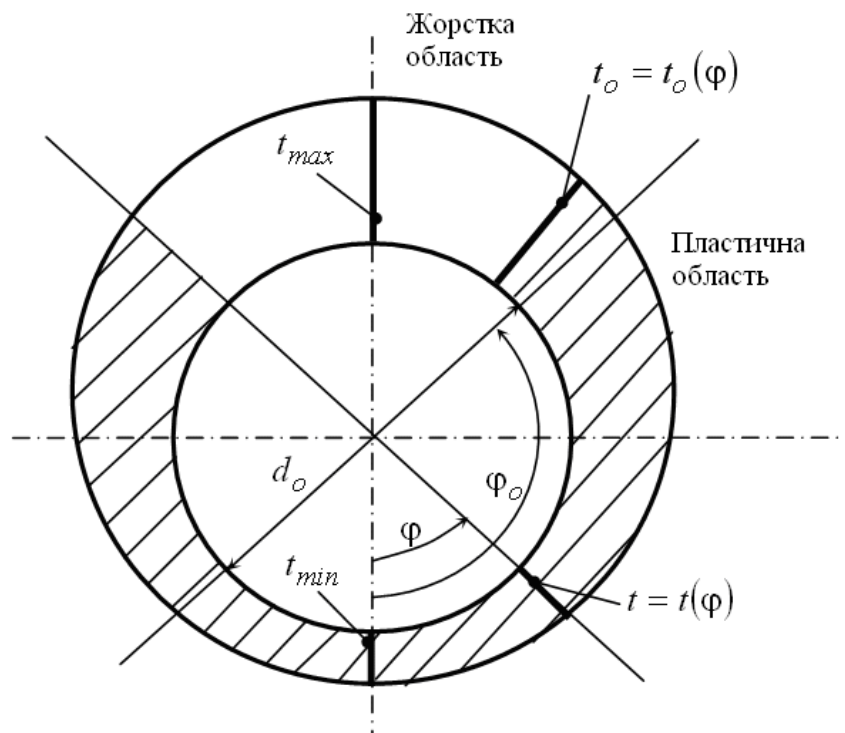


Рис. 5.1. Розрахункова схема роздачі заготовки зі змінною товщиною стінки

Відзначимо, що кути φ й φ_0 , що утворюють кут охопту пластичної зони, відлічуються у недеформованій заготовці. Це значить, що реальний кут охопту пластичної зони в деформованій заготовці φ'_0 буде трохи відрізнятися від φ_0 . Тобто $\varphi'_0 \neq \varphi_0$.

Ступінь деформації заготовки в окружному напрямку (середня інтегральна окружна деформація)

$$\varepsilon = \ln \frac{d}{d_0} = \ln \frac{d_0 + a}{d_0} = \ln \left(1 + \frac{a}{d_0} \right). \quad (5.2)$$

При застосовуваних малих ступенях роздачі ($a \leq 0,1d_0$), згідно [218],

$$\varepsilon = a/d_0. \quad (5.3)$$

Розглянемо можливі випадки, що виникають при протягуванні різнотовщинних заготовок із малими натягами. Рахуючи процес деформування в кожній точці перерізу розглядаємої тонкостінної заготовки досить монотонним, аналіз і розрахунки будемо вести використовуючи деформаційну теорію пластичності [51].

Запишемо зв'язок між величиною пластичної зони, обумовленої кутом φ_0 і ступенем роздачі ε

$$\varphi_0 = \varphi_0(\varepsilon), \quad (5.4)$$

справедливу для випадку роздачі заготовок із зміцнюючого матеріалу. При певному ступені різнотовщинності $\Delta = \frac{t_{\max} - t_{\min}}{t_{cp}}$; $t_{cp} = \frac{t_{\max} + t_{\min}}{2}$, деформації ε і здатності матеріалу до зміцнення пластична область може охопити весь об'єм заготовки, тобто кут φ_0 монотонно зростає від 0 (початок роздачі) до $\varphi = \pi$.

Якщо ж функція (5.4) має в діапазоні $0 \leq \varphi_0 \leq \pi$ проміжний максимум, то в точці, що відповідає максимуму, відбулася «зупинка» у розвитку пластичної зони, тобто почалася її локалізація. При подальшому зростанні ε величина пластичної області може зменшуватися (навіть і без утворення шийки), що в остаточному підсумку приведе до руйнування. Тому сам факт зупинки в розвитку пластичної зони є явною технологічною бракувальною ознакою, яку необхідно використовувати, як обмежуючу умову при виконанні технологічних розрахунків.

Тобто вибір мінімально необхідної деформації для пластичного деформування всього об'єму заготовки повинен здійснюватися з урахуванням відсутності цієї бракувальної ознаки.

Крім того, для конкретного матеріалу заготовки залежно від його здатності до деформаційного зміцнення, а також від гранично припустимої деформації, обмеженої пластичними властивостями матеріалу, існує мінімально припустимий ступінь різнотовщинності, при якій не можна пластично деформувати весь об'єм

заготовки. Це вказує на те, що залежно від властивостей оброблюваного матеріалу, заготовки необхідно перевіряти в стані поставки по їх різнотовщинності, і відбраковувати за умови перевищення мінімально припустимого ступеня різнотовщинності.

Для вирішення зазначених проблем використовуємо модель роздачі заготовки. Про коректність застосування такої моделі свідчить успішне застосування авторами [161] теоретичного рішення А. А. Ілюшина [44] по визначення залишкової пластичної деформації в загальній, при роздачі труби внутрішнім рівномірно розподіленим тиском, використовуване ними при розрахунку розміру отвору заготовки, обробленої ДПР.

На початковій стадії деформування малий ступінь роздачі приводить до виникнення пластичної зони обмежених розмірів ($-\varphi_0 \leq \varphi \leq \varphi_0$).

Розрахункова схема для цього випадку представлена на рис. 5.1.

Заготовку будемо вважати тонкостінною, напружено-деформований стан, якої можна вважати однорідним і відповідним одноосьовому розтягненню з окружною деформацією ε_φ і напруженням σ_φ , розподіленим по товщині стінки рівномірно.

Дослідимо залежність між ступенем деформації ε і розміром пластичної області $-\varphi_0$. Вихідна довжина круглого отвору $C_0 = \pi d_0$, після роздачі дорівнює:

$$C = \pi(d_0 + a). \quad (5.5)$$

З іншої сторони довжину цього круга можна розрахувати, як суму довжин двох дуг: дуги пластично недеформованої частини з вихідним кутовим розміром $2\pi - 2\varphi_0 = 2(\pi - \varphi_0)$, що при роздачі не міняючи своєї довжини просто розкривається, збільшуючи радіус своєї кривизни від $\frac{d_0}{2}$ до $\frac{d_0 + a}{2}$.

Тому її довжина дорівнює:

$$C_1 = 2(\pi - \varphi_0) \frac{d_0}{2} = (\pi - \varphi_0)d_0. \quad (5.6)$$

Другий доданок - це довжина пластично деформованої частини заготовки. Розрахуємо її довжину (рис. 5.2).

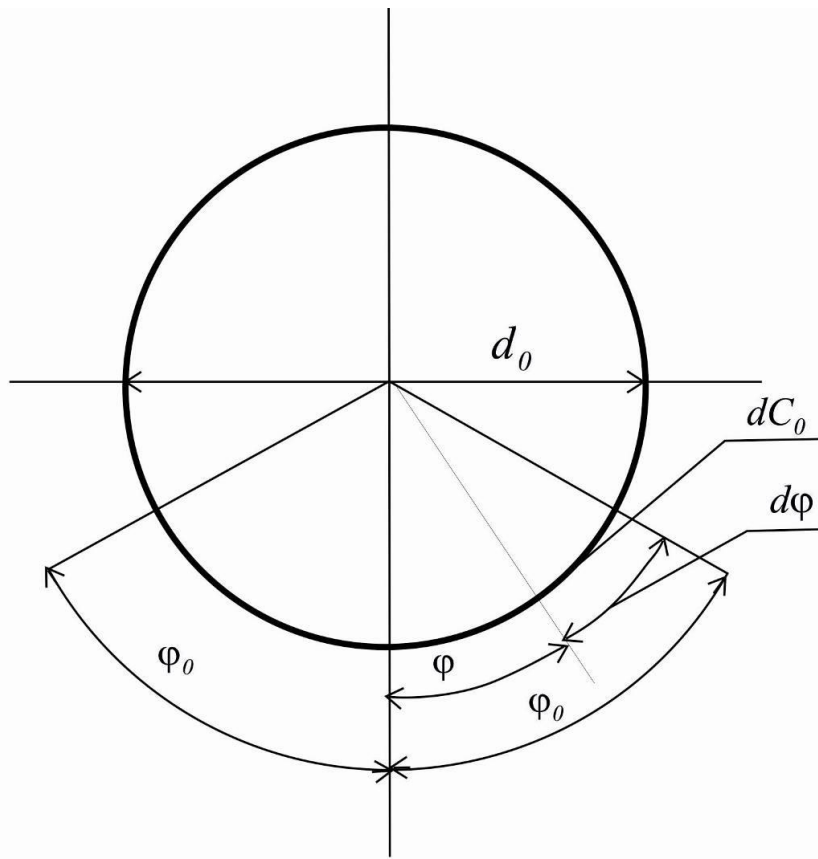


Рис. 5.2. Схема для розрахунку довжини пластично деформованої зони

Початкова елементарна ділянка довжиною dC_0 :

$$dC_0 = \frac{d_0}{2} d\varphi \quad (5.7)$$

Її довжину після роздачі визначимо з умови:

$$e_\varphi = \ln \frac{dC_2}{dC_0}, \quad (5.8)$$

де $e_\varphi = e_\varphi(\varphi)$ – окружна деформація заготовки в точці з кутовою координатою φ .

Тоді:

$$dC_2 = dC_0 e^{e_\varphi}. \quad (5.9)$$

При розглянутих малих ступенях роздачі ($e_\varphi < 0,1$):

$$dC_2 = (1 + e_\varphi) dC_0. \quad (5.10)$$

Повна довжина деформованої ділянки:

$$C_2 = 2 \int_0^{\varphi_0} dC_2 d\varphi = 2 \int_0^{\varphi_0} (1 + e_\varphi) dC_0 = 2 \int_0^{\varphi_0} (1 + e_\varphi) \frac{d_0}{2} d\varphi.$$

Після перетворень:

$$C_2 = d_0 \int_0^{\varphi_0} (1 + e_\varphi) d\varphi \quad (5.11)$$

Тоді довжина круглого обробленого отвору визначається як сума довжин, визначених з виразів (5.6) і (5.11):

$$C = C_1 + C_2 = (\pi - \varphi_0) d_0 + d_0 \int_0^{\varphi_0} (1 + e_\varphi) d\varphi. \quad (5.12)$$

Прирівняємо вирази (5.5) і (5.12):

$$\pi(d_0 + a) = (\pi - \varphi_0) d_0 + d_0 \int_0^{\varphi_0} (1 + e_\varphi) d\varphi. \quad (5.13)$$

Розділимо обидві частини виразу (5.13) на d_0 і з врахуванням (5.3) одержимо:

$$\pi + \pi\varepsilon = \pi - \varphi_0 + \int_0^{\varphi_0} (1 + e_\varphi) d\varphi, \quad (5.14)$$

або

$$\pi\varepsilon = \int_0^{\varphi_0} (1 + e_\varphi) d\varphi - \varphi_0 = \int_0^{\varphi_0} d\varphi + \int_0^{\varphi_0} e_\varphi d\varphi - \varphi_0 = \int_0^{\varphi_0} e_\varphi d\varphi. \quad (5.15)$$

З виразу (5.15):

$$\varepsilon = \frac{1}{\pi} \int_0^{\varphi_0} e_\varphi d\varphi. \quad (5.16)$$

Врахуємо вплив оброблюваного матеріалу на зв'язок ступеня роздачі з кутовим розміром пластичної області. У випадку $\varphi = \varphi_0$ матеріал заготовки ще пластично не деформований, а отже не одержав деформаційного зміцнення. Тобто інтенсивність напруг σ_0 дорівнює вихідній границі текучості: $\sigma_0 = \sigma_T$. Розглянемо роздачу заготовки, для випадку, коли $\varepsilon_z = 0$ (випадок, по якому осьові деформації відсутні).

Для тонкостінної труби радіальні напруги $\sigma_r \ll \sigma_\varphi$. Тоді інтенсивність напруг для розглянутого випадку:

$$\sigma_0 = \frac{\sqrt{3}}{2} \sigma_\varphi, \quad (5.17)$$

а інтенсивність деформацій:

$$e_0 = \frac{2}{\sqrt{3}} e_\varphi, \quad (5.18)$$

або

$$e_\varphi = \frac{\sqrt{3}}{2} e_0. \quad (5.19)$$

Нехай крива зміцнення матеріалу заготовки описується відомим рівнянням [67]:

$$\sigma_0 = \sigma_T + B e_0^n. \quad (5.20)$$

З виразу (5.20) одержуємо:

$$e_0 = \left(\frac{\sigma_0 - \sigma_T}{B} \right)^{\frac{1}{n}}. \quad (5.21)$$

Встановимо зв'язок σ_0 з товщиною стінки заготовки. Використовуючи відомі умови рівноваги трубчастої заготовки [211] при відсутності контактної тертя $\sigma_\varphi t_0 = \text{const}$. Запишемо цю умову для перерізу з φ і перерізу з φ_0 , тобто перерізів: першого, довільного з поточними значеннями $t_0(\varphi)$, $\sigma_0(\varphi)$ і $\sigma_\varphi(\varphi)$ й другого перерізу на границі пластичної області (при $\varphi = \varphi_0$) зі значеннями $t_0(\varphi_0)$; $\sigma_0 = \sigma_T$, оскільки на цій границі матеріал не деформований і отже не зміцнений, тоді:

$$\sigma_T t_0(\varphi_0) = \sigma_\varphi t_0(\varphi). \quad (5.22)$$

Слід зазначити, що напружений стан деформованої заготовки співвідноситься з початковою недеформованою товщиною стінки. При малих ступенях роздачі ця умова являється цілком прийнятною.

З виразу (5.22):

$$\sigma_\varphi(\varphi) = \sigma_T \frac{t_0(\varphi_0)}{t_0(\varphi)}. \quad (5.23)$$

Для розглянутої задачі:

$$\sigma_{\varphi} = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_0.$$

Тоді $\frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_0 = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_T \frac{t_0(\varphi_0)}{t_0(\varphi)}$, а

$$\sigma_0 = \sigma_T \frac{t_0(\varphi_0)}{t_0(\varphi)}. \quad (5.24)$$

Підставляючи (5.24) в (5.21) знаходимо:

$$e_0 = \left(\frac{\sigma_T}{B}\right)^{\frac{1}{n}} \left[\frac{t_0(\varphi_0)}{t_0(\varphi)} - 1\right]^{\frac{1}{n}}. \quad (5.25)$$

З виразу (5.19) знаходимо:

$$e_{\varphi} = \frac{\sqrt{3}}{2} \left(\frac{\sigma_T}{B}\right)^{\frac{1}{n}} \left[\frac{t_0(\varphi_0)}{t_0(\varphi)} - 1\right]^{\frac{1}{n}}. \quad (5.26)$$

Остаточно інтегральне рівняння (5.16):

$$\varepsilon = \frac{1}{\pi} \frac{\sqrt{3}}{2} \left(\frac{\sigma_T}{B}\right)^{\frac{1}{n}} \int_0^{\varphi_0} \left[\frac{t_0(\varphi_0)}{t_0(\varphi)} - 1\right]^{\frac{1}{n}} d\varphi. \quad (5.27)$$

Це і є шукане співвідношення між ступенем роздачі ε й кутовим розміром пластичної області φ_0 .

Задаючи різні значення φ_0 , використовуючи відомі для різних матеріалів закони зміцнення (B , σ_T , n), а також закони зміни товщини стінки $t_0(\varphi)$ можна одержати залежності $\varepsilon(\varphi_0)$ для різних матеріалів та різних різнотовщинностей.

Для приклада розглянемо найпростіший випадок змінності товщини стінки з одним періодом її зміни, зображений на рис. 5.1. Зовнішня поверхня заготовки представлена у вигляді окружності, ексцентрично зміщеної щодо отвору. У результаті чисельних розрахунків* для виразу (5.27) отриманий кількісний зв'язок між ступенем роздачі ε й кутовим розміром пластичної області для заготовок зі сталі 45 з різною різнотовщинністю й з $\sigma_T = 350$ МПа, $B = 788$ МПа, $n = 0,48$ (рис. 5.3–5.5, крива 2).

* Програма розроблена доцентом ВГТУ Е. А. Балаганской.

Із рисунків слідує, що зі збільшенням різнотовщинності зростає ступінь деформації необхідна для деформування всього об'єму заготовки, тобто при $\varphi = \pi$.

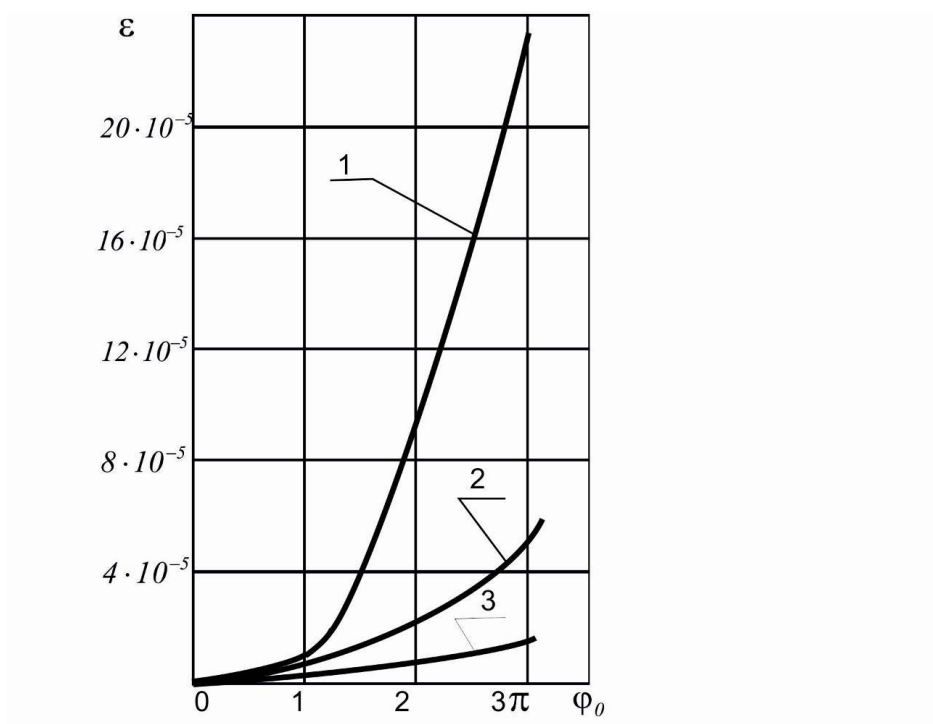


Рис. 5.3. Залежність деформації перерізу від кута φ_0 при різнотовщинності $\Delta = 0,01$

для матеріалу з параметрами кривої течії:

1- $\sigma_T = 350 \text{ МПа}$, $B = 395$, $n = 0,48$; 2- $\sigma_T = 350 \text{ МПа}$, $B = 790$, $n = 0,48$; 3- $\sigma_T = 350 \text{ МПа}$,
 $B = 195$, $n = 0,48$.

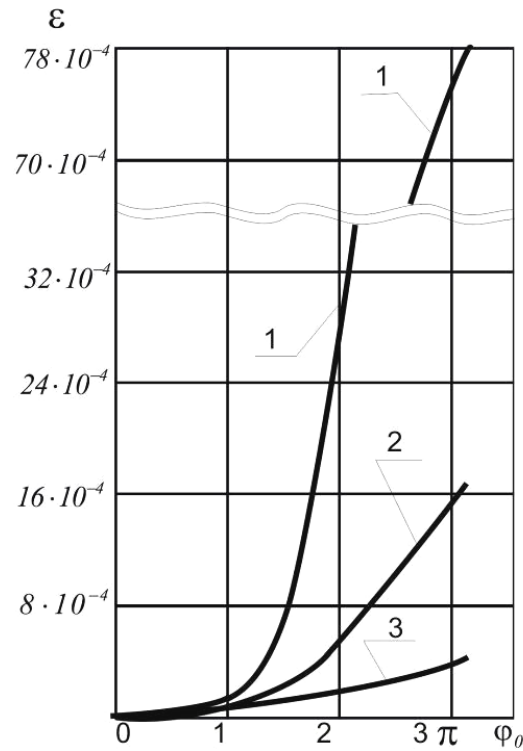


Рис. 5.4. Залежність деформації перерізу від кута φ_0 при різновтовщинності $\Delta = 0,05$ для матеріалів з параметрами кривої течії: 1 – $\sigma_T = 350$ МПа, $B = 395$, $n = 0,48$; 2 – $\sigma_T = 350$ МПа, $B = 790$, $n = 0,48$; 3 – $\sigma_T = 350$ МПа, $B = 195$, $n = 0,48$

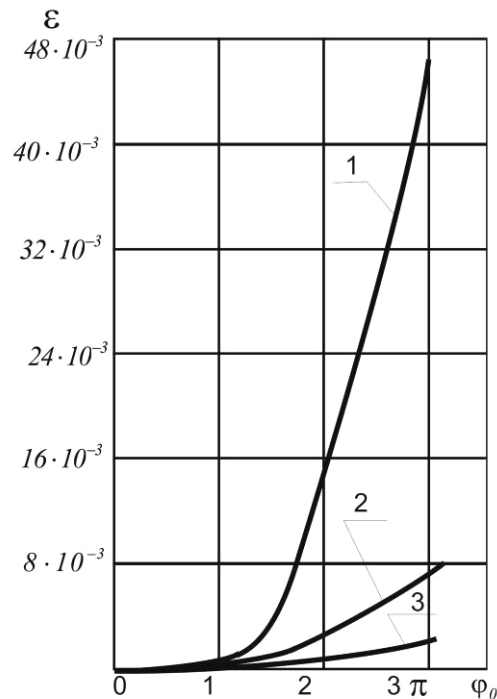


Рис. 5.5. Залежність деформації перерізу від кута φ_0 при різновтовщинності $\Delta = 0,1$ для матеріалів з параметрами кривої течії: 1 – $\sigma_T = 350$ МПа, $B = 395$, $n = 0,48$; 2 – $\sigma_T = 350$ МПа, $B = 790$, $n = 0,48$; 3 – $\sigma_T = 350$ МПа, $B = 195$, $n = 0,48$

Слід зазначити, що розрахункове моделювання зміцнення матеріалу, за рахунок зміни коефіцієнта B , показало її вплив на величину деформації $\varepsilon_{\varphi=\pi}$, а саме: чим більше зміцнюваність матеріалу, тим менше значення деформації необхідної для пластичного деформування всього об'єму заготовки. Також з рис. 5.6 слідує, що чим більше зміцнюваність матеріалу, тим більша гранична різнотовщинність при якій можна успішно деформувати заготовку.

Для сталі 45 (рис. 5.6, крива 2) гранична різнотовщинність, при якій заготовка переходить у пластичний стан $\Delta = 0,25$. При перевищенні її спостерігається втрата стійкості течії матеріалу.

При недостатній деформації весь об'єм заготовки не буде пластично деформований, що приводить до бракувальної ознаки, що часто зустрічається, - наявності необробленої ділянки поверхні отвору.

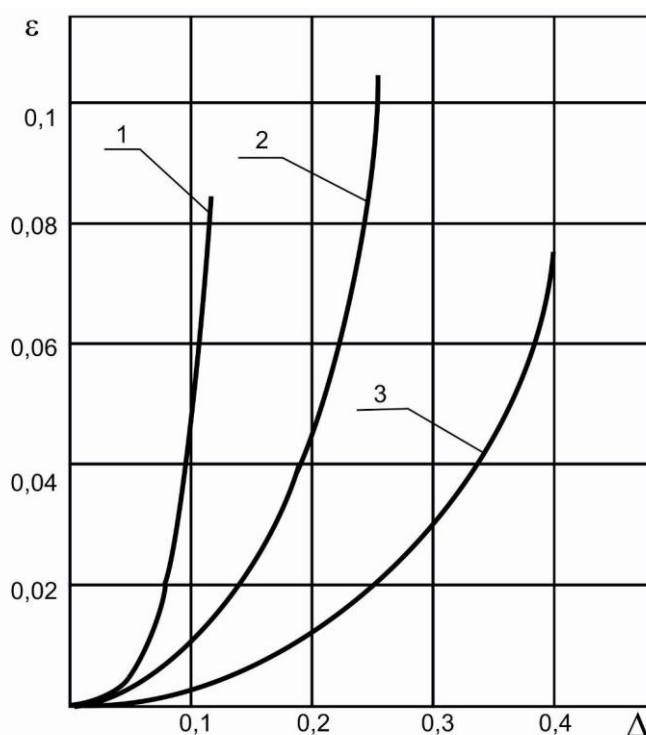


Рис. 5.6. Залежність сумарної деформації при якій пластична зона охоплює весь об'єм заготовки від різнотовщинності для матеріалів з параметрами кривої течії: 1 – $\sigma_T = 350$ МПа, $B = 395$, $n = 0,48$; 2 – $\sigma_T = 350$ МПа, $B = 790$, $n = 0,48$; 3 – $\sigma_T = 350$ МПа, $B = 195$, $n = 0,48$

За результатами проведених досліджень складений алгоритм визначення мінімально необхідної деформації для деформування всього об'єму заготовки (рис. 5.7).

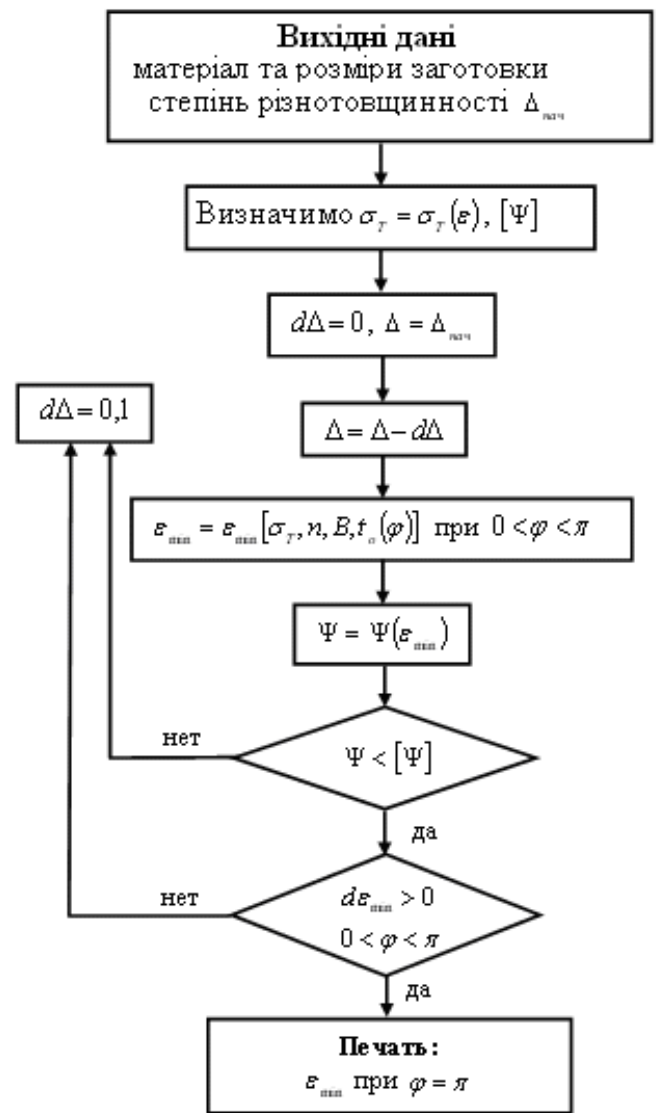


Рис. 5.7. Алгоритм для розрахунку мінімально необхідної деформації для деформування всього об'єму заготовки

Спочатку підготовляються вихідні дані, до яких відносяться: матеріал заготовки, розміри, вихідна різнотовщинність, обумовлена допуском на товщину стінки.

Далі визначаємо експериментально або за довідковим даними рівняння кривої зміцнення оброблюваного матеріалу, а також дані для розрахунку його пластичності при $\eta = +2$. Останнє здійснюється або по стандартних

характеристиках матеріалу – відносному подовженню після розриву δ_p в %, або по випробуваннях на двохосьове розтягання (див. розділ 2). У першому випадку за даними роботи [218]:

$$e_{np} = c\delta_p, \quad (5.28)$$

де $c = 0,0065$ коефіцієнт, що враховує вплив схеми напруженого стану.

Як показано в роботах [184, 218] на зовнішній поверхні заготовок із кінцевою товщиною стінки ($\frac{D}{d_0} \leq 2,5$) реалізується жорстка схема напруженого стану, що наближається до схеми двохосьового розтягнення. За таких умов іде інтенсивне збільшення ресурсу використаної пластичності навіть при невеликих значеннях накопичених деформацій. Зазначене погіршується вихідною різнотовщинністю заготовки. Тобто, при несприятливому сполученні різнотовщинності, степені деформації, здатністю матеріалу до зміцнення, заготовка може або зруйнуватися, або залишитися частково недеформованою.

Ступінь використання ресурсу пластичності при роздачі одним елементом [215]:

$$\psi = \frac{\varepsilon_{\min}}{(1 + t_{\min})c\delta_p}, \quad (5.29)$$

t_{\min} – мінімальне значення товщини стінки заготовки.

Далі виконуємо розрахунки по залежності 5.27 для визначення ε_{\min} при $\varphi = \pi$.

За отриманим значенням ε_{\min} з виразу 5.29 визначаємо ψ . При позитивному результаті, тобто $\psi < 1$ визначається мінімальна деформація ε_{\min} необхідна для деформування всього об'єму заготовки.

Якщо ж $\psi(\varepsilon_{\min}) \geq 1$, то згідно [94, 219], необхідно зменшувати різнотовщинність заготовки переходом на іншу марку труби, що має менший допуск на товщину стінки, попереднім обточуванням по зовнішньому діаметрі або введення операції відпалу після виконання частини деформації.

Розроблений алгоритм необхідно використовувати при розрахунку і вибору заготовки, необхідної для одержання готової деталі після операції ДПР, а також при визначенні мінімально необхідної деформації, що дозволяє забезпечити пластичне деформування всього об'єму заготовки.

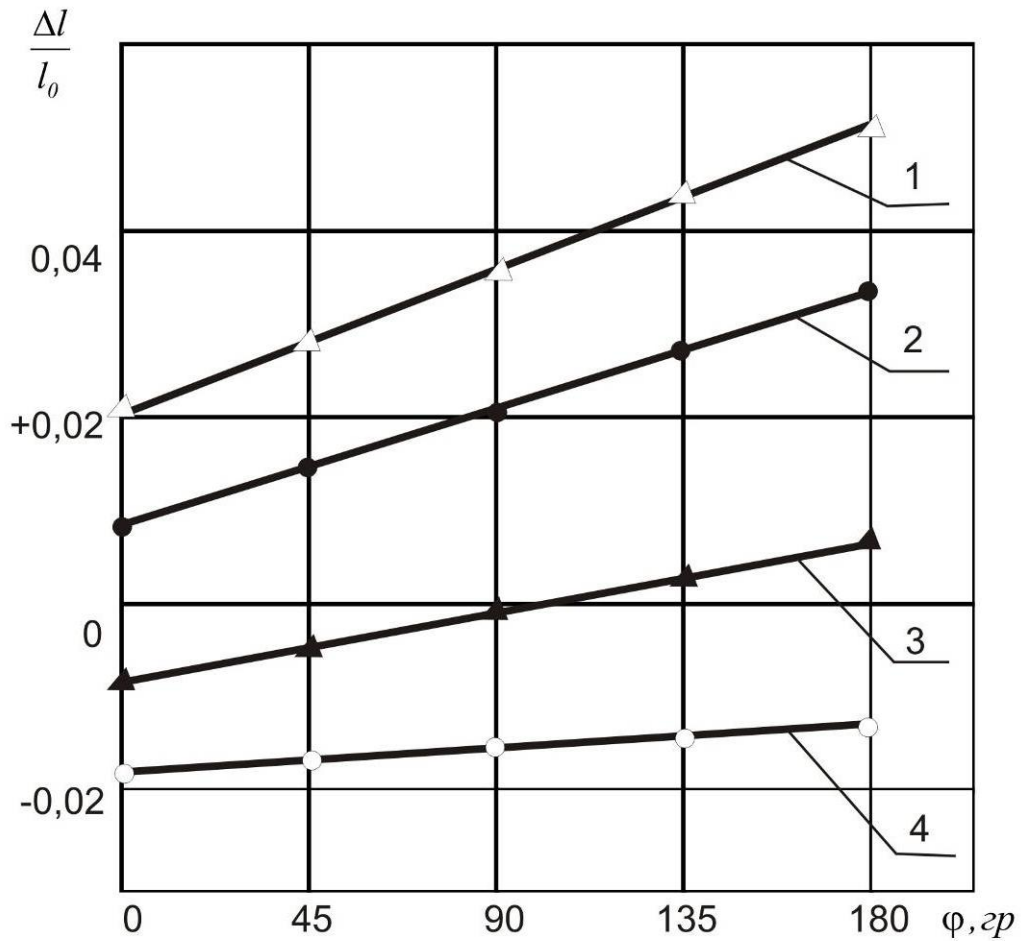
5.2. Вплив різнотовщинності на кривизну осі заготовки, обробленої ДПР

У розділі 5.1 розглянутий вплив вихідної різнотовщинності заготовки в окружному напрямку на її деформований стан. Розроблена математична модель деформування такої заготовки, а також дані чисельного моделювання показали, що вихідна різнотовщинність досить істотно впливає на точність обробки. Якщо її не враховувати, то це приводить до збурювань у пластичному деформуванні й утворенню значних похибок у поперечному перерізі заготовки. Більше того, це може викликати появу бракувальних ознак по граничній деформації матеріалу заготовки, або по граничній різнотовщинності, що не дозволить повністю пластично деформувати весь об'єм заготовки.

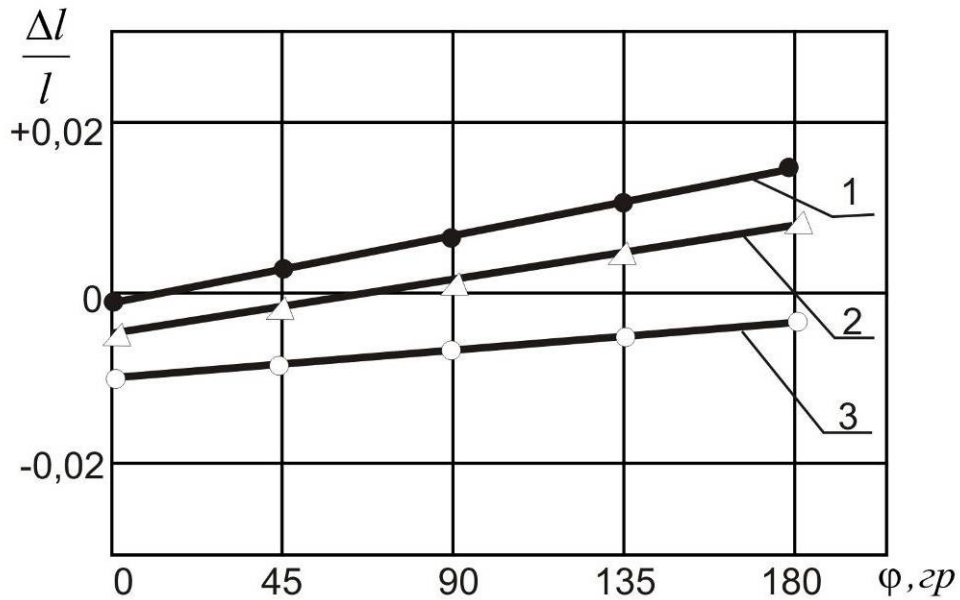
У розділі 4 показано, що осьові деформації обробленої заготовки значною мірою залежать від товщини стінки. Отже, при обробці різнотовщинної заготовки осьові деформації ділянок з різними товщинами стінки будуть неоднаковими.

Використаємо експериментальні дані, наведені на рис. 4.2 і 4.3, для побудови варіації осьових деформацій по поперечному перерізі різнотовщинної заготовки при рівномірній зміні різнотовщинності від $t_{\min} = 0,1$ до $t_{\max} = 0,15$. Розрахунки виконувалися для деформування з різними кутами (рис. 5.8, *а*) і різними натягами (рис. 5.8, *б*) за схемою розтягнення.

З рис. 5.8, слідує, що ділянка з мінімальною товщиною стінки завжди має меншу довжину, в порівнянні з ділянкою, яка має максимальну товщину стінки. Цей факт має місце, як при укороченні, так і подовженні заготовки. Зі збільшенням кута α і зниженням натягу градієнт зміни осьових деформацій зростає (рис. 5.8).



а)



б)

Рис. 5.8. Зміна осевих деформацій по поперечному перерізу різновтовщинної заготовки $t_{\min} = 0.1$, $\varphi = 0$; $t_{\max} = 0.15$, $\varphi = 180^\circ$; матеріал сталь 20, $\sum a/d_0 = 0.075$, а) натяг на елемент $a/d_0 = 0.025$, кут α : 1 – 12° , 2 – 8° , 3 – 4° , 4 – 2° ; б) кут $\alpha = 4^\circ$, натяг a/d_0 : 1 – 0,0125, 2 – 0,025, 3 – 0,0375

Різниця осьових деформацій ділянок, різнотовщинної в окружному напрямку заготовки, викликає викривлення її осі. Більш того, довжина обробленої деталі майже пропорційно збільшує її прогин. Тому управління цим видом похибки особливо важливо при обробці різнотовщинних заготовок значної довжини.

Для кількісної оцінки цього виду похибки, а також для встановлення шляхів її зниження нами розроблена аналітична модель [99] по визначенню прогину осі f залежно від зміни довжини ділянок з t_{\min} і t_{\max} .

Наявність ділянок з товщиною стінки t_{\min} й t_{\max} приводить після обробки до різних осьових розмірів цих ділянок L_{\min} і L_{\max} . У результаті цього ось заготовки викривляється по радіусі R (рис. 5.9):

$$R = \frac{L_0 + \Delta l_{\text{cp}}}{\varphi'} \quad (5.30)$$

L_0 – вихідна довжина заготовки;

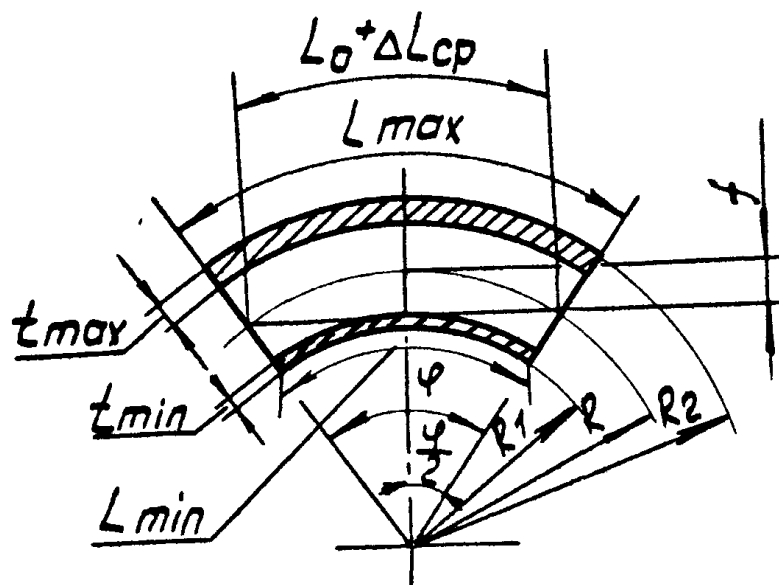


Рис. 5.9. Схема викривлення різнотовщинної заготовки при її роздачі

φ' – центральний кут, що відповідає дузі, по якій відбулося викривлення заготовки;

Δl_{cp} – зміна довжини осі різнотовщинної заготовки після деформування.

З огляду на, що $\Delta l_{\text{cp}} = 0,5(\Delta l_{\text{max}} + \Delta l_{\text{min}})$ одержимо:

$$R = \frac{L_0 + 0,5(\Delta l_{\max} + \Delta l_{\min})}{\varphi'} , \quad (5.31)$$

де Δl_{\max} й Δl_{\min} – максимальна й мінімальна зміна довжини ділянок обробленої деталі. Слід зазначити, що значення Δl_{\max} й Δl_{\min} при визначенні радіуса прогину R необхідно брати з відповідними знаками: зі знаком «мінус» при вкороченні й зі знаком «плюс» – при подовженні заготовки. Можливі випадки, коли Δl_{\max} й Δl_{\min} дорівнюють нулю або мають різні знаки, що можливо при деформуванні заготовок із товщинами стінок, при яких осьова деформація $\varepsilon_z = 0$. З рис. 5.9:

$$L_{\max} = R_2 \varphi' , \text{ а } L_{\min} = R_1 \varphi' ,$$

тоді $R_1 = \frac{L_{\min}}{\varphi'}$, а $R_2 = \frac{L_{\max}}{\varphi'}$.

Їх різниця $R_2 - R_1 = \frac{l_{\max} - l_{\min}}{\varphi'} = D$, де D – зовнішній діаметр оброблюваної деталі.

Звідки:
$$\varphi' = \frac{L_{\max} - L_{\min}}{D} \quad (5.32)$$

У свою чергу:

$$L_{\max} = L_0 + \Delta l_{\max} ;$$

$$L_{\min} = L_0 + \Delta l_{\min} .$$

У цьому випадку Δl_{\max} й Δl_{\min} необхідно брати з відповідними знаками для випадків подовження й укорочення заготовки.

Для будь-якого деформованого стану обробленої заготовки.

$$L_{\max} - L_{\min} = \Delta l_{\max} - \Delta l_{\min} .$$

Тоді кут φ' із залежності (5.31):

$$\varphi' = \frac{\Delta l_{\max} - \Delta l_{\min}}{D} \quad (5.33)$$

З рис. 5.9 слідує, що прогин (викривлення осі) різнотовщинної деталі обумовлений різними осьовими деформаціями мінімальної й максимальної товщин стінок:

$$f = R(1 - \cos \frac{\varphi'}{2}) \quad (5.34)$$

Підставляючи вирази (5.31) і (5.33) в отримане з геометричних співвідношень значення прогину f маємо:

$$f = \frac{[L_0 + 0,5(\Delta l_{\max} + \Delta l_{\min})]D}{\Delta l_{\max} - \Delta l_{\min}} [1 - \cos \frac{(\Delta l_{\max} - \Delta l_{\min})}{2D}]. \quad (5.35)$$

Залежність (5.35) використовувалася для аналізу впливу вихідної різнотовщинності, режимів протягування, геометрії інструмента, оброблюваного матеріалу на величину викривлення осі обробленої заготовки. Вихідна різнотовщинність досліджуваних заготовок відповідно до ГОСТу 8732–78 на гарячекатані труби $\Delta t = (-15...12,5)\%t_0$. Змінювані режими протягування, геометрія інструмента, вихідна товщина стінки, їхні змінювані значення наведені в таблиці 5.1. Також у табл. 5.1 перераховані матеріали заготовок. Значення Δl_{\max} й Δl_{\min} необхідні для розрахунку по залежності (5.35) визначалися виходячи з експериментальних даних наведених на рис. 4.1– 4.7 розділ 4. При цьому $t_{\min} = 0,85t_0$, а $t_{\max} = 1,125t_0$.

Таблиця 5.1

Значення змінних параметрів для розрахунку прогину при роздачі різнотовщинних заготовок

№	Фактори	Значення факторів			
		1	Товщина стінки, t_0/d_0	0,05	0,1
2	Кут α , град.	2	4	8	12
3	Натяг a/d_0	0,0125	0,025	0,0375	
4	Сумарна деформація $\sum a/d_0$	0,075			
5	Матеріал заготовки	сталь 20 НВ 1,25, сталь 45 НВ 1,95, бронза ОЦС 5-5-5 НВ 0,75 і сплав АК6 НВ 0,65			
6	Різнотовщинність, %	$(-15 + 12,5)t_0/d_0$			

Аналіз розрахункової залежності (5.35) показав, що прогин насамперед залежить від варіації осьових деформацій в окружному напрямку, що виникає через різнотовщинності заготовки. При постійній різнотовщинності (тобто $\Delta t = \text{const}$) ця різниця, а отже, і прогин, визначається інтенсивністю зміни осьових деформацій різнотовщинних ділянок, що залежить від режимів протягування та геометрії інструмента (рис. 5.8).

Тому такий вид похибки, як викривлення осі заготовки, обумовлений різними осьовими деформаціями різнотовщинних в окружному напрямку ділянок заготовки, утворюється в контактній зоні, де ступінь деформації на порядок перевершує ступінь деформації у позаконтактних зонах. Слід зазначити, що наявність нестійкості течії у позаконтактних зонах (див. розділ 3) також може вплинути на збільшення викривлення осі під впливом факторів, що спотворюють осесиметричність деформування (вага інструмента та заготовки або їх неспіввісність).

Розглянемо випадок деформування тонкостінних деталей. У роботах [150, 154] вказується, що для таких деталей при протягуванні за схемою розтягнення важко забезпечити високу прямолінійність. Однак як слідує з даних (рис. 5.10) при деформуванні тонкостінних заготовок, що мають різнотовщинність, значення прогину осі незначне і практично не залежить від матеріалу заготовки, режимів протягування і геометрії інструмента, і що саме основне, від зміни товщини стінки в досліджуваному діапазоні.

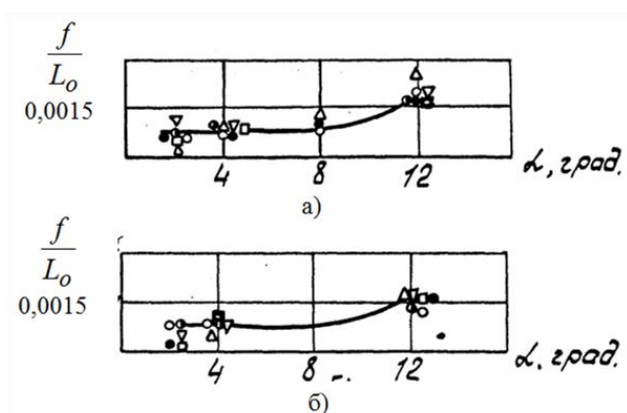


Рис. 5.10. Залежність викривлення осі обробленої заготовки від кута α , при обробці заготовок $t_0/d_0 = 0,05$ $\sum a/d_0 = 0,075$, натяг на елемент a/d_0 : а) – 0,0125; б) – 0,0375

Це пояснюється тим, що при деформуванні таких заготовок за схемою розтягнення осьові деформації практично не залежать від перерахованих вище факторів, що слідує з рис. 4.8. Однак така картина спостерігається тільки до певної товщини стінки, величина якої залежить від натягу й кута α , а саме значення її визначається виходячи із залежності (4.6):

$$t' = 3,39 \left(\frac{a}{d_0} \right)^{0,75} \alpha^{-(0,17+14,3 \frac{a}{d_0})}.$$

З рис. 5.10 слідує, що при деформуванні заготовки з $\frac{t_0}{d_0} = 0,05$ елементами з кутами $\alpha > 8^\circ$ спостерігається деяке збільшення прогину осі. Це є результатом того, що товщина стінки $\frac{t_0}{d_0} = 0,05$ є близькою за своїм значенням до t' і тому враховуючи прийняту різновтовщинність верхнє граничне значення товщини стінки перевищує значення t' й перебуває в області товщин стінок, для яких вплив режимів протягування й геометрії інструмента стає помітним.

Таким чином, можна зробити висновок, що заготовки з товщиною стінки менше t' можна успішно обробляти деформуючим протяганням за схемою розтягнення, забезпечуючи високу їх прямолінійність. Заготовки з товщиною стінки близької до t' варто деформувати зі значними натягами на елемент і з можливо меншими кутами α .

Як показано, у розділі 4 збільшення товстостінності заготовки приводить до того, що на значення осьових деформацій починає впливати натяг на елемент і кут α . Природно, це відіб'ється на характері залежності $f = f\left(\frac{t_0}{d_0}\right)$. Так з рис. 5.11 слідує, що зі збільшенням товщини стінки прогин осі, оброблених різновтовщинних заготовок, росте тим інтенсивніше, чим більше кут α . При значенні кута $\alpha \geq 8^\circ$ такий характер спостерігається до значення товстостінності $\frac{t_0}{d} \approx 0,15$, при подальшому збільшенні $\frac{t_0}{d_0}$ значення прогину знижується, що викликано зменшенням варіації осьових деформацій зі збільшенням кута α . Це слідує із порівняння даних, приведених на рис. 5.8. і 5.12.

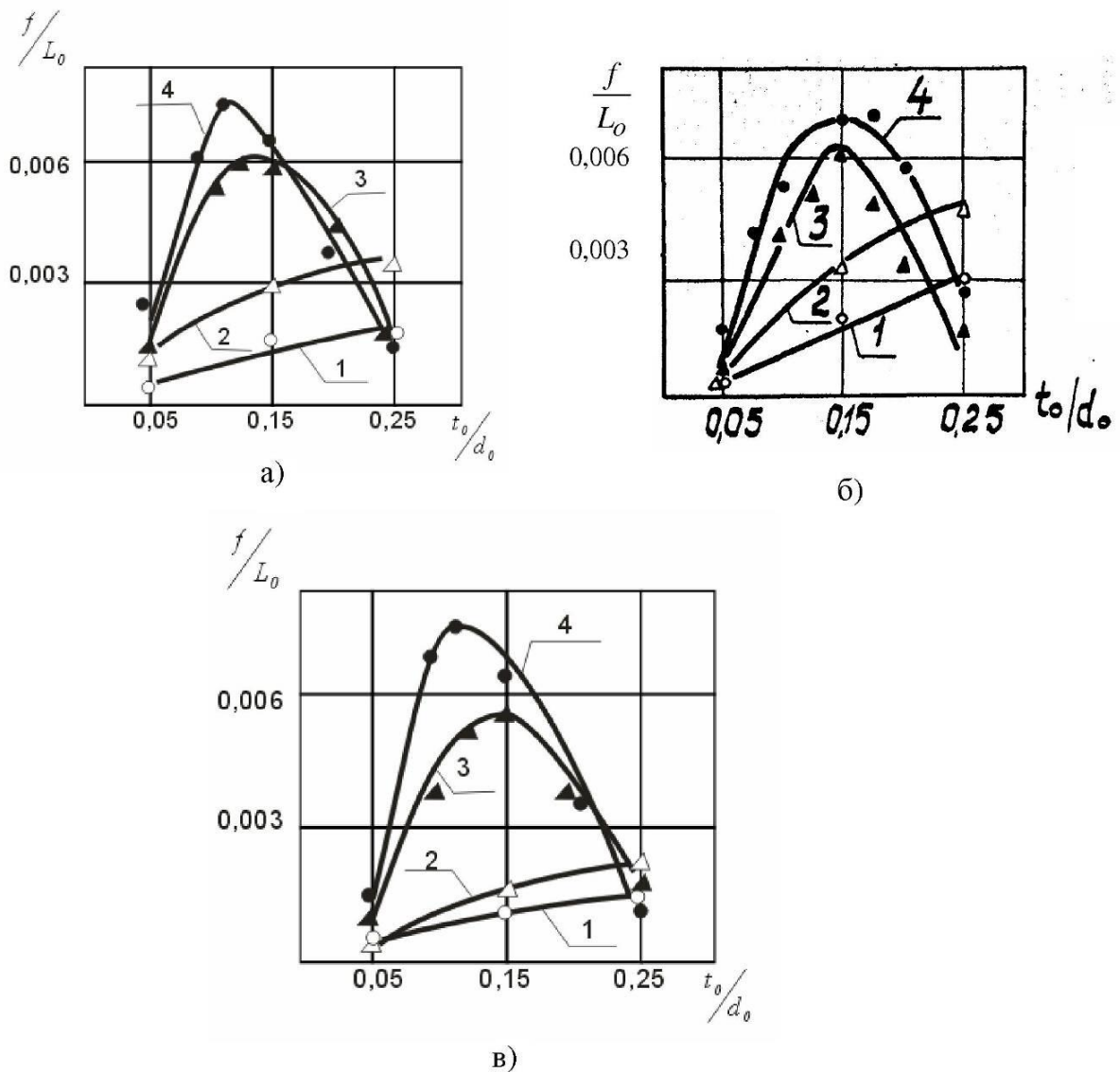


Рис. 5.11. Залежність кривизни осі від товщини стінки при деформуванні заготовок зі сталі 20, із сумарною деформацією $\sum a/d_0 = 0,075$ при куті α : 1 – 2° , 2 – 4° , 3 – 8° , 4 – 12° ; натяг на елемент: а) $a/d_0 = 0,0125$, б) $a/d_0 = 0,025$, в) $a/d_0 = 0,0375$

При використанні кутів $\alpha \leq 4^\circ$ такого перегину не спостерігається, тобто з ростом товстостінності величина прогину збільшується.

Слідусе відмітити, що і в цьому випадку використання малих кутів $\alpha \leq 2^\circ$ значно зменшує цей вид похибки незалежно від натягу на елемент.

Вплив кута α на величину прогину для різних товщин стінки й натягів наведений на рис. 5.13, 5.14. З них слідусе, що при обробці заготовок деформуючими елементами з кутами $\alpha < 6^\circ$ величина прогину залежить від натягу

на елемент: меншому натягу, за інших рівних умов, відповідає більший прогин, більшому - менший. Якщо необхідно на ряду з високою прямолінійністю товстостінної заготовки отримати низьку шорсткість обробленої поверхні, то доцільно використовувати деформуючі елементи з кутом $\alpha \geq 8^\circ$, що забезпечить потрібні параметри точності та необхідну шорсткість обробленої поверхні.

Як відзначалося вище при обробці заготовки з товщиною стінки $t_0/d_0 > 0,2$ мінімальний прогин можна забезпечити при використанні або кутів $\alpha \leq 2^\circ$, або при кутах $\alpha \geq 8^\circ$. Це слідує з рис. 5.13, де мінімальний прогин при обробці заготовок із $t_0/d_0 = 0,25$ елементами з різними натягами, забезпечується при значеннях кута α деформуючого елемента $2^\circ \leq \alpha \leq 8^\circ$.

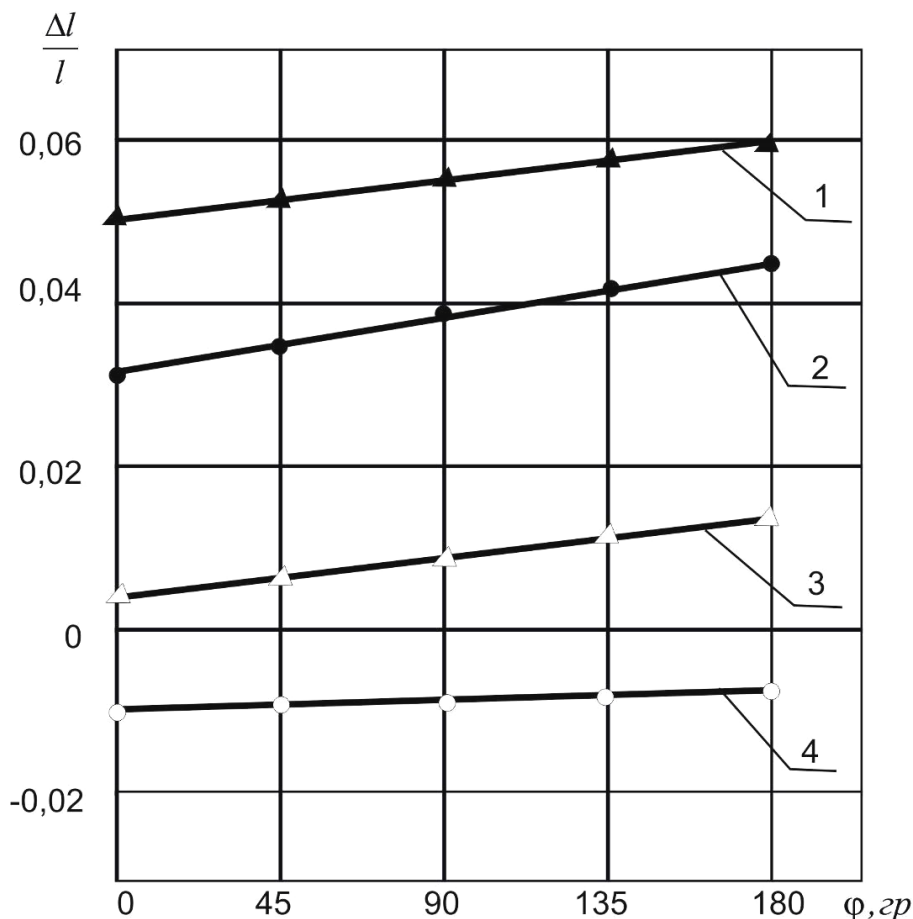


Рис. 5.12. Зміна осьових деформацій по поперечному перерізу різнотовщинної заготовки $t_{\min} = 0,15$, $\varphi = 0^\circ$; $t_{\max} = 0,2$, $\varphi = 180^\circ$; матеріал сталь 20, $\sum a/d_0 = 0,075$, натяг на елемент $a/d_0 = 0,025$, кут α : 1 – 12° , 2 – 8° , 3 – 4° , 4 – 2°

Максимальний же прогин спостерігається при використанні кута $\alpha = 4^\circ$, а також при використанні мінімальних натягів. Експерименти підтвердили, що цей факт варто враховувати, тому що він спростовує загальноприйняті рекомендації [150, 154, 162] по використанню кута $\alpha = 4^\circ$, як оптимального, а також по застосуванню для фінішних операцій мінімальних натягів.

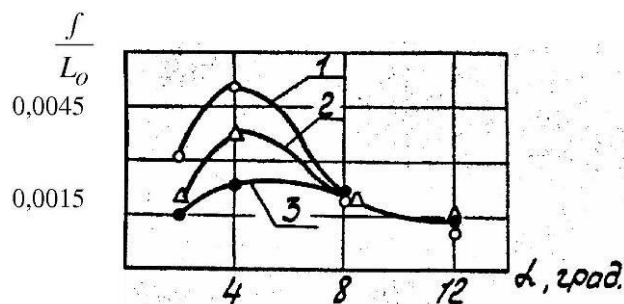


Рис. 5.13. Залежність кривизни осі від кута α при деформуванні заготовок зі сталі 20 з товщиною стінки $t_0/d_0 = 0,25$, $\sum a/d_0 = 0,075$, натяг на елемент a/d_0 :
1 - 0,0125, 2 - 0,025, 3 - 0,0375

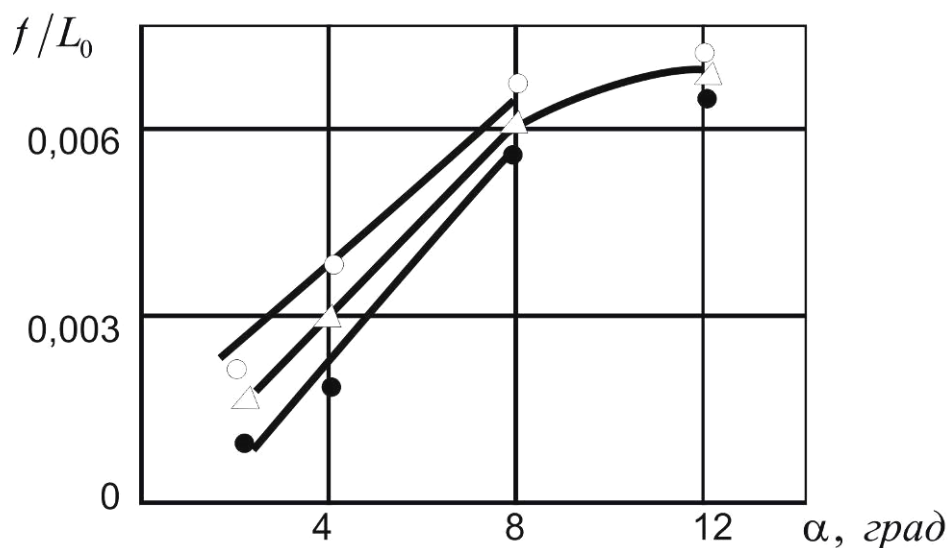


Рис. 5.14. Залежність кривизни осі від кута α при деформуванні заготовок зі сталі 20 з товщиною стінки $t_0/d_0 = 0,15$, $\sum a/d_0 = 0,075$, натяг на елемент a/d_0 :
○ - 0,0125, Δ - 0,025, ● - 0,0375

Слід зазначити, що з кожним циклом деформування $\Sigma a/d$ збільшується, що приводить до росту прогину (f), тому що значення $\Delta l_{\max} - \Delta l_{\min}$, що входять у залежність (5.35), ростуть, підсумовуючись після кожного циклу.

Подібний характер впливу режимів протягування й геометрії інструмента спостерігається й при деформуванні заготовок із інших матеріалів, наприклад, сталь 45, бронза ОЦС 5-5-5, сплав АК6. Для заготовок із товщиною стінки $t_0/d_0 < t'$ вплив матеріалу несуттєвий, при товщинах стінки більше t' вплив матеріалу на величину Δl_{\min} й Δl_{\max} має місце, згідно з даними, наведеним у розділі 4.

Таким чином, розроблена модель дозволила визначити кількісне значення такого виду похибки, як викривлення осі обробленої різнотовщинної заготовки, що утворюється в контактній зоні осередку деформування в результаті варіації осьових деформацій по поперечному перерізі різнотовщинної заготовки й установити наступне:

- деформуюче протягання за схемою розтягнення можна успішно застосовувати для обробки різнотовщинних заготовок із номінальною товщиною стінки $t_0/d_0 < t'$;

- при обробці різнотовщинних заготовок із $t_0/d_0 > t'$ меншу кривизну мають заготовки, оброблені деформуючими елементами з кутами $\alpha \leq 2^\circ$ і можливо більшими натягами на елемент;

- зі збільшенням товщини стінки до значень $t_0/d_0 \geq 0,2$ знизити кривизну осі обробленої заготовки можна при використанні деформуючих елементів з кутами $2^\circ \leq \alpha \leq 8^\circ$ при використанні максимально припустимих натягів на елемент.

5.3. Деформування нерівножорстких заготовок

При обробці осесиметричних нерівножорстких заготовок, що мають виточення, виступи й інші конструктивні особливості, які істотно змінюють товщину стінки, необхідно враховувати їхній вплив на процес деформування таких заготовок. Локальна зміна товщини стінки відіб'ється на їхньому деформованому стані й приведе до утворення значних похибок.

Крім того, подібне завдання має місце й при відновленні розмірної геометричної точності зовнішньої поверхні ряду порожнистих деталей шляхом роздачі їхнього отвору деформуючим елементом. До таких деталей відносяться вироби, що мають крихкі ділянки, роздача яких неможлива через руйнування останніх.

Тому для рішення цієї проблеми необхідно локалізувати пластичну деформацію [141] тільки на строго визначених пластичних ділянках при збереженні жорстких недеформованих ділянок. Якщо в розділі 5.1 вирішувалося завдання по деформуванню всього об'єму різнотовщинної заготовки, то ми повинні сформулювати й вирішити завдання деформування необхідної частини об'єму заготовки за рахунок створення необхідної для цього різнотовщинності заготовки.

5.3.1. Модель локалізації пластичної деформації, виходячи зі співвідношення граничних внутрішніх навантажень

Розглянемо поперечний переріз заготовки, що має чотири ділянки з більшою товщиною стінки t_n й чотири ділянки з меншою товщиною стінки t_k . Представимо цей переріз як дві концентричні труби, обмежені радіусами R_k й R_n . Згідно [51], пластичний стан для труби, обмеженої радіусом R_k (рис. 5.15); досягається при граничному внутрішньому навантаженні $P_1 = 2\tau_s \ln \frac{R_k}{r_{en}}$, де τ_s – межа текучості на

здви́г матеріалу корпусу. Аналогічно для труби з радіусом R_n (рис. 5.15)

$$P_2 = 2\tau_s \ln \frac{R_n}{r_{\text{вн}}}.$$

Умовою необхідної роздачі заготовки, що має поверхні, обмежені радіусами R_κ й R_n буде дотримання необхідного співвідношення між граничними навантаженнями P_1 й P_2 . Установлено, що залежно від матеріалу й розмірів корпусу співвідношення $\kappa = \frac{P_1}{P_2}$ перебуває в межах $R = 0,5 - 0,9$. Нижнє значення

даного діапазону обмежується властивостями міцності матеріалу заготовки. Тоді:

$$K \geq \frac{\ln \frac{R_\kappa}{r_{\text{вн}}}}{\ln \frac{R_n}{r_{\text{вн}}}}, \quad (5.35)$$

$$\text{а } R_\kappa \leq R_n^\kappa r_{\text{вн}}^{1-\kappa} \quad (5.36)$$

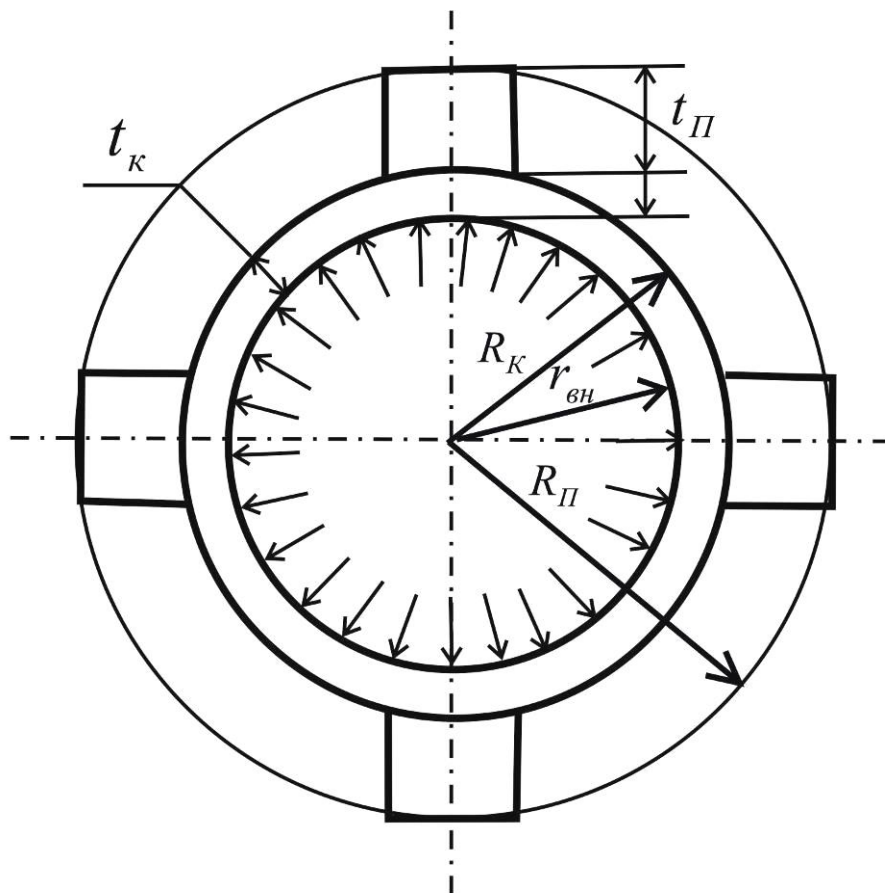


Рис. 5.15. Схема роздачі нерівножорсткої заготовки

З урахуванням виразу (5.36) розраховувалася залежність відношення t_k/t_n від відношення граничних навантажень P_1/P_2 [205]. Параметри $r_{\text{вн}}, R_n$, використовувані для обчислень відповідають розмірам заготовки. Параметр R_k , визначений по залежності (5.36), необхідно отримати за рахунок додаткової механічної обробки.

Отримані результати перевірялися експериментально в такий спосіб. На зовнішній поверхні заготовки з розмірами $t_0/d_0 = 0,1$ виконували чотири канавки, що дозволяють переріз заготовки привести до виду, що відповідає (рис. 5.15). Радіус канавки R_k розраховували по залежності (5.36). На зовнішній поверхні виступів і канавок по їх твірним твердосплавним конусом наносилися мітки. Осьову деформацію після роздачі оцінювали по зміні відстаней між мітками. Вимір відстаней до й після роздачі здійснювали на інструментальному мікроскопі БМІ-1.

Результати експериментів (рис. 5.16) свідчать, що дана модель не дозволяє повністю локалізувати пластичну деформацію на заданих пластичних ділянках, утворивши при цьому жорсткі (недеформовані) ділянки.

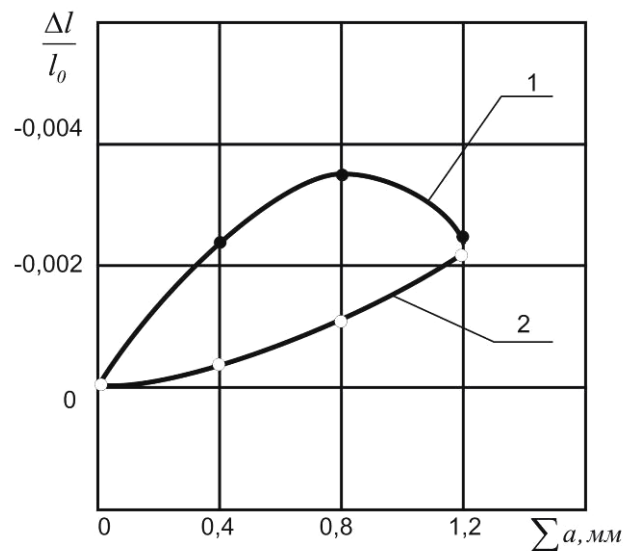


Рис. 5.16. Залежність осьової деформації пластичної (1) і жорсткої (2) ділянок від сумарного натягу при обробці деформуючим елементом з кутом $\alpha=2^\circ$ і натягом на елемент $a=0,4$ мм

Недоліком цієї моделі є те, що вона не враховує зміцнення матеріалу. Тому була розроблена інша модель, що дозволила усунути вищеописані недоліки.

5.3.2. Модель гарантованої локалізації пластичної деформації за рахунок створення жорстких ділянок

Розглянемо випадок осесиметричного розташування на поперечному перерізі заготовок жорстких ділянок, недеформуємость яких, згідно [141], забезпечено початковою умовою $t_{ж} \gg t_0$. Переріз заготовки має чотири пластичних ділянки довжиною C і чотири жорстких ділянки довжиною Δ (рис. 5.17).

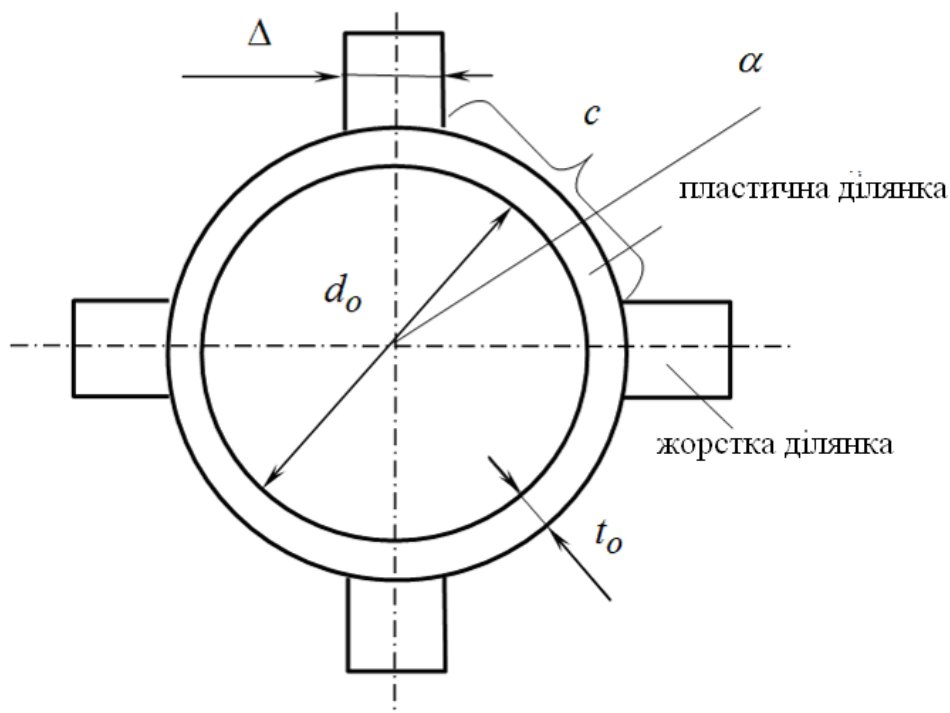


Рис. 5.17. Схема деформування заготовки із жорсткими та пластичними ділянками

На осі Z , розташованій симетрично між двома суміжними ділянками, по міркуваннях симетрії матеріальні точки заготовки будуть переміщатися уздовж цієї ж осі Z . Таким чином, у цьому меридіональному перетині умови деформування точно відповідають осесиметричній роздачі труби внутрішнім тиском. Експерименти показали, що на всій пластичній ділянці довжиною C при ДПР

відбувається рівномірне утонення стінки з початковою товщиною t_0 . Це дозволяє в подальших розрахунках використовувати припущення, що й на всій пластичній ділянці схема деформування відповідає осесиметричній схемі деформування рівножорсткої труби. Розрахуємо ступінь деформування тонкостінної ділянки при роздачі отвору заготовки з натягом a .

Виконаємо розрахунок для середнього перерізу заготовки, що досить віддалено від торців деталі, довжиною L . Це дозволяє вважати, що там має місце плоска деформація:

$$e_{z(z=L/2)} = 0. \quad (5.37)$$

Вихідна довжина пластичних ділянок:

$$C = \pi d_0 - 4\Delta. \quad (5.38)$$

Після роздачі ця довжина стає рівною:

$$C_1 = \pi(d_0 + a) - 4\Delta. \quad (5.39)$$

Тоді окружна деформація:

$$e_\varphi = \ln \frac{C_1}{C}. \quad (5.40)$$

Для малих деформацій можна прийняти:

$$e_\varphi = \frac{\pi a}{\pi d_0 - 4\Delta} = \frac{\varepsilon}{\left(1 - \frac{4}{\pi} \cdot \frac{\Delta}{d_0}\right)}. \quad (5.41)$$

Для звичайної рівнотовщинної заготовки з товщиною стінки t_0 деформація e_φ буде дорівнювати:

$$e_{\varphi_0} = \frac{a}{d_0} = \varepsilon. \quad (5.42)$$

Порівнюючи вирази (5.41) і (5.42) бачимо, що наявність жорстких ділянок вносить зміну в деформований стан заготовки з постійною товщиною стінки.

Проаналізуємо співвідношення між e_φ і e_{φ_0} . З виразів (5.41) і (5.42) одержимо (5.43).

$$\frac{e_{\varphi}}{e_{\varphi_0}} = \frac{1}{1 - \frac{4\Delta}{\pi d_0}}. \quad (5.43)$$

Позначимо: Δ - параметр дискретності пластичних зон:

$$\beta = \frac{4\Delta}{\pi d_0}. \quad (5.44)$$

Тоді (5.43):

$$\frac{e_{\varphi}}{e_{\varphi_0}} = \frac{1}{1 - \beta}. \quad (5.45)$$

На рис. 5.18 представлена залежність (5.45) з якої слідує, що наявність недеформованих жорстких ділянок впливає на деформований стан нерівножорсткої заготовки, а саме: їхня наявність викликає збільшення окружних розтягуючих деформацій.

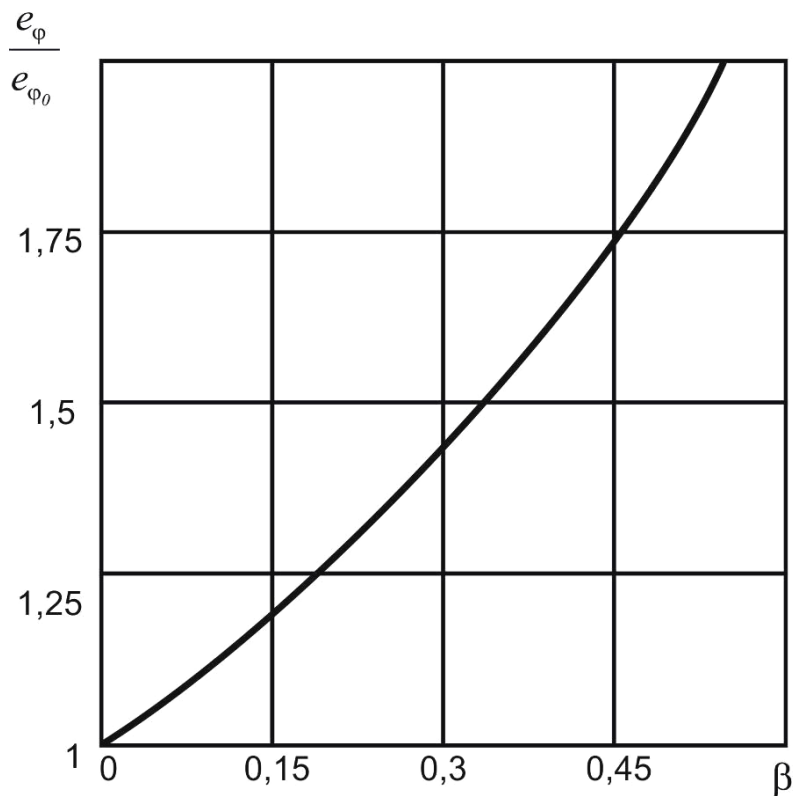


Рис. 5.18. Залежність $\frac{e_{\varphi}}{e_{\varphi_0}}$ від протяжності жорстких (недеформованих) ділянок поперечного перерізу заготовки

Тому, при виборі довжини жорстких ділянок необхідно враховувати той факт, що вони інтенсифікують, як вичерпання ресурсу пластичності, так і втрату стійкості течії матеріалу у вигляді локального утонення (шийки) на пластичних ділянках.

Припустимо, що матеріал пластичних ділянок зміцнюється по степенному закону:

$$\sigma_0 = \sigma_T + B \cdot e_0^n, \quad (5.46)$$

де σ_T – границя текучості матеріалу; σ_0 і e_0 – інтенсивність напруг і інтенсивність деформацій.

За рахунок деформаційного зміцнення матеріалу при його пластичному деформуванні відповідно до виразу (5.46), відбувається збільшення межі текучості. При цьому можлива ситуація, коли деформування матеріалу тонкостінної ділянки припиняється й починається деформування не зміцненого матеріалу товстостінної ділянки. У нашому випадку це неприпустимо.

Визначимо критичне співвідношення товщини стінок пластичних і жорстких ділянок заготовки, при якому можлива така ситуація.

Сумарне окружне зусилля, що припадає на одиницю довжини матеріалу пластичної ділянки [211]:

$$N_n = \sigma_{\varphi_n} \cdot t_0, \quad (5.47)$$

де σ_{φ} – окружні напруги матеріалу пластичної ділянки $\sigma_{\varphi} = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_0$ (випадок плоскої деформації). А для жорсткої ділянки:

$$N_{\text{ж}} = \sigma_{\varphi_{\text{ж}}} \cdot t_{\text{ж}}, \quad (5.48)$$

$\sigma_{\text{ж}}$ – окружні напруги жорсткої ділянки.

Тоді використовуючи вирази (5.47) і (5.48):

$$\frac{t_{\text{ж}}}{t_0} = \frac{\sigma_{\varphi_n}}{\sigma_{\varphi_{\text{ж}}}}. \quad (5.49)$$

Для випадку плоскої деформації інтенсивність деформацій визначається по формулі:

$$e_0 = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot e_\varphi. \quad (5.50)$$

З урахуванням виразів (5.42) і (5.45):

$$e_0 = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \frac{\varepsilon}{1-\beta}. \quad (5.51)$$

За аналогією й з урахуванням виразів(5.46) і (5.51) окружні напруги матеріалу пластичної ділянки:

$$\sigma_{\varphi_k} = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \left[\sigma_T + B \left(\frac{2}{\sqrt{3}} \right)^n \cdot \left(\frac{\varepsilon}{1-\beta} \right)^n \right], \quad (5.52)$$

а жорсткого:

$$\sigma_{\varphi_n} = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \sigma_T, \quad (5.52)$$

тоді вираз (5.49) можна представити у вигляді (5.53):

$$\frac{t_0}{t_{ж}} = \frac{\sigma_T}{\sigma_T + B \left(\frac{2}{\sqrt{3}} \right)^n \left(\frac{\varepsilon}{1-\beta} \right)^n}. \quad (5.53)$$

Введемо коефіцієнт запасу $K_{пл} > 1$, що гарантує відсутність деформації на жорсткій ділянці і враховує вплив факторів, що не входять у вираз (5.53). Тоді допустиме відношення товщин стінок дорівнює:

$$\left[\frac{t_0}{t_{ж}} \right] = \frac{\sigma_T}{K_{пл} \cdot \left[\sigma_T + B \cdot \left(\frac{2}{\sqrt{3}} \right)^n \cdot \left(\frac{\varepsilon}{1-\beta} \right)^n \right]}. \quad (5.54)$$

При значних деформаціях роздачі необхідно враховувати утонення стінки в результаті пластичного деформування. З умови нестискання:

$$e_\varphi + e_r = 0, \quad (5.55)$$

або

$$e_\varphi + \ln \frac{t_1}{t_0} = 0,$$

де t_1 – товщина стінки після деформування.

З виразу (5.55) отримуємо:

$$t_1 = t_0 e^{-e_\varphi},$$

або

$$t_1 = t_0 e^{-\frac{\varepsilon}{1-\beta}}. \quad (5.56)$$

Тоді вираз (5.54) приймає вигляд:

$$\left[\frac{t_0}{t_{ж}} \right] = \frac{\sigma_T \cdot e^{\frac{\varepsilon}{1-\beta}}}{K_{пл} \left[\sigma_T + B \left(\frac{2}{\sqrt{3}} \right)^n \cdot \left(\frac{\varepsilon}{1-\beta} \right)^n \right]}. \quad (5.57)$$

Аналіз залежності (5.54) показує, що припустиме співвідношення товщин стінок пластичної й жорсткої ділянок залежить від механічних характеристик матеріалу корпусу, тобто чим більше зміцнюючий матеріал, тим на меншу величину (ε) можна здійснювати пластичну деформацію при збереженні жорстких ділянок.

Розроблена модель перевірялася експериментально за методикою, описаною в розділі 5.3.1. Результати експериментів [90], наведені на рис. 5.19 показують, що пластична деформація повністю локалізувалася на пластичних ділянках навіть при протягуванні трьох деформуючих елементів (крива 1, рис. 5.19). При цьому товстостінні ділянки залишаються жорсткими (крива 2, рис. 5.19).

Представлена модель дозволила розробити новий спосіб роздачі осесиметричних деталей, що мають значні перепади товщин стінок [131], а також створити ремонтпридатну конструкцію розширювача для буріння [90, 156], що дозволяє його багаторазове відновлення за рахунок роздачі внутрішнього отвору деформуючим елементом. Технологія відновлення розширювача наведена в розділі 7.5.

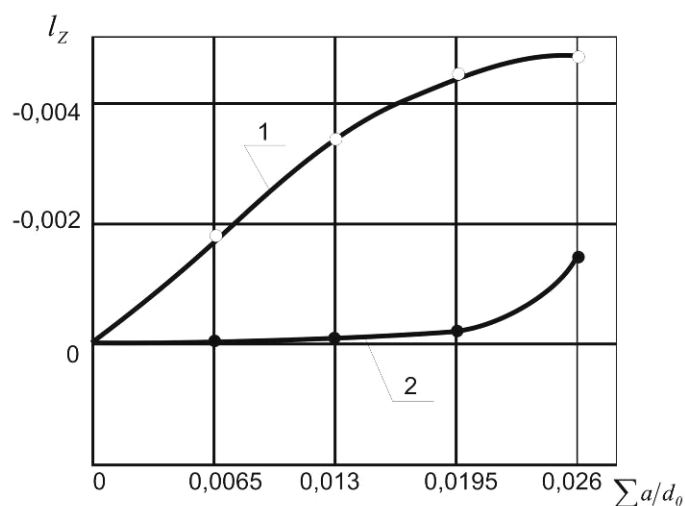


Рис. 5.19 Залежність осьової деформації пластичної (1) і жорсткої (2) ділянок від сумарного натягу при обробці деформуючим елементом з кутом $\alpha=2^\circ$ і натягом $a=0,4$ мм; переріз заготовки розрахований по моделі гарантованої локалізації пластичної деформації за рахунок створення жорстких ділянок

5.4. Висновки

1. Розроблено математичну модель роздачі заготовки з вихідної різновтовщинністю в окружному напрямку, що дозволило встановити зв'язок між ступенем роздачі й кутовим розміром пластичної області для різних різновтовщинностей.

2. Розроблено алгоритм визначення мінімальної деформації, що забезпечує пластичне деформування всього об'єму заготовки.

3. На основі аналізу експериментальних даних по вивченню осьових деформацій оброблених заготовок і впливу на них режимів протягування, геометрії інструмента, товстостінності заготовки розроблена аналітично-експериментальна модель для оцінки впливу цих факторів на викривлення осі деталі, що дозволило встановити вплив режимів протягування й геометрії інструмента, вихідної різновтовщинності на цей вид похибки.

4. Розроблено теоретичну модель роздачі нерівножорсткої заготовки, що має жорсткі й пластичні ділянки.

РОЗДІЛ 6. ГЕОМЕТРИЧНА ТОЧНІСТЬ ВИРОБІВ, ОБРОБЛЕНИХ ДПР

На підставі результатів математичного моделювання (розділ 3) встановлено: нестійкість деформування, що має місце у позаконтактних зонах осередку деформації, у поєднанні із зовнішніми збурюваннями технологічного процесу, приводить до інтенсивного утворення похибок в цих зонах.

Деформування в різних зонах осередку деформації представляє єдиний процес пластичної формозміни заготовки. Тому його збурювання у формі прояву нестійкості течії матеріалу в кожній із зон, неминуче приведе до утворення похибок обробленої заготовки. Отже, усунення нестійкості у формі геометричних збурювань течії матеріалу необхідно здійснювати у всіх зонах осередку деформації, а насамперед у позаконтактних, де навіть при відсутності зовнішніх збурюючих факторів, має місце нестійкість деформування.

Як відзначалося в розділі 5, на точність деталей, оброблених ДПР, впливають:

- особливості протікання процесу деформування;
- наявність зовнішніх факторів, що вносять збурювання в пластичне деформування заготовки.

Для визначення шляхів зниження похибок розглянемо вплив цих факторів на точність оброблених виробів.

Варто вказати, вихідна похибка заготовки, а також зовнішні фактори, що приводять до відхилення від осесиметричного деформування, можуть бути зовнішніми збурюючими факторами, збільшуючими нестійкість течії матеріалу у осередку деформування. Однак для визначення шляхів зниження похибок розглянемо вплив цих факторів окремо.

6.1. Вплив технологічних факторів на утворення геометричних похибок отвору заготовки

Як слідує із розділу 3, найбільш істотно впливають на процес деформування матеріалу режими протягування, геометрія інструмента.

Розглянемо вплив режимів протягування: натягу на елемент a/d_0 , сумарного натягу $\sum a/d_0$; геометрії інструмента – кута α на утворення похибок. Вплив розмірів заготовки на точність отвору враховувалося зміною відносної товщини стінки t_0/d_0 . Крім перерахованих факторів враховувався вплив на точність обробленої заготовки схеми протягування, що залежно від напрямку руху інструмента стосовно опорного торцю може бути стиснення або розтягнення (рис. 1.4, 1.5).

Як слідує з літературного огляду, у роботі [91] систематизовані всі види похибок отвору при ДПР. До них відносяться овальність, конусність, діжкоподібність, корсетність та максимальна похибка отвору. Максимальна похибка отвору включає у собі всі перераховані вище види похибок і перевищує їх. Тому як параметр похибки розглядали максимальну похибку отвору δ – різницю максимального й мінімального діаметра отвору по довжині заготовки.

Крім цього параметра розглядається такий вид похибки, як викривлення осі обробленої деталі – f , причини виникнення якої описані в розділі 5.2, а також похибки зовнішньої поверхні обробленої заготовки – Δ , які найчастіше визначають припуск під наступну механічну обробку.

На рис. 6.1 наведена залежність похибки отвору заготовок, оброблених по двох схемах протягування з різними натягами від кута α .

Зі збільшенням кута α і натягу на елемент максимальна похибка отвору зростає. Особливо інтенсивне зростання похибки спостерігається при сполученні більших натягів і кутів α .

Зміна товщини стінки мало впливає на похибку отвору. З її збільшенням похибка отвору трохи зменшується.

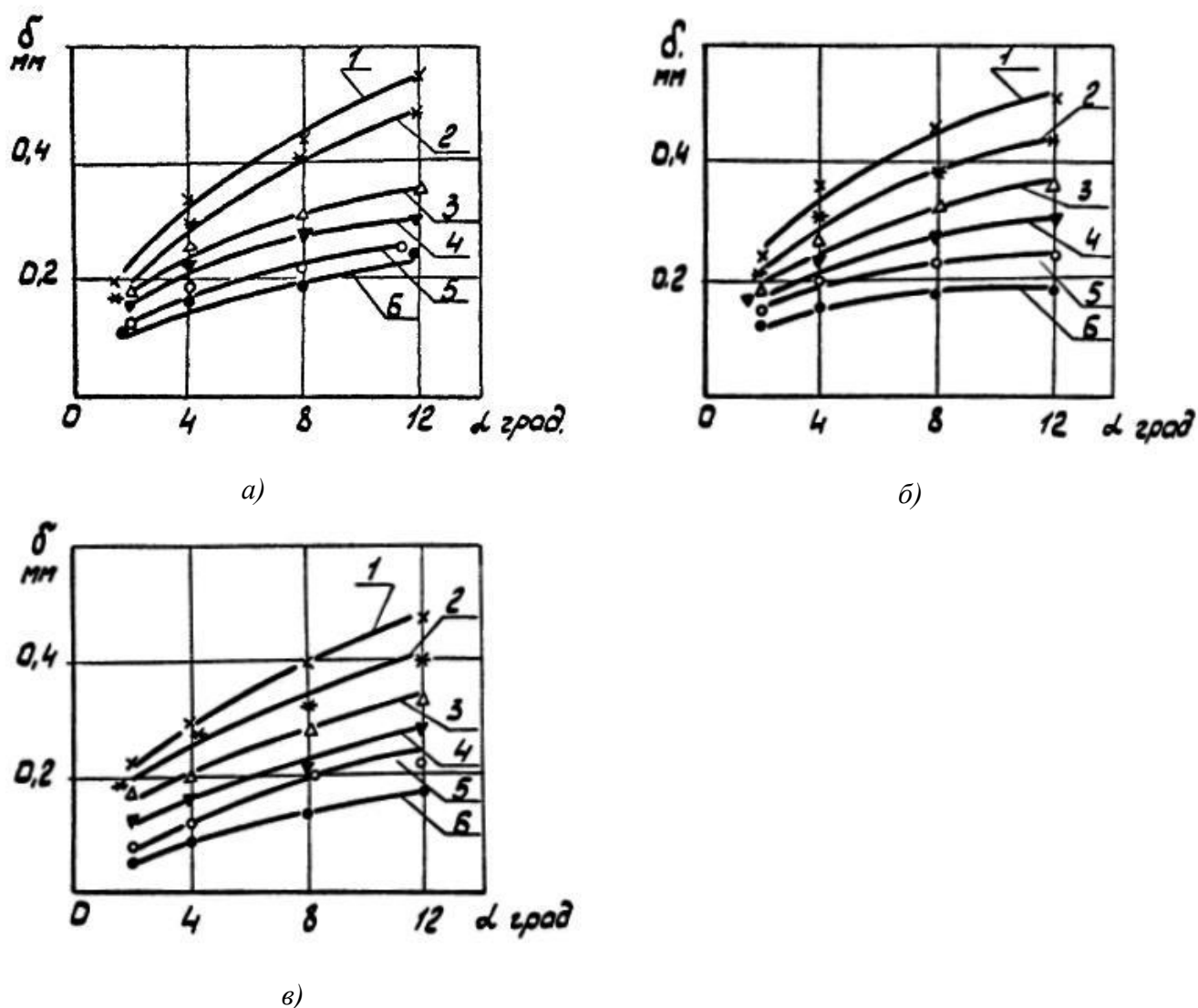


Рис. 6.1. Залежність максимальної похибки заготовки від кута α при обробці заготовок із товщинами стінки t_0/d_0 : а) – 0,05; б) – 0,15; в) – 0,25 з натягом на елемент a/d_0 : 1,2 – 0,0375; 3,4 – 0,025; 5,6 – 0,0125 по схемах 1,35 стиснення; 2,4,6 – розтягнення

Слід зазначити (див. розділ 5.2), що на такий вид похибки, як викривлення осі, що має місце при обробці різнотовщинних деталей і визначається варіацією осьових деформацій різнотовщинної в поперечному перерізі оброблюваної деталі, різнотовщинність стінки впливає досить істотно. При обробці різнотовщинних заготовок із номінальною товщиною $t_0/d_0 > t'$ кривизна осі піддається також впливу кута α , натягу на елемент, а також сумарного натягу.

Як вказувалося вище, експерименти (рис. 6.1) показали, що на утворення похибок отвору найбільш істотно впливають кут α і натяг на елемент. Зазначені фактори відповідно до результатів моделювання (розділ 3) і експериментів (рис. 6.2) впливають на зростання розмірів позаконтактних зон.

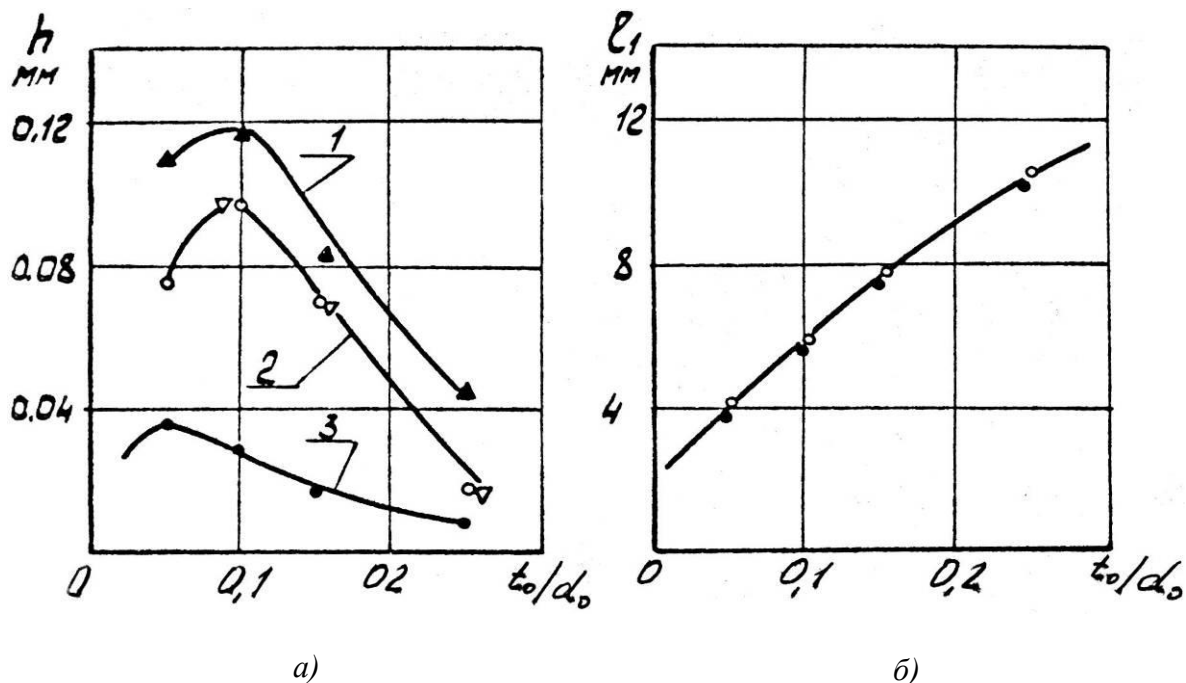


Рис. 6.2. Залежність розмірів позаконтактних зон за деформуючим елементом від товщини стінки про обробці заготовок і сталі 20 НВ1,30 ГПа з натягом на елемент $a/d_0 = 0,025$ а) висота зони при куті α : 1–8°; 2–4°; (○ – схема розтягнення, ▽ – схема стиснення); 3–2°; б) довжина позаконтактної зони (○ – схема стиснення, ▽ – схема розтягнення)

Крім того, збільшення кута α різко знижує довжину контакту інструмента з оброблюваною поверхнею (рис. 3.10), розділ 3, і приводить до різкого збільшення похибки обробленого отвору.

Ріст натягу на елемент також збільшує висоту позаконтактної зони. Так, наприклад, при протягуванні заготовки з товщиною стінки $t_0/d_0 = 0,1$ елементом з кутом $\alpha = 4^\circ$ збільшення натягу a/d_0 з 0,01 до 0,03 приводить до майже пропорційного росту висоти позаконтактної зони від 0,08 до 0,18 мм. Крім того, при обробці тонкостінних деталей із $t_0/d_0 \leq 0,05$ із значними натягами $a/d_0 > 0,0375$ та

кутом $\alpha \leq 4^\circ$ має місце замічений факт [162] зміни течії матеріалу в контактній зоні (рис. 6.3).

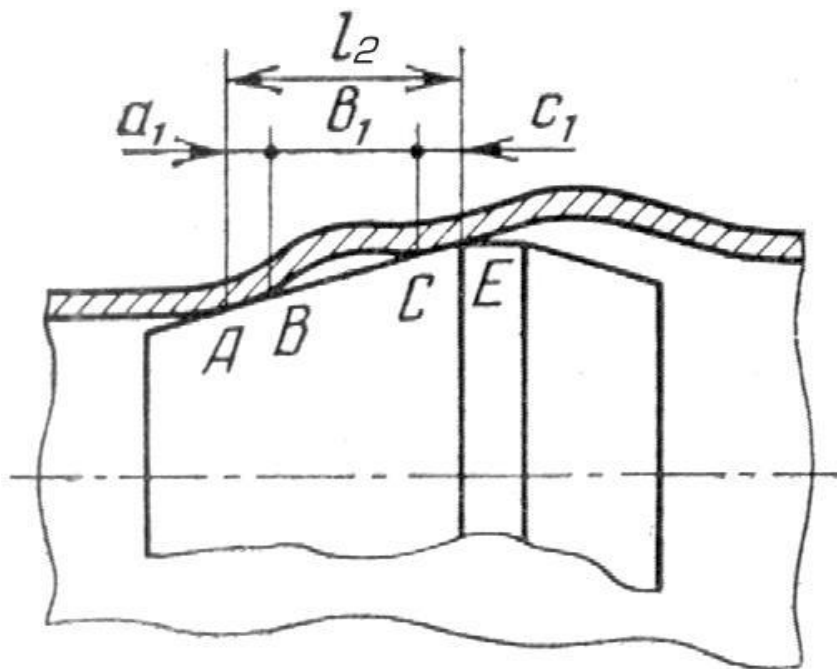


Рис. 6.3 Особливості осередку деформації при роздачі тонкостінних заготовок із значними натягами

При цьому поверхня робочого конуса деформуючого елемента контактує з оброблюваним матеріалом не по всій довжині контакту $AE = l_2$, а тільки по крайніх ділянках $AB = a_1$ і $CE = c_1$, а інша ділянка контакту заміняється додатковою позаконтактною зоною $BC = b_0$, що природно, збільшує нестійкість течії матеріалу у осередку деформування і негативно позначається на точності обробки.

Вплив товщини стінки на висоту позаконтактної зони є складним і залежить від натягу й кута α (рис. 6.2, а). У деяких випадках (висхідна ділянка залежності $h = f(t_0/d_0)$) збільшення t_0/d_0 може привести до росту висоти позаконтактної зони. Крім того, зі збільшенням товщини стінки, зростає довжина позаконтактних зон (рис. 6.2, б), що збільшує нестійкість деформування. Однак збільшення товщини стінки, у свою чергу, поліпшує умови базування деталі, особливо за схемою стиснення, що також знижує зовнішні збурювання, обумовлені неспіввісністю

деталі й інструмента. Такий двоїстий характер впливу товщини стінки на утворення похибок, пояснює її незначний вплив на точність обробленого отвору.

Таким чином, аналіз експериментальних даних свідчить про безсумнівний вплив розмірів позаконтактних зон, а також нестійкості течії матеріалу в них на утворення похибок. Отже, висунуте на підставі результатів математичного моделювання (розділ 3) положення про те, що у позаконтактних зонах осередку деформації відбувається інтенсивне утворення похибок, одержало експериментальне підтвердження.

Для аналітичного опису отриманих експериментальних результатів, оцінки впливу кожного з факторів на величину похибки використовувався метод регресійного аналізу. Так як на практиці використовується протягування по схемах розтягнення й стиснення, кожна з яких по-своєму впливає на величину похибок, експериментальні результати за кожною схемою апроксимувалися своєю моделлю.

На підставі аналізу ряду попередніх однофакторних залежностей було прийнято рішення апроксимувати невідомі функціональні залежності поліномом другого ступеня:

$$y = \frac{\delta}{d_0} = b_0 + \sum_{i=1}^n b_i x_i + \sum_{i=1}^n b_{ii} x_i^2 + \sum b_{ij} x_i x_j, \quad (6.1)$$

де x_1, x_2, x_3, x_4 – кодовані значення відповідно $t_0/d_0, \alpha, a/d_0$ і $\sum a/d_0$.

Кодування здійснювали по формулі [118]:

$$x_i = \frac{2\tilde{x}_i - x_{i\max} - x_{i\min}}{x_{i\max} - x_{i\min}}, \quad (6.2),$$

де \tilde{x}_i значення кодованого фактора в натуральному вигляді;

$x_{i\max}, x_{i\min}$ – відповідно максимальне й мінімальне значення i -го фактора в натуральному вигляді.

Для побудови моделі (6.1) використовували план типу Бокса-Бенкена [25], при якому кожний з факторів варіюється на трьох рівнях. Обрано наступні фактори та

інтервали варіювання: відносну товщину стінки t_0/d_0 змінювалася від 0,05 до 0,25, кут α від 2° до 12° , відносний натяг a/d_0 від 0,0125 до 0,0375, відносна сумарна деформація $\sum a/d_0$ від 0,0375 до 0,1125.

Експериментальні результати, отримані відповідно до обраного плану, були оброблені по стандартній програмі множинної регресії [178]. Аналіз отриманого поліноміального виразу показав, що воно незадовільно описує експериментальні дані. Тому вираз (6.1) вирішили доповнити членами типу $x_{i \neq 1}^2 x_j$, $x_i x_{j \neq 1}^2$ і перейти, таким чином, до неповного кубічного полінома. Для побудови повних моделей було проведено ряд додаткових експериментів. Після цього для кожної схеми протягування знову розраховували рівняння регресії, які після спрощення прийняли наступний вигляд:

$$\begin{aligned} \delta_{\text{раст}}/d_0 = & 0,00554 - 0,00085x_1 + 0,00157x_2 + 0,00241x_3 + 0,00121x_4 + \\ & + 0,00051x_3^2 + 0,00075x_4^2 + 0,00069x_1x_2 + 0,00104x_1x_4 + 0,00089x_2x_3 + \\ & + 0,00107x_2x_4 + 0,00069x_3x_4 - 0,00031x_1x_3^2 + 0,00039x_1x_4^2; \end{aligned} \quad (6.3)$$

$$\begin{aligned} \delta_{\text{сж}}/d_0 = & 0,00791 - 0,00021x_1 + 0,00156x_2 + 0,00261x_3 + 0,00073x_4 - 0,00057x_1^2 + \\ & + 0,00038x_2^2 + 0,00062x_3^2 + 0,00023x_4^2 - 0,00035x_1x_3 + 0,00088x_2x_3 - \\ & - 0,00062x_1x_2x_3 + 0,00043x_2x_4^2. \end{aligned} \quad (6.4)$$

Отримані рівняння виявилися статистично значимими, оскільки розрахункове значення критерію Фішера $F_{\text{расч}}$, що визначається як відношення дисперсії, обумовленою регресією до дисперсії щодо регресії, перевищує відповідне табличне значення критерію Фішера $F_{\text{табл}}$ [87]. Для рівняння (6.3) $F_{\text{расч}} 12,45 > F_{\text{табл}} = 3,34$ при рівні значимості $K = 0,05$ і числі ступенів свободи 13 і 22. Для рівняння (6.4) $F_{\text{расч}} = 92,8 > F_{\text{табл}} = 2,09$ при $K = 0,05$ і числі ступенів свободи 12 і 28. Розраховані регресійні вирази мають множинний коефіцієнт детермінації рівний: для рівняння (6.3) $R^2 = 86\%$; для рівняння (6.4) $R_2 = 96,6\%$. Порівняння експериментальних і

розрахункових значень відгуку дало максимальну похибку для рівняння (6.3) - 14%; для рівняння (6.4) - 8%. З наведеного аналізу слідує, що отримані вирази можуть бути використані як інтерполяційні формули для розрахунку похибок при обробці заготовки по схемах розтягнення й стиснення з достатньою для інженерної практики точністю.

Крім того, отримані рівняння регресії дозволили оцінити ступінь впливу кожного з варійованих факторів на максимальну похибку δ/d_0 в умовах їхньої взаємодії. Ступінь впливу кожного з факторів оцінювали по моделі максимальної похибки. Із цією метою з виразів (6.3) і (6.4) по черзі виключали кожний з факторів і розраховували залишкову дисперсію. Фактор, виключення якого приводило до найбільшої залишкової дисперсії, вважали найбільш значимим. Результати розрахунку наведені в табл. 6.1.

Таблиця 6.1

Визначення ступеня впливу кожного з факторів для моделі максимальної похибки

№	Схема протягування	Залишкова дисперсія без врахування			
		$x_1(t_0/d_0)$	$x_2(\alpha)$	$x_3(a/d_0)$	$x_4(\sum a/d_0)$
1	Розтягнення	0,0000019	0,0000039	0,0000037	0,0000018
2	Стиснення	0,0000005	0,0000049	0,0000003	0,00000047

Найбільше істотно на утворення похибок незалежно від схеми впливає кут α і натяг на елемент. Найменш значимими факторами є товщина стінки t_0/d_0 й сумарна деформація $\sum a/d_0$. Їхній вплив порівнянний між собою.

Висновки про вплив кожного з факторів на величину похибки, отримані виходячи з аналізу статистично обґрунтованих моделей, добре співпадають з даними однофакторного експерименту, наведеними на рис. 6.1, що також підтверджує раніше зроблений висновок про визначальну роль позаконтактних зон в утворенні похибок обробленого отвору.

6.1.1. Викривлення осі обробленої заготовки

Розглянемо тепер такий вид похибки як викривлення осі заготовки. У розділі 5.2 показано, що цей вид похибки обумовлений варіацією осьових деформацій різнотовщинних в окружному напрямку заготовок, і утворюється в контактній зоні, де ступінь деформації на порядок перевершує ступінь деформації у позаконтактних зонах. Слід зазначити, що наявність нестійкості течії у позаконтактних зонах також може впливати на збільшенні викривлення осі під впливом навіть незначних зовнішніх збурюючих факторів, наприклад, ваги інструмента й заготовки або їхні неспіввісності. Це особливо актуально при протягуванні за схемою стиснення.

Як показано в розділі 5.2, на кривизну осі обробленої заготовки найбільш істотно впливає варіація значень осьових деформацій ($l_{\max} - l_{\min}$) ділянок заготовки з мінімальною й максимальною товщиною стінки $\frac{\Sigma \Delta l_{\max}}{l_0} - \frac{\Sigma \Delta l_{0\min}}{l_0}$. Вона в основному визначається вихідною різнотовщинністю заготовки.

Однак, як слідує з рис. 6.4, технологічні фактори також впливають на величину цієї похибки. Зі збільшенням кута α варіація значень осьових деформацій збільшується, хоча при збільшенні товстостінності заготовки максимум її значення зміщується в область кутів $\alpha = 4 \div 8$. (рис. 6.4, а). Натяг по іншому впливає на інтенсивність зміни осьових деформацій – з його ростом вона знижується (рис. 6.4, б). Як показано в розділі 5.2, товщина стінки істотно впливає на цей вид похибки. До значення товщини стінки, визначеної згідно залежності (4.6) на цей вид похибки практично не впливають режимні фактори й геометрія інструмента. При збільшенні товщини стінки вище значення t' ці фактори починають впливати на викривлення осі.

Розглянуті дані свідчать про те, що такий вид похибки як викривлення осі утвориться на ділянці контакту, де здійснюється основна пластична деформація заготовки й обумовлений варіацією осьових деформацій різнотовщинних в окружному напрямку заготовок, на які у свою чергу можуть впливати кут α , натяг на елемент і сумарний натяг.

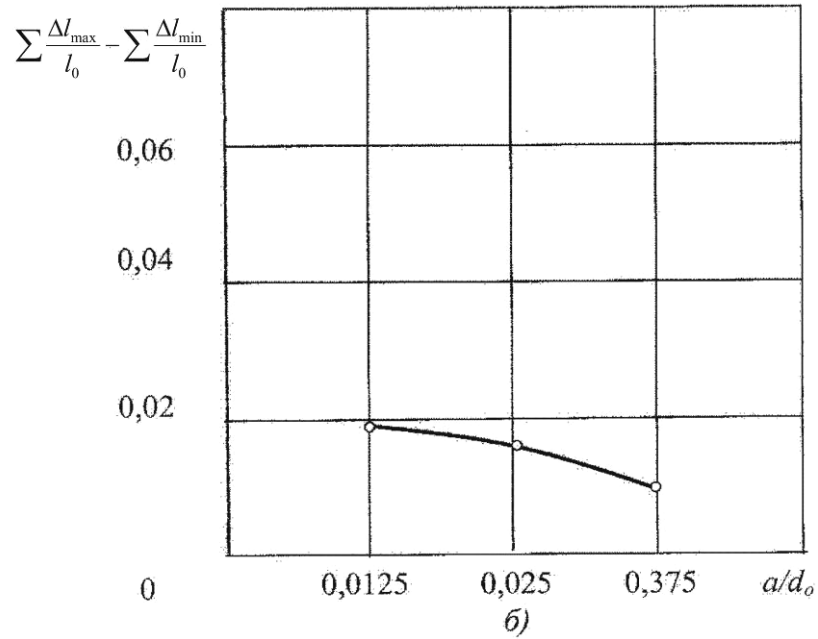
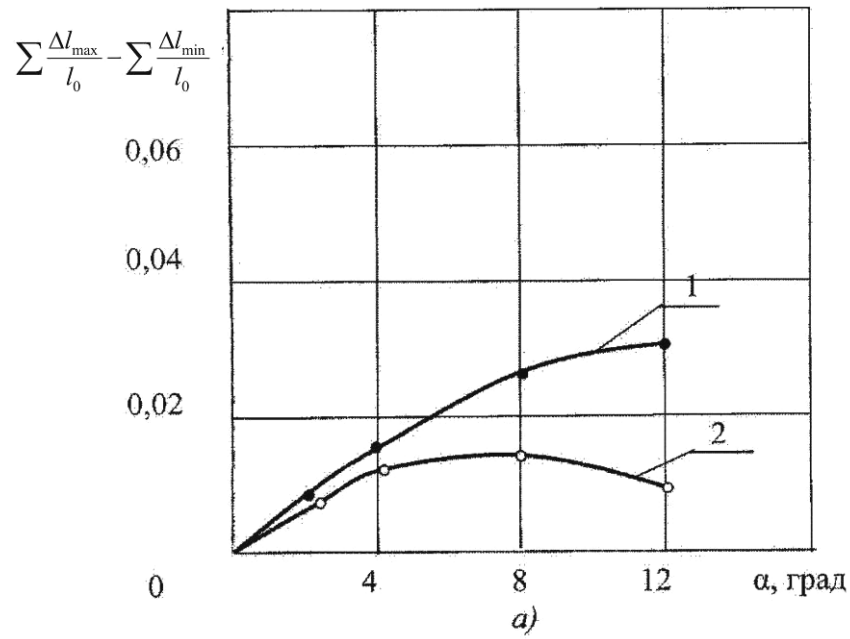


Рис. 6.4. Залежність варіацій значень $-i$ осьових деформацій у поперечному перерізі: а) від кута α при обробці заготовки з натягом $a/d_0 = 0,025$ з товщиною стінки $t_0/d_{0:1} - t_{min} = 0,1$, $t_{max} = 0,15$; 2 - $t_{min} = 0,15$; $t_{max} = 0,24$; б) від натягу a/d_0 при обробці заготовки з товщиною стінки $t_{min} = 0,1$; $t_{max} = 0,15$ деформуючим елементом з кутом $\alpha = 4^\circ$

6.1.2. Особливості формування похибок при ДПР із малими натягами

При протягуванні заготовки з кінцевою товщиною стінки, як показано в розділі 4, пластично деформується весь об'єм матеріалу заготовки, про що свідчить збільшення її внутрішнього й зовнішнього діаметрів, зміна довжини заготовки й товщини стінки.

У цьому випадку, як свідчать дані, наведені на рис 6.5, похибка обробленого отвору не залежить від вихідної похибки, тому що в розглянутому випадку ступінь деформації значно перевищує вихідну похибку отвору.

У процесі деформування вихідна похибка отвору трансформується на зовнішню поверхню заготовки. Ці похибки корелюють між собою, що також підтверджують дані, наведені в роботі [150].

Хоча ДПР незначно виправляє похибки товщини стінки, трансформація вихідної похибки отвору на зовнішню поверхню заготовки, сприяє отриманню точних деталей. Приймавши за базу попередньо деформований точний отвір, похибка зовнішньої поверхні легко усувається наступною механічною обробкою (різанням, шліфуванням). Це забезпечує усунення різнотовщинності заготовки й одержання точної деталі.

Але існує ряд деталей, які не можна деформувати зі значними натягами. Розглянемо приклади, що ілюструють цю думку. При деформуванні заготовок із нескінченною товщиною стінки [159, 162] не можна отримати пластичне збільшення зовнішнього діаметра, при будь-якому ступені пластичного деформування отвору.

Тому при ДПР заготовок із нескінченною товщиною стінки нема рації використовувати значні натяги, тому що пластичного збільшення зовнішнього діаметра не буде, а пластично деформований матеріал буде переміщатися в осьовому напрямку, що, природно, спотворить форму деталі. Слід зазначити, що в цьому випадку ДПР застосовується як фінішна операція обробки, забезпечуючи необхідну шорсткість, зміцнення й розмір отвору. Основним видом похибки в цьому випадку є максимальна похибка отвору.

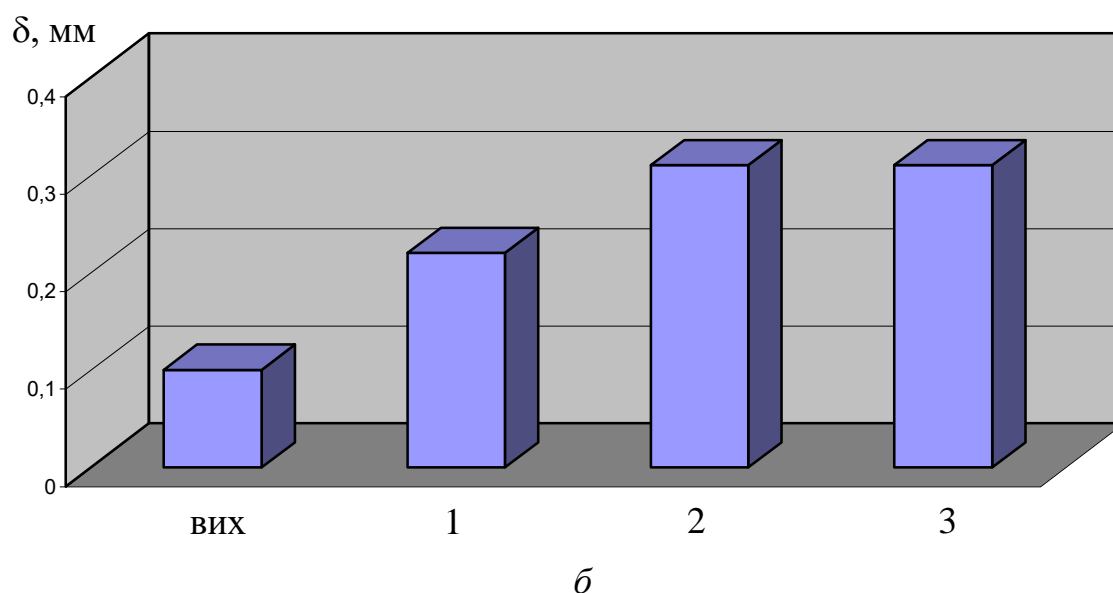
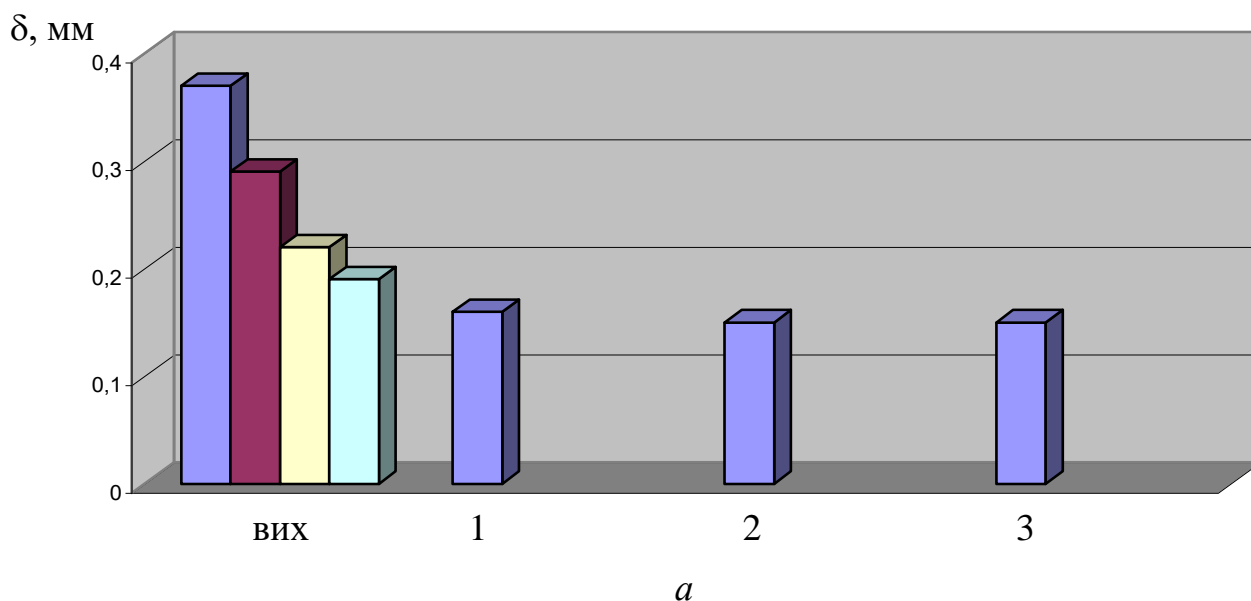


Рис. 6.5. Зміна вихідних похибок отвору (*a*) і похибок зовнішньої поверхні заготовки (*б*) від кількості деформуючих елементів при обробці заготовки зі сталі 20 НВ 1,25 ГПа з натягом на елемент $a/d_0 = 0,025$, $t_0/d_0 = 0,15$, кут $\alpha = 4^\circ$

Слід відмітити, що деформування заготовок із нескінченною товщиною стінки представляє певні труднощі, пов'язані з досягненням необхідної точності. Так у роботі [16] автор відзначає, що для отримання точних отворів при деформуючому протягуванні їх у пакетах з деяких авіаційних матеріалів, йому довелося для отримання необхідної точності в межах 7 квалітету, використовувати натяги на елемент у межах $(0,02 \div 0,04)$ мм при сумарній деформації отвору до $0,1$ мм.

Зазначене положення, ілюструється експериментом, представленим на рис.

6.6.

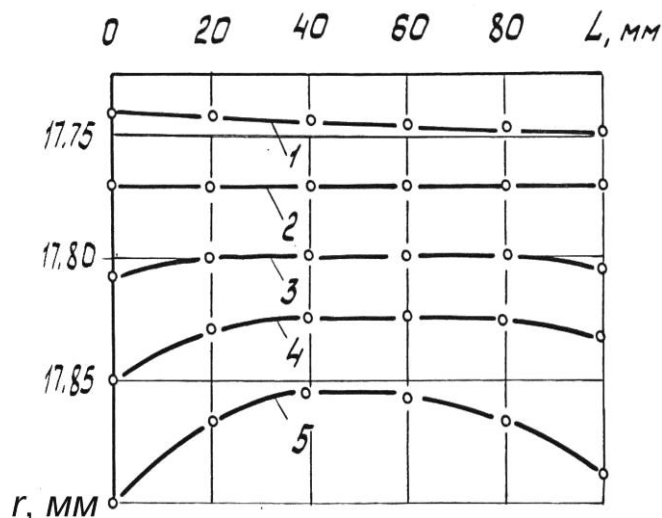


Рис. 6.6. Зміна профілю отвору в процесі протягування заготовки із чавуну СЧ20, НВ 1,7 ГПа розмірами – $d_0 = 35,5$ мм, $t_0 = 20$ мм с натягом $a = 0,1$ мм, кутом $\alpha = 4^\circ$:
 1 – вихідний контур після розточування; 2–5 профіль після протягування першим-четвертим елементами відповідно

З цих даних слідує, що перед ДПР отвір товстостінної заготовки мав невелику конусність. Після проходження першого деформуючого елемента похибка усунулася, потім при подальшій обробці з'являється новий вид похибки – корсетність (рис. 6.6. криві 2–5). Зі збільшенням числа циклів, тобто сумарної деформації, похибки форми отвору збільшуються, причому найбільше інтенсивне збільшення спостерігається з боку вхідного торця заготовки. Корсетність обробленої заготовки обумовлена наявністю напливів оброблюваного матеріалу на торці заготовки. Величина напливів максимальна поблизу отвору й зменшується в міру наближення до зовнішньої поверхні заготовки. Наявність напливів, крім утворення корсетності, приводить до появи відхилень від площинності торців.

Що стосується похибки отвору в поперечних перерізах, що перебувають у зоні усталеного руху інструмента, то вихідна похибка отвору зменшується. Пояснюється це тим, що при обробці деталей з нескінченною товщиною, при використанні малих натягів, вихідна похибка повинна бути незначною й не перевищувати сумарну

пластичну деформацію отвору. З огляду на рекомендовані на практиці [154] значення натягів ($a \leq 0,05$ мм) вихідна похибка повинна бути порівнянна з висотним параметром шорсткості Rz . Після обробки різанням коливання параметра Rz звичайно перебуває в межах від 6 до 9 мкм. Як показали експерименти [222], навіть після двох циклів роздачі заготовки з нескінченною товщиною стінки відбувається різке зниження шорсткості $Ra \leq 0,2$ мкм, причому розкид значень висотного параметра практично не спостерігається. Це, природно, збільшує точність у поперечному перерізі заготовки.

Розглянемо особливості роздачі напівкрихких матеріалів, до яких відносяться вироби із чавуну. Як відомо [86, 217, 218], пластичність заготовок при ДПР, крім властивостей самого матеріалу, істотно залежить від виду напруженого стану, обумовленого показником напруженого стану η . Так у зоні контакту при роздачі тонкостінних заготовок згідно даним [218] $\eta = -7,16$, що відповідає умовам, близьким до всебічного стиснення. Наявність такого значення показника η дозволяє здійснювати без руйнування значні пластичні деформації в поверхневому шарі отвору навіть при обробці такого малопластичного матеріалу, як чавун.

У той же час, згідно тим же даним [217, 218], на зовнішній поверхні деформованої заготовки показник напруженого стану $\eta = +2$, що відповідає умовам рівномірного двохосового розтягнення. Природно, що при такому жорсткому значенні показника напруженого стану руйнування заготовки із чавуну починається із зовнішньої поверхні при появі там навіть незначних пластичних деформацій. Зазначене положення визначає необхідні умови деформування тонкостінних заготовок із чавуну.

Визначимо ці умови. Проведені нами дослідження [40, 86, 231] дозволили побудувати діаграму пластичності чавуну (рис. 6.7).

Як слідує із даних рис. 6.7, пластична деформація чавунів можлива тільки при негативних значеннях показника напруженого стану. Отже, при деформуючому протяганні виробів із чавуну варто уникати наскрізної пластичної деформації заготовки, тобто її зовнішня поверхня не повинна пластично деформуватися. Тому пластична зона повинна охоплювати тільки внутрішню частину стінки заготовки.

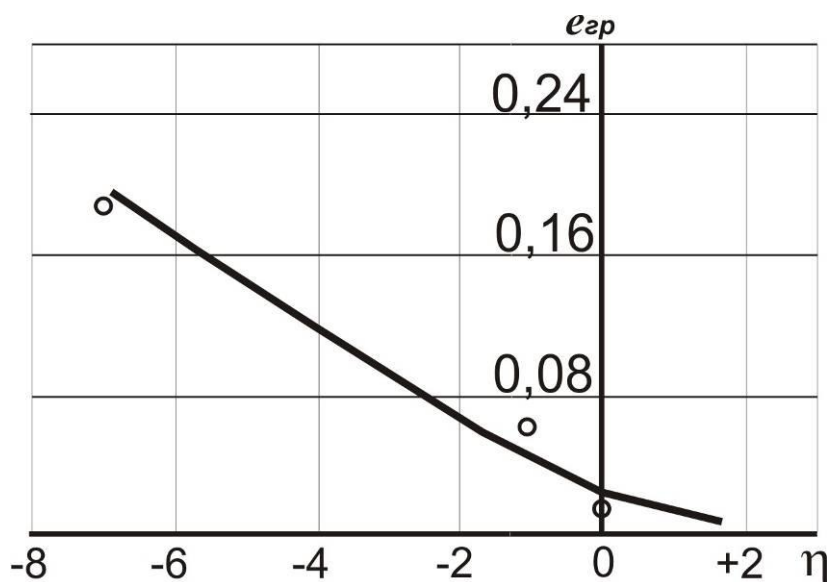


Рис. 6.7. Діаграма пластичності сірого чавуну СЧ20 HB1,7 ГПа

Теоретичне визначення радіуса границі пластичної зони являє собою складне завдання. Тому для визначення граничної деформації заготовок із чавуну використовували експериментальні методи визначення граничної деформації з наступним аналізом експериментальних результатів на феноменологічному рівні.

Для кількісної оцінки значення пластичної деформації до руйнування при деформуєчому протягуванні можна прийняти, згідно рекомендацій [40], накопичену інтенсивність деформації заготовки до руйнування.

У зв'язку з тим, що заготовки із чавуну оброблюються з малими пластичними деформаціями, а деформування виконується послідовно одиничними деформуєчими елементами з однаковими номінальними натягами, можна допустити, що, на деякому віддаленні від контактної зони в радіальному напрямку, деформування є монотонним і наближається до схеми роздачі труби внутрішнім тиском [218]. У цьому випадку інтенсивність деформації можна представити у вигляді:

$$e_i = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \sqrt{(e_r - e_\varphi)^2 + (e_\varphi - e_z)^2 + (e_z - e_r)^2}, \quad (6.5)$$

де $e_r = t/t_0$; $e_\varphi = r/r_0$; $e_z = l/l_0$

e_r , e_φ , e_z – лінійні деформації в циліндричних координатах.

Використовуючи умову нестискання для визначення e_z рівняння (6.5) представимо в наступному вигляді:

$$e_i = 2 \cdot \sqrt{2} \cdot \sqrt{e_r^2 - e_r \cdot e_\varphi + e_\varphi^2} = 2 \cdot \sqrt{2} \cdot \sqrt{\left(\frac{t_i}{t_0}\right)^2 - \frac{t_i}{t_0} \cdot \frac{r_i}{r_0} + \left(\frac{r_i}{r_0}\right)^2} \quad (6.6)$$

Залежність (6.6) використовувалася для визначення граничної пластичної деформації e_{np} втулок із чавуну **СЧ20** при обробці їх деформуючими елементами з різними кутами α . На рис. 6.8 наведена залежність $e_i = f\left(\frac{\Sigma a}{d_0}\right)$, з якої слідує, що e_i зростає пропорційно сумарному натягу.

При цьому гранична пластична деформація до руйнування досягає 4%. З рис. 6.8 також слідує, що кут робочого конуса деформуючого елемента при використанні малих натягів на елемент практично не впливає на величину граничної деформації.

У технологічній практиці, як вказується в роботах [86, 231], зручніше використовувати відносний сумарний натяг $\frac{\Sigma a}{d_0}$, як міру деформації заготовок.

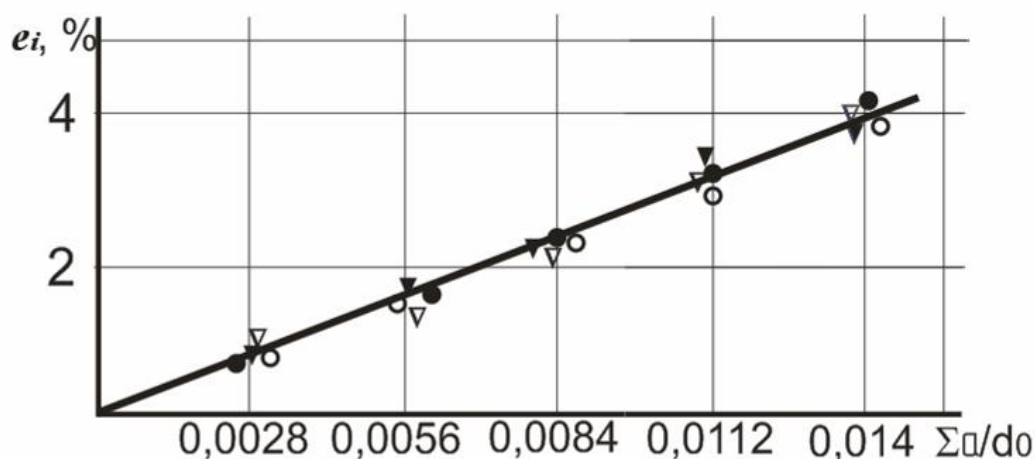


Рис. 6.8. Залежність інтенсивності пластичних деформацій від відносного сумарного натягу при обробці заготовок із чавуну СЧ20 НВ1,7 ГПа з товстостінністю $t_0/r_0=0,56$, натяг на елемент $a/d_0=0,0028$, кути робочого конуса: \bullet – $\alpha=2^\circ$; \circ – $\alpha=4^\circ$; \checkmark – $\alpha=8^\circ$; ∇ – $\alpha=12^\circ$

На значення граничного сумарного натягу $e_{np} = \frac{\Sigma \bar{a}}{d_0}$ впливає товщина стінки заготовки, що визначає гідростатичний тиск на зону контакту. Природно, чим більше товщина стінки, тим вище гідростатичний тиск і тим більша величина пластичної деформації до руйнування $\Sigma \bar{a}$. Це підтверджується результатами експериментів (рис. 6.9).

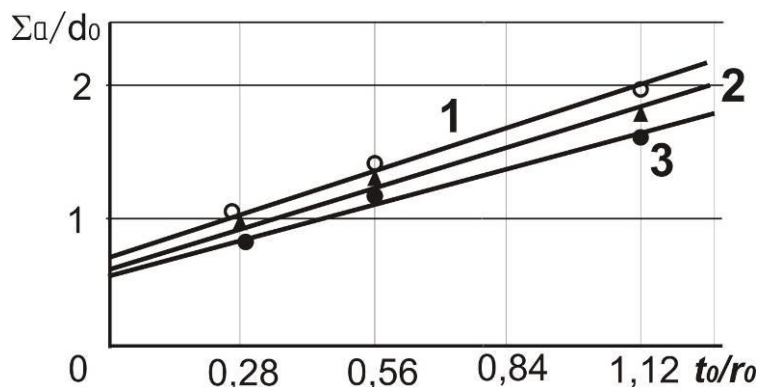


Рис. 6.9. Залежність $\frac{\Sigma \bar{a}}{d_0}$ від t_0/r_0 при обробці втулок із чавуну **СЧ20**

деформуючими елементами з кутом $\alpha=4$ град і натягами на елемент a/d_0 :

1 - 0,0042; 2 - 0,0028; 3 - 0,0014

Як слідує з рис. 6.9, збільшення товщини стінки заготовки приводить до росту граничного значення $\Sigma \bar{a}/d_0$. Натяг на кожний деформуючий елемент також впливає на величину граничної деформації. Найбільш сприятливим для підвищення ресурсу пластичності є мінімальний натяг на елемент ($a/d_0=0,0014$, пряма 1). З ростом відносного натягу величина граничної деформації зменшується. Екстраполяція прямих 1,2,3 на вісь ординат, тобто $t_0/r_0=0$ показує значення деформації чавуну при одноосьовому розтягненні. Для прямої 1 – $\Sigma \bar{a}/d_0 = 0,7\%$; для 2 – $0,6\%$; 3 – $0,5\%$, що приблизно відповідає межі пружності цього матеріалу.

Статистична обробка експериментальних даних, наведених на рис. 6.9, дозволила отримати рівняння:

$$e_{np} = \left(0,008 - 0,71 \cdot \frac{a}{d_0} \right) + \left(0,014 - 0,71 \cdot \frac{a}{d_0} \right) \cdot \frac{t_0}{r_0} \quad (6.7)$$

Рівняння (6.7) дозволяє визначити граничні деформації при роздачі заготовок із чавуну і вибрати необхідну кількість деформуючих елементів, а також розподіл натягів на них.

Дослідження деформованості чавунів показало, що необхідною умовою для пластичного деформування заготовок із чавуну є здійснення малих пластичних деформацій отвору, обмежених залежністю (6.7) і повна відсутність пластичної деформації поблизу зовнішньої поверхні заготовки.

Слід зазначити, що для здійснення більш значних пластичних деформацій отвору, при яких пластично деформується деякий обсяг матеріалу, що прилягає до отвору, необхідно накладати на зовнішню поверхню заготовки додатковий гідростатичний тиск, що змінює показник напруженого стану й дозволяє здійснювати її пластичне деформування без руйнування. Одним з таких варіантів реалізації цієї умови є протягування тонкостінних заготовок із чавуну у жорсткій товстостінній обоймі, що у радіальному напрямку деформується тільки пружно.

Так як при обробці виробів із чавуну використовуються малі натяги на елемент і невеликі сумарні деформації, тому величиною позаконтактної зони після деформуючого елемента, а також величиною висотних параметрів шорсткості не слід нехтувати через можливий їх вплив на фактичний натяг на елемент. Тому, для визначення діаметра обробленого отвору, необхідно, як вказується в роботах [86, 117, 231], визначити його усадку, яка являється комплексним показником, що враховує вищезазначені умови.

Використовуючи теорію подібності розмірностей, одержимо в безрозмірному виді залежність усадки від факторів процесу й розмірів заготовки:

$$\frac{\Delta}{d_0} = f\left(\frac{t_0}{d_0}, \frac{\Sigma a}{d_0}\right). \quad (6.8)$$

З огляду на вплив висотного параметра шорсткості Rz , залежність (6.8) представимо у вигляді:

$$\frac{\Delta - (Rz_n + Rz_{n+1})}{d_0} = f\left(\frac{t_0}{d_0}, \frac{\Sigma a - Rz_n}{d_0}\right). \quad (6.9)$$

На рис. 6.10 представлена функція (6.9), тобто залежність відносної усадки від відносного сумарного натягу при обробці заготовок із чавуну СЧ20, з різною товстостінністю, які деформуються елементами з різними кутами α і натягами на елемент a/d_0 .

Як слідує з рис. 6.10, відносна усадка практично не залежить від кута α , а всі її значення в залежності від відносного натягу лягають на одну криву (рис. 6.10, криві 1, 2). Криву 2 можна апроксимувати наступною залежністю:

$$\frac{\Delta - (Rz_{n-1} - Rz_n)}{d_0} = \left[0,043 \cdot \left(\frac{\Sigma a - Rz_{n-1}}{d_0} \right)^{0,62} - 2 \cdot \left(\frac{\Sigma a - Rz_{n-1}}{d_0} \right)^2 \right]. \quad (6.10)$$

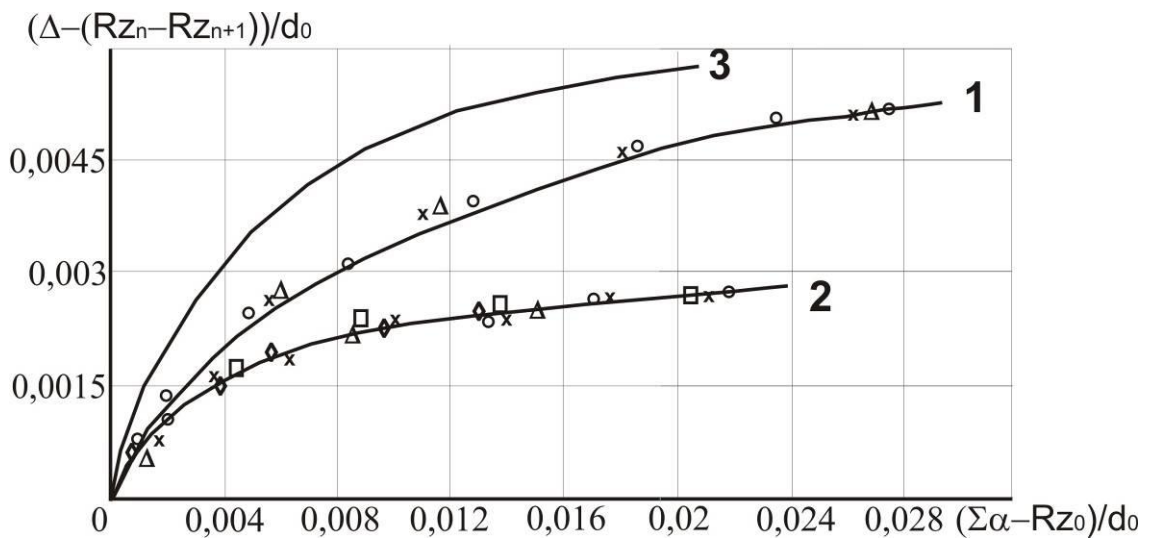


Рис. 6.10. Залежність відносної усадки отвору від відносної сумарної деформації отвору з урахуванням зниження шорсткості при обробці заготовок із чавуну СЧ20 деформуючими елементами з кутами $\alpha=2,4,8$ і 12° , з натягами на елемент

$a/d_0=0,0014; 0,0028; 0,0042$ і товщинами стінки t_0/d_0 :

1 - 0,56; 2 - 0,14...0,28; 3 - приклад розрахунку виробів з нескінченною товщиною по рівнянню [161].

1: $^\circ - \alpha=4^\circ; a/d_0=0,0014$; $x - \alpha=4^\circ; a/d_0=0,0028$; $* - \alpha=8^\circ; a/d_0=0,0042$

2: $x - \alpha=4^\circ; t_0/d_0=0,56; a/d_0=0,0014; \alpha=4^\circ; ^\circ - t_0/d_0=0,28; a/d_0=0,0014; \alpha=4^\circ$;

$\bullet - t_0/d_0=0,28; a/d_0=0,0028; \alpha=4^\circ; \square - t_0/d_0=0,14; a/d_0=0,0028; \alpha=4^\circ$;

$\Delta - t_0/d_0=0,14; a/d_0=0,0042; \alpha=2^\circ; \diamond - t_0/d_0=0,28; a/d_0=0,42; \alpha=12^\circ$

Як слідує з даних, наведених на рис. 6.10, крива 2, при відношенні товщини стінки до діаметра $t_0/d_0 = 0,14...0,28$ вплив товщини стінки практично відсутній. При збільшенні товщини стінки вище значення $t_0/d_0 > 0,28$ вона починає впливати на значення відносної усадки. Причому, цей вплив стає помітним вже після 2-х циклів деформації.

Крива 1, що описує значення відносної усадки для заготовок із відношенням товщини стінки до діаметра $t_0/d_0 = 0,56$, апроксимується залежністю:

$$\frac{\Delta - (Rz_{n-1} - Rz_n)}{d_0} = \left[0,057 \cdot \left(\frac{\Sigma a - Rz_{n-1}}{d_0} \right)^{0,62} - 1,5 \cdot \left(\frac{\Sigma a - Rz_{n-1}}{d_0} \right)^2 \right]. \quad (6.11)$$

Аналізуючи отримані рівняння (6.10) і (6.11), можна відзначити їх відмінність у значеннях коефіцієнтів у правій частині рівнянь. Значення цих коефіцієнтів залежать від товщини стінки. Для врахування впливу відносних товщин стінки $t_0/d_0 > 0,28$ на значення відносної усадки отримане рівняння:

$$\frac{\Delta - (Rz_{n-1} - Rz_n)}{d_0} = 0,043 + 0,05 \cdot \left(\frac{t_0}{d_0} - 0,28 \right) \cdot \left(\frac{\Sigma a - Rz_{n-1}}{d_0} \right)^{0,62} - 1,78 \cdot \left(\frac{t_0}{d_0} - 0,28 \right) \cdot \left(\frac{\Sigma a - Rz_{n-1}}{d_0} \right)^2. \quad (6.12)$$

На нашу думку, такий вплив товщини стінки обумовлено наступними причинами. Порівнюючи значення усадки при різних товщинах стінки, можна відзначити, що з ростом величини значення $t_0/d_0 > 0,28$ значення усадки зростає (крива $t_0/d_0 = 0,56$ на рис. 6.10). При цьому усадка досягає свого максимального значення при $t_0/d_0 \approx 1$, що відповідає заготовкам з нескінченною товщиною стінки (крива 3, що побудована за даними роботи [161]).

Можна припустити, що зі збільшенням товщини стінки висота позаконтактної зони, що має максимальне значення в області $t_0/d_0 = 0,28$, починає зменшуватися й при $t_0/d_0 \approx 1$ стає малопомітною, а усадка – максимальною. Наведені дані показали, що вибір усадки як основного параметра, що визначає розмір обробленого отвору, є

прийнятним і враховує особливості обробки виробів із чавуну деформуючим протягуванням.

Знання величини усадки при обробці отворів у заготовках із чавуну дуже важливо. Якщо деформуюче протягування є фінішною операцією, то усадка визначає розмір обробленого отвору деталі.

У випадку, коли деформуюче протягування є проміжною операцією техпроцесу комбінованого протягування, усадка визначає припуск на ріжучий зуб [117, 222]. Розглянемо ще один варіант використання величини усадки.

Наведені дані вказують, що у всіх випадках роздачі заготовок із чавуну має місце усадка отвору.

Отже, при ДПР заготовок із чавуну створюються реальні умови для здійснення додаткової пластичної деформації отвору при відсутності її на зовнішній поверхні заготовки. Це особливо актуально при обробці тонкостінних заготовок із малопластичних матеріалів, у яких незначний ресурс пластичності й малі контактні тиски не дозволяють забезпечити потрібну шорсткість отвору.

Таку додаткову пластичну деформацію можна здійснювати, використовуючи зворотний хід інструмента через уже оброблений отвір. Для цього використовуємо рекомендації робіт [86, 110, 117, 177] на вибір кута зворотного конуса α_1 . Дотримуючись цих рекомендацій, кут α_1 повинен перевищувати кут робочого конуса α . Тоді контакт зворотного конуса із уже обробленою поверхнею буде відбуватися по значно меншій площі контакту, чим при робочому ході інструмента. У той же час зовнішня поверхня заготовки деформується пружно, що не створює передумов до її руйнування. Зменшення площі контакту на зворотному ході інструмента приводить до відповідного росту контактного тиску, а, отже, до появи додаткової пластичної деформації мікронерівностей. Оптимальний діапазон значень кута α_1 залежно від кута α визначається по експериментально отриманій залежності:

$$\alpha_1 = (3,24 \div 3,96) \alpha^{0,74}. \quad (6.13)$$

Розглянемо вплив геометрії інструмента й режимів на точність отвору при ДПР із малими натягами.

Експерименти, проведені на тонкостінних втулках із чавуну СЧ20, показали, що величина сумарної деформації й номінальний натяг мало впливають на точність форми отвору, як у поздовжніх, так і в поперечних перерізах (рис. 6.11).

Трохи сильніше на утворення похибок впливає кут α . З його збільшенням від 2° до 8° максимальна похибка обробленого отвору зростає з 0,015 мм до 0,025 мм. Подібні результати отримані при деформуванні деталей складної форми, до яких варто віднести циліндри мотоцикла МТ-10 [86].

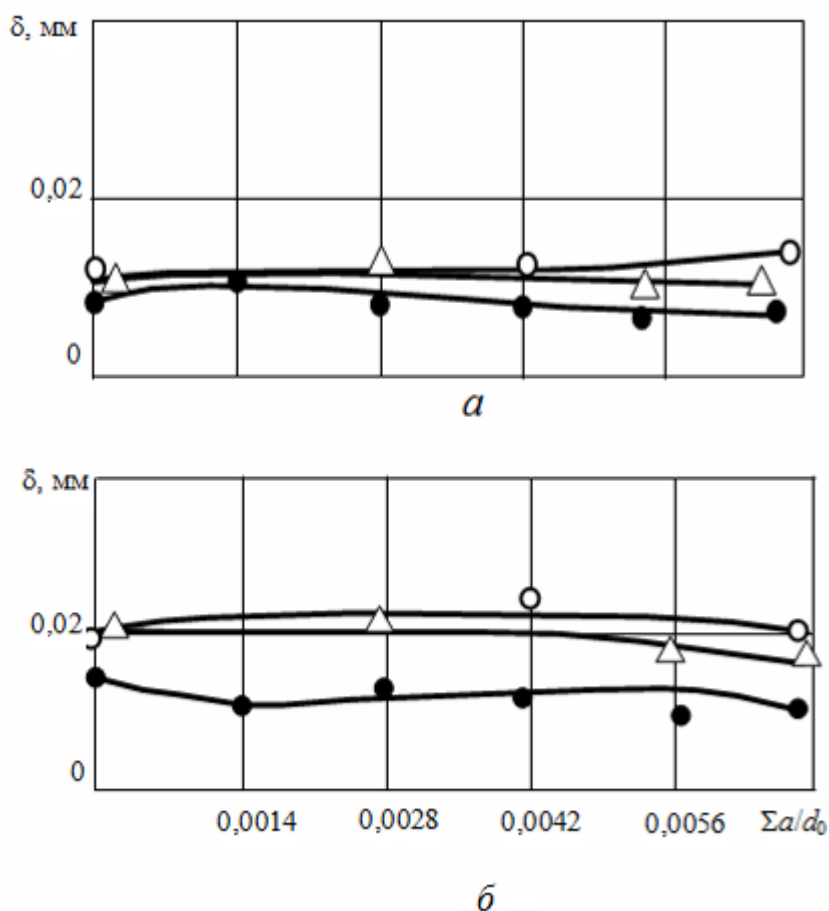


Рис. 6.11. Залежність похибки отвору від сумарної деформації при обробці заготовок із чавуну СЧ 20 НВ 1,70 ГПа розмірами $t_0/d_0 = 0,14$ деформуючими елементами з кутом $\alpha = 4^\circ$ і натягами a/d_0 : • – 0,0014; Δ – 0,0028; о – 0,0042. а) овальність отвору; б) максимальна похибка

Ця деталь являє собою тонкостінну гільзу з модифікованого чавуну, дві третини якої жорстко сполучаються з корпусом з алюмінієвого сплаву. У результаті цього циліндр мотоцикла має змінну жорсткість по довжині. Перед роздачею внутрішня

порожнина розточувалася до розміру $d_0 = 77,7$ мм. При цьому вихідна похибка отвору не перевищувала 0,02 мм.

Ці вироби протягувалися на спеціальному верстаті (мод. МА7В750У) при вертикальному розташуванні інструмента й жорсткому його закріпленні на робочому штоку верстата. Таким чином, усувалася неспіввісність інструмента й деталі, а також вплив ваги інструмента на точність обробки.

Аналіз експериментів, наведених на рис. 6.12, показує, що точність отвору в значній мірі залежить від геометрії інструмента, кількості циклів деформування й натягу на елемент. Як слідує із графіків (рис. 6.12) при обробці з натягом $a = 0,05$ мм при перших двох циклах деформування відбувається зниження похибки форми отвору. Потім, у міру реалізації подальших циклів, похибка отвору збільшується й перевищує вихідну. При використанні натягу $a = 0,15$ мм збільшення похибки відбувається відразу після першого циклу деформування. Ріст кута робочого конуса α , як і при обробці з більшими натягами [97], збільшує похибку отвору заготовки.

Форма заготовки також впливає на утворення похибок. Так максимальне значення овальності отвору спостерігається в тонкостінній зоні циліндра. У поздовжньому ж перетині, на відміну від обробки рівножорстких деталей, виникає діжкоподібність.

Як приклад розглянемо зміну профілю циліндра в поздовжньому перерізі після деформуючого протягування кількома циклами (рис. 6.13.).

Перед обробкою деформуючим протягуванням деталь мала похибки після розточування на крайових ділянках I і III (рис. 6.13, крива I). Після першого циклу похибки твірної на ділянці I ліквідувалися, а на ділянці III помітно знизилися. При наступних циклах твірна спотворюється на крайових ділянках по іншому, що приводить до появи такого виду похибки, як діжкоподібність. Зі збільшенням числа циклів діжкоподібність зростає й після третього циклу починає перевершувати вихідну похибку заготовки.

Порівнюючи похибки обробки нерівножорстких і рівножорстких деталей можна відзначити – форма деталей має досить істотний вплив на формування похибок. Так розглянуті мотоциклетні циліндри мають змінну жорсткість по довжині через

конструктивну зміну товщини стінки. На крайових ділянках I і III товщина стінки мінімальна ($t_0 = 5$ мм), а на ділянці II наближається до нескінченної через наявність алюмінієвого корпусу.

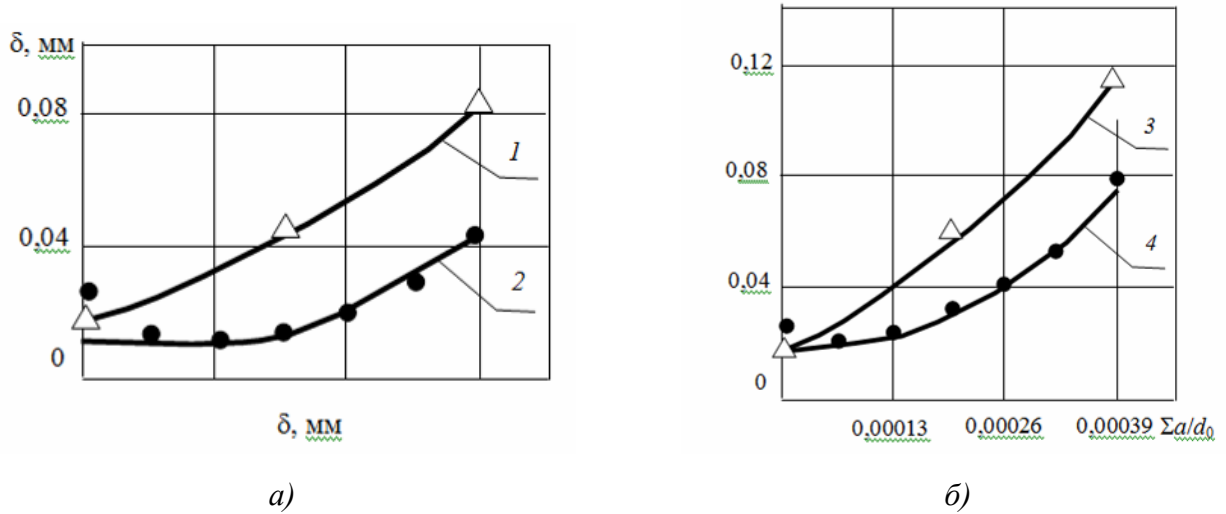


Рис. 6.12. Залежність похибки форми отворів від сумарної пластичної деформації: максимальна похибка: 1, 3 – при $a/d_0 = 0,002$; 2, 4 – при $a/d_0 = 0,00065$; а) – кут $\alpha = 4^\circ$, б) – кут $\alpha = 8^\circ$

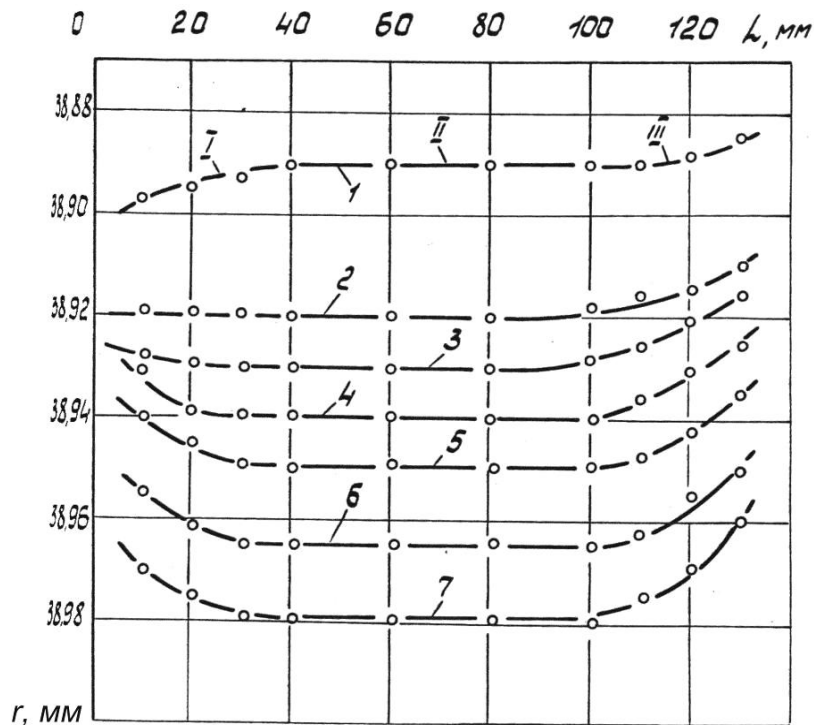


Рис. 6.13. Зміна профілю отвору мотоциклетного циліндра в осьовому перерізі при роздачі деформуючими елементами з $\alpha = 4^\circ$, $a = 0,05$ мм: 1 – вихідний профіль після розточування; 2–7 профіль після роздачі послідовно шістьма елементами

Така істотна зміна товщини стінки впливає на зміну величини пружно-пластичної деформації по довжині деталі й викликало появу такої значної похибки.

Таким чином, аналіз особливостей обробки заготовок ДПР із малими натягами показав: застосування ДПР, як однієї з операцій у техпроцесі обробки заготовок, можливо тільки при наявності високої вихідної точності отвору. Для цього випадку визначальним режимним параметром є величина сумарної пластичної деформації, що обмежується:

- необхідною точністю форми отвору;
- при обробці малопластичних матеріалів необхідною точністю форми отвору та ресурсом пластичності матеріалу заготовки й повинна бути достатньою для забезпечення необхідної шорсткості й зміцнення обробленої поверхні.

На підставі цих досліджень розроблені конструкції протяжок для обробки отворів з малими деформаціями [40, 112, 169].

6.1.3. Похибка зовнішньої поверхні заготовки, обробленої ДПР

Похибки зовнішньої поверхні заготовки, обробленої ДПР, найчастіше визначають припуск під наступну механічну обробку й формуються в результаті нестационарності деформування на ділянках прилеглих до торців [116].

Як слідує з рис. 6.14, зміна твірної зовнішньої поверхні, що відповідає ділянці сталого руху деформуючого елемента має незначні похибки. У той же час ділянки I і III, що примикають до торців деталі, мають значні похибки. Вони, обумовлені нестационарністю деформування і визначають значення похибки зовнішньої поверхні.

При вході деформуючого елемента й на виході умови контактної взаємодії інструмента із заготовкою відрізняються від умов у зоні сталого руху (відрізняються параметри осередку деформування, силові навантаження). Це, природно, позначається на радіальних розмірах обробленої заготовки.

Більше того, при підході деформуючого елемента до виходу осьова сила протягування впливає на позаконтактну зону перед ділянкою контакту, що

збільшує радіальні розміри деталі біля опорного торця. Зазначене збільшується, якщо в оброблюваній заготовці на ділянках, сполучених з торцями, є конструктивні елементи, що позбавляють інструмент контакту з оброблюваною поверхнею, наприклад, фаски (рис. 6.14).

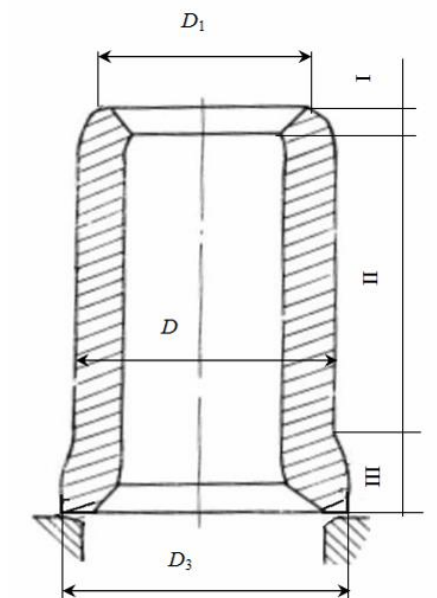


Рис. 6.14. Зміна твірної зовнішньої поверхні заготовки після деформування

Наведені на рис. 6.15 експериментальні дані свідчать про те, що радіальні розміри зовнішньої поверхні у вхідного торця не дозволяють забезпечити необхідний припуск під наступну механічну обробку (його необхідна величина $\approx 0,2$ мм) навіть при значних пластичних деформаціях отвору ($a/d_0 = 3,5\%$).

У той же час радіальні розміри біля опорного торця необґрунтовано збільшують припуск, а отже й зняття матеріалу деталі. Особливо сильно змінюється припуск по довжині деталі при деформуванні елементами з великими кутами α й натягами на елемент.

Так після обробки деформуючим елементом з кутом $\alpha = 8^\circ$ і натягом $a/d_0 = 0,035$ припуск на ділянці II рис. 6.14 становить 0,21 мм, на ділянці I – 0,0005 мм, а на ділянці III – 0,7 мм. Природно такий перепад припусків по довжині деталі приведе до браку.

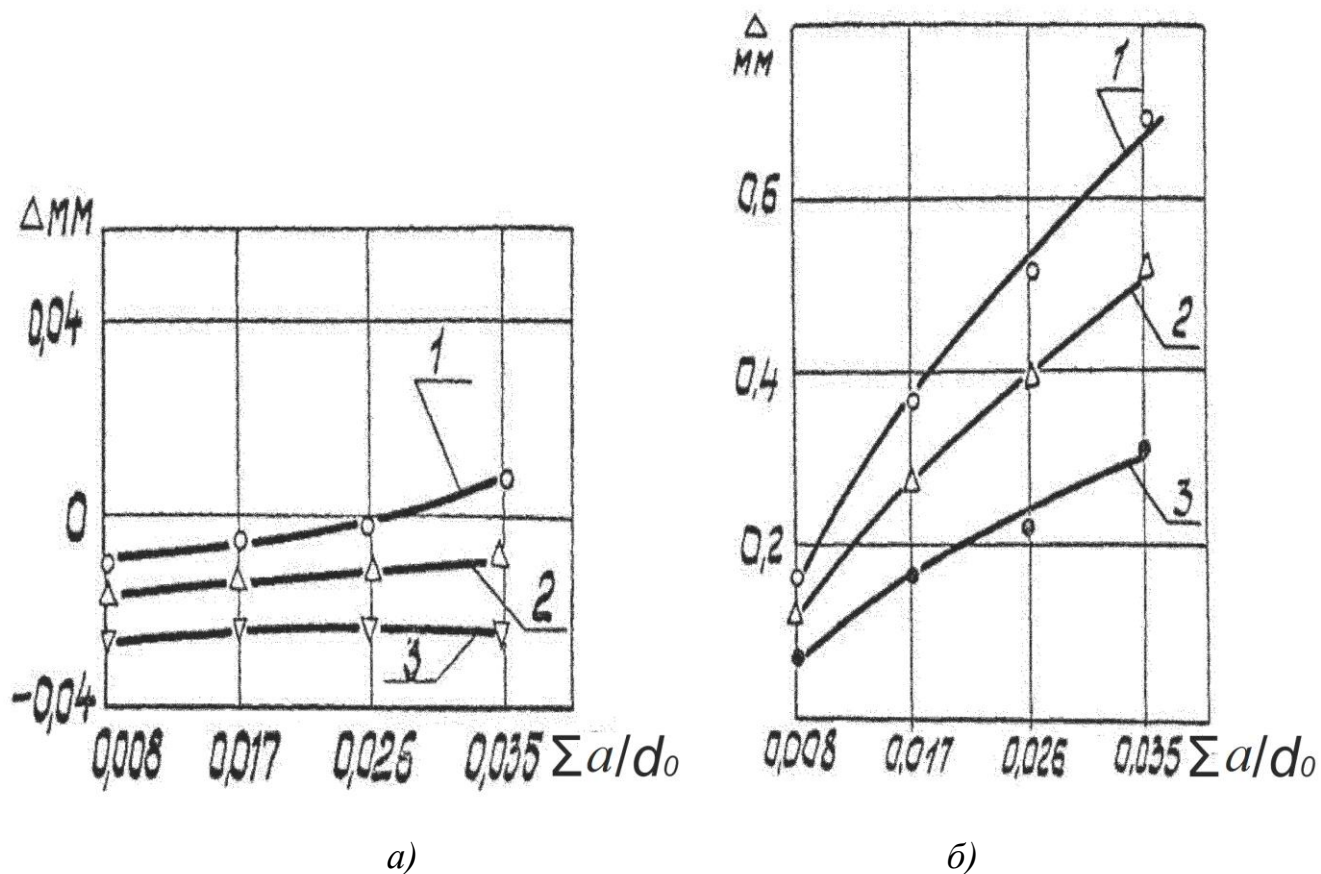


Рис. 6.15. Залежність величини припуску на зовнішній поверхні від натягу на елемент: а) у вхідного торця кут α : 1 – 8° , 2 – 6° , 3 – 2° ; б) в опорного торця кут α : 1 – 8° , 2 – 6° , 3 – 2°

Таким чином, похибки зовнішньої поверхні заготовки обумовлені особливостями формуванні їх на ділянках, сполучених з торцями, що залежать від кута α і натягу на елемент, а також конструктивних особливостей заготовки й умов її базування.

6.2. Шляхи зниження похибок при ДПР

Співставлення й аналіз результатів математичного моделювання й експериментального дослідження деформованого стану оброблених заготовок, а також експериментів по впливу технологічних факторів процесу й геометрії інструмента, вихідної похибки заготовки, умов базування на утворення похибок при ДПР свідчать, що похибки деталей, оброблених деформуючим протягуванням,

утворюються як у контактній, так і у позаконтактних зонах осередку деформації, обумовлені нестійкістю течії матеріалу в осередку деформації варіацією осьових деформацій ділянок різновтовщинних в окружному напрямку заготовок, а також впливом зовнішніх факторів вихідної похибки заготовки та похибками її базування.

Представимо вплив технологічних факторів, геометрії інструмента, вихідної похибки заготовки, похибок базування, параметрів осередку деформації на геометричну точність у вигляді схеми (рис. 6.16). Ця схема дозволяє визначити основні шляхи зниження похибок при ДПР.

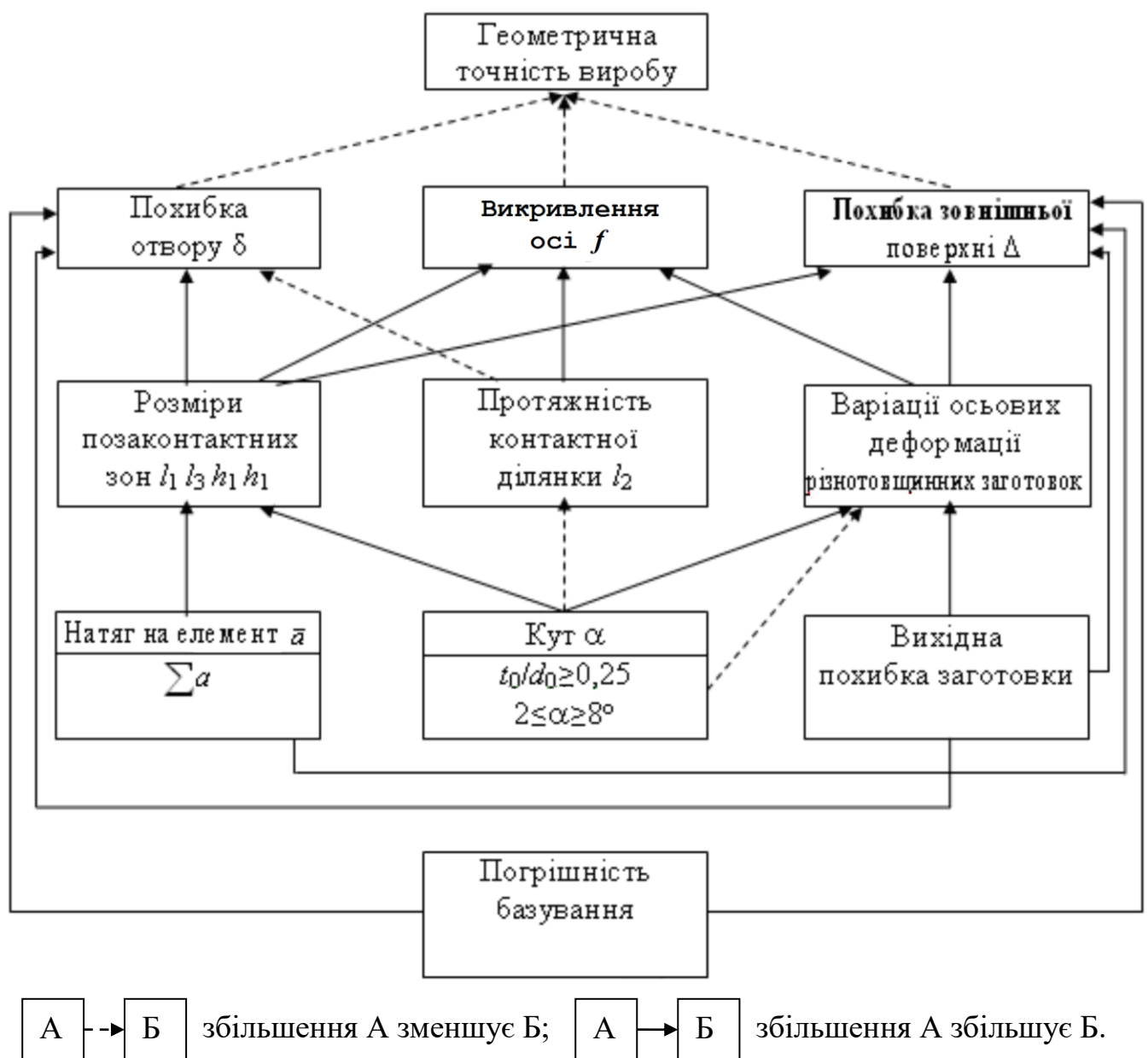


Рис. 6.16. Вплив технологічних факторів, похибки базування, вихідної похибки заготовки на геометричну точність виробу

Ними являються:

- вплив на деформування у позаконтактних зонах;
- вплив на деформування на ділянці контакту;
- усунення дії збурюючих факторів, що спотворюють осесиметричність деформування, тобто вихідної похибки заготовки, похибок її базування та нестационарності деформування на крайових ділянках.

6.2.1. Вплив на деформування у позаконтактних зонах

Як відзначалося в роботах [92, 93], деформування в різних зонах осередку деформації, представляє єдиний процес пластичної формозміни заготовки. Тому його збурювання у формі прояву нестійкості в кожній із зон неминуче відіб'ється на формуванні похибок оброблюваної заготовки.

Отже, запобігання нестійкості у формі геометричних похибок течії матеріалу необхідно здійснювати у всіх зонах і насамперед у позаконтактних, де, як показано в розділі 3, має місце нестійкість течії навіть при відсутності зовнішніх збурюючих факторів.

Як слідує з відомих законів механіки й теорії стійкості [130, 203], сам початок прояву або зникнення нестійкості руху в механічних системах дуже сильно залежить від найменших проявів зовнішніх збурюючих або стабілізуючих факторів.

Стосовно до процесу деформуючого протягування з врахуванням вищесказаного слідує, що активний технологічний вплив навіть незначний по величині на зони позаконтактної деформації може істотно вплинути на стійкість усього процесу деформування і, природно, на зниження похибок обробки.

З огляду на, що для ефективного впливу на позаконтактну зону не потрібно значних навантажень, вплинути на течію матеріалу, згідно [96], у цих зонах можна різними конструкторсько-технологічними прийомами. В основу розробки цих прийомів покладені результати вищенаведених досліджень (розділ 3).

Одним з них є вибір режимів роздачі й геометрії, що дозволяють зменшувати розміри позаконтактних зон.

Впливати на зони позаконтактної деформації можна шляхом примусової зміни течії матеріалу у позаконтактних зонах за рахунок накладення додаткових зв'язків, що усувають нестійкість течії і наближають її до умов течії в зоні контакту.

Як слідує з літературного огляду (розділ I), зазначене можна здійснити при обробці заготовки групою елементів, що одночасно здійснюють процес деформування. У роботі [91] розглянутий взаємовплив деформуючих елементів у групі при використанні кутів $\alpha = 4^\circ$.

Розглянемо це положення при використанні деформуючих елементів з різними кутами α . При відстані $L \geq l_4 + l_0$ (рис. 1.7, а) взаємодія деформуючих елементів практично відсутня і умови роздачі відповідають деформуванню цієї заготовки такими ж одиничними елементами. При зміні відстані $L \leq l_4 + l_0$ деформуючі елементи починають впливати один на одного, причому максимальний вплив спостерігається, при $L = l_3 + l_0$ (рис. 1.7, б). У цьому випадку має місце повне сполучення зон позаконтактної деформації сусідніх елементів, що одночасно здійснюють деформування заготовки.

На рис. 6.17 наведена зміна максимальної похибки заготовки в залежності від взаємного розташування деформуючих елементів з кутами $\alpha = 2, 4, 12^\circ$ при обробці заготовок зі сталі 20. Залежність $\delta = f(L - l_0)$ має екстремальний характер з мінімумом при $L - l_0 = l_3$.

Максимальна похибка спостерігається при $L - l_0 = 0$, тобто при здійсненні загальної деформації одним елементом.

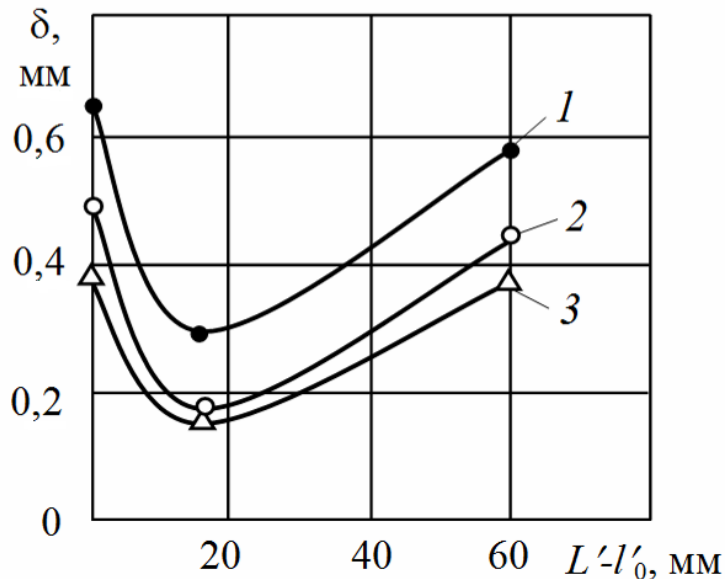


Рис. 6.17. Залежність максимальної похибки δ від $L' - l'_0$ при роздачі заготовки з $t_0/d_0 = 0,25$ групами із двох елементів натягом $a_0/d_0 = 0,0375$, $\Sigma a_0/d_0 = 0,075$ при куті α : 1 – 12° ; 2 – 4° ; 3 – 2°

Вплив кута α на зниження похибки при сполученні зон позаконтактної деформації ілюструється рис. 6.18, з якого слідує, що зниження похибки $\frac{\delta - \delta_e}{\delta}$ збільшується з ростом кута α і корелює із зміною відношення потужності, витраченої на деформування у позаконтактних зонах, до загальної потужності формозміни.

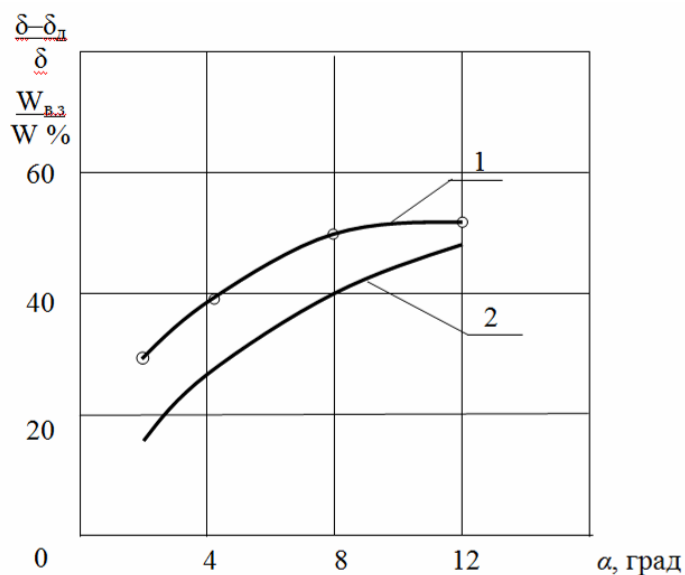


Рис. 6.18. Залежність відносного зниження похибок від α (1) при обробці заготовок із $t_0/d_0 = 0,25$ і натягом на елемент $a_0/d_0 = 0,0375$; 2 – зниження $W_{e.3}/W$ від α

Це свідчить про те, що чим більша частка позаконтактних зон у осередку деформування, тим більше знижується похибка при їхньому сполученні.

Наскільки ефективний вплив сполучення зон позаконтактної деформації на зниження похибки показують дані, наведені на рис. 6.19. Обробка однією групою елементів з $L - l_0 = l_3$ дозволяє одержати приблизно такі ж похибки, як при обробці трьома групами, з меншими натягами, що здійснюють такі ж деформацію, але деформуючі елементи в цих групах розташовані без сполучення позаконтактних зон.

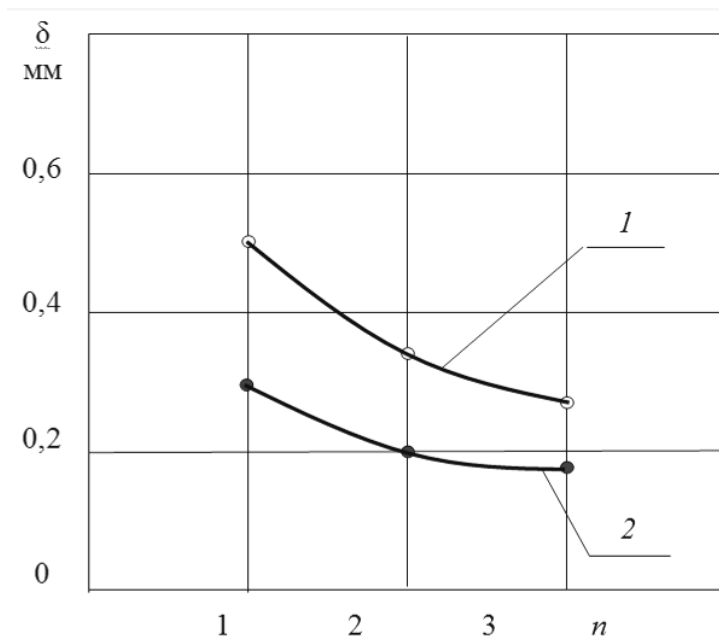


Рис. 6.19. Залежність максимальної похибки від кількості груп із двох елементів, що здійснюють однакову деформацію $\Sigma a/d_0 = 0,075$ при роздачі заготовки з $t_0/d_0 = 0,25$ деформуючими елементами з кутом $\alpha = 12^\circ$; відстань $L - l_0$: 1 - l_4 ; 2 - l_3

Однак і при сполученні зон за останнім деформуючим елементом групи утвориться позаконтактна зона, що служить джерелом утворення похибок. Для усунення цього недоліку розроблена нова конструкція деформуючого елемента [187], що дозволяє впливати на позаконтактну зону зі сторони внутрішньої поверхні деталі.

На рис. 6.20 показана роздача отвору заготовки 1 за допомогою такого інструмента.

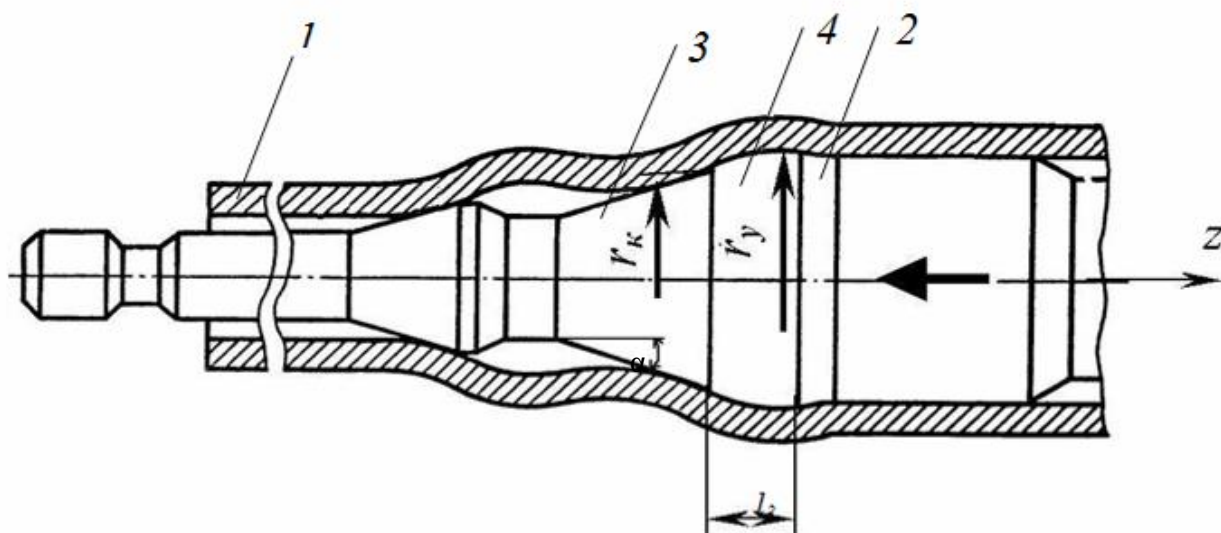


Рис. 6.20. Схема обробки отвору заготовки групою елементів, останній з яких має додаткову криволінійну ділянку: 1 - заготовка, 2 - деформуючий елемент, 3 - робочий конус, 4 - додаткова ділянка

У цього елемента 2 робочий конус 3 сполучений з додатковою криволінійною ділянкою 4, параметри твірної якої, розраховані виходячи з результатів математичного моделювання (розділ 3) і повністю повторюють позаконтактну зону за останнім деформуючим елементом. Рівняння твірної ділянки 4 відповідно до виразу (3.43):

$$r_y = r_{эл} + \operatorname{tg} \alpha z - \frac{\operatorname{tg} \alpha}{2l_3^2} z^3 + \frac{\operatorname{tg} \alpha}{8l_3^3} z^4. \quad (6.14)$$

Рівняння (6.14), по якому визначається форма й радіальний розмір позаконтактної зони за деформуючим елементом коректно при наявності схеми осередку деформації згідно рис. 3.5, а.

При збільшенні товщини стінки необхідно використовувати схему осередку деформації з урахуванням впливу висоти локальної зони пластичного деформування згідно рис. 3.5, б. У цьому випадку висота позаконтактної зони за деформуючим елементом змінюється й з ростом товщини стінки монотонно знижується. Нами отримана експериментальна залежність, що дозволяє розрахувати висоту позаконтактної зони для випадку деформування заготовок по моделі осередку згідно рис. 3.5, б:

$$2h_2 = \frac{t_0^{0,6} \sqrt{aD}^{0,12}}{4HB^{0,35}} . \quad (6.15)$$

Довжина криволінійної ділянки 4 розраховується згідно залежності (6.16), отриманої згідно апроксимації розрахункових даних, приведених на рис. 3.3.

$$l_3 = 0.43\sqrt{t_0 d_0} \quad (6.16)$$

При використанні такого елемента енергетика процесу в порівнянні з роздачею звичайним елементом, практично не міняється, а нестійкість течії у позаконтактній зоні зникає. Про це свідчить порівняльний аналіз результатів обробки отвору групою елементів при $L-l_0 = l_4$ – похибка $\delta = 0,6$ мм, при $L-l_0 = l_3$ – $\delta = 0,33$ мм, а при введенні в групу деформуючого елемента з додатковою криволінійною ділянкою похибка ще знизилася $\delta = 0,19$ мм (рис. 6.21).

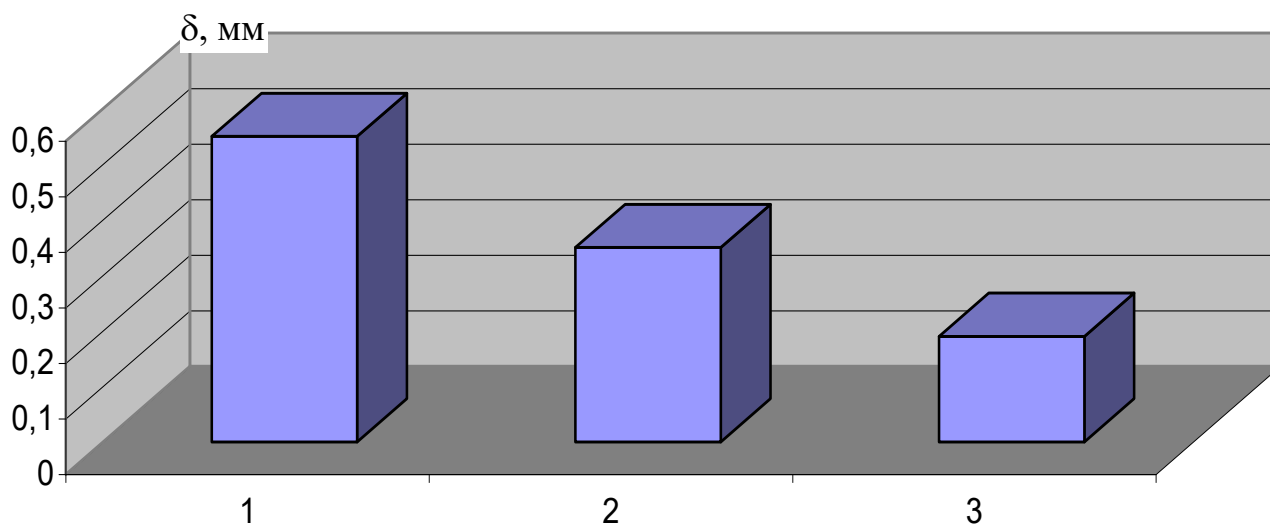


Рис. 6.21. Порівняння значень максимальної похибки δ при обробці деталі $t_0/d_0 = 0,25$ групами із двох елементів при деформації $a/d_0 = \sum 0,75$, натягу на елемент $a/d_0 = 0,0375$, куті $\alpha = 12^\circ$. 1 – $L-l_0 = l_4$; 2 – $L-l_0 = l_3$; 3 – останній елемент групи має ділянку, що копіює форму позаконтактної зони

Впливати на позаконтактну зону за останнім деформуючим елементом можна з боку зовнішньої поверхні. Це виконується, наприклад, спеціальною волокою (рис. 6.22), радіальні й осьові розміри робочої поверхні якої розраховуються виходячи з параметрів позаконтактної зони за деформуючим елементом.

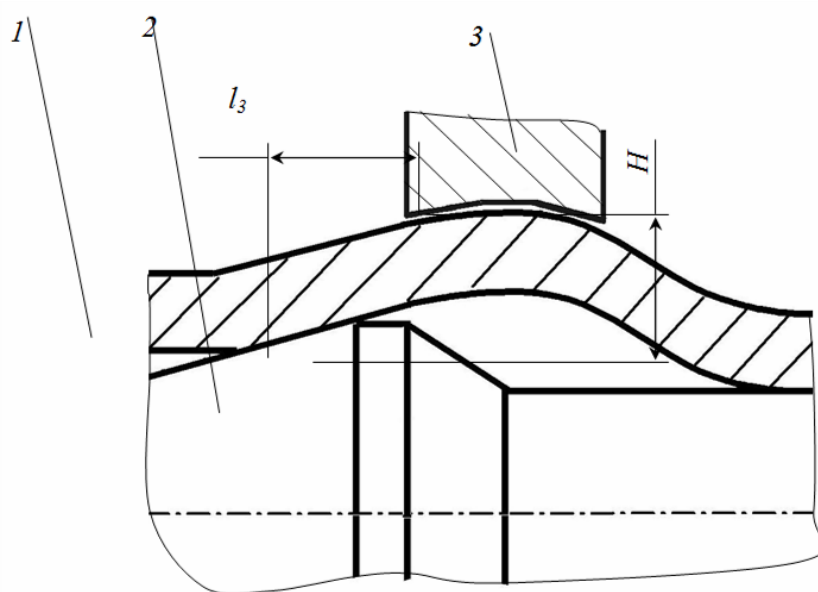


Рис. 6.22. Схема обробки із впливом на позаконтактну зону за останнім деформуючим елементом збоку зовнішньої поверхні заготовки: 1 – заготовка; 2 – останній деформуючий елемент групи; 3 – спеціальна волоки

6.2.2. Вплив схеми протягування на деформування заготовки

Розглянемо вплив схеми протягування на точність обробки. Як слідує з рис. 6.1, а також даних роботи [89], використання схеми розтягнення більш сприятливо позначається на зниженні похибок отвору, чим схеми стиснення.

Дані математичного моделювання (розділ 3), а також експерименти (рис. 6.1) показали, що схема протягування практично не впливає на розміри позаконтактних зон. Тому, підвищення точності при використанні схеми розтягнення обумовлене тим, що в стінці деталі за деформуючим елементом виникають осьові розтягуючі напруження. Вони, впливаючи на пластичну ділянку позаконтактної зони за деформуючим елементом, підвищують поздовжню стійкість заготовки в процесі деформування, стабілізуючи течію матеріалу у позаконтактній зоні. Це природно зменшує збурювання окружної деформації у всьому осередку деформування, що у свою чергу знижує максимальну похибку отвору δ . Цей факт особливо важливий при протягуванні тонкостінних деталей, умови базування яких при роздачі за

схемою стиснення приводять до появи значних збурень, як в осьовій так і в окружній деформації. Тому при протягуванні таких деталей доцільно застосовувати схему розтягнення.

Схема з обмеженням осьової деформації [31, 139, 150], є вдосконаленою схемою протягування на розтягнення й відрізняється від неї тим, що до вільного кінця оброблюваної деталі прикладається додаткове осьове навантаження. Прикладення цього навантаження може здійснюватися по трьом варіантам: за рахунок жорсткого закріплення вільного кінця оброблюваної деталі, за рахунок додаткового переміщення вільного кінця в напрямку протягування, або за рахунок додаткового переміщення вільного кінця в сторону, протилежну протягуванню.

Виконані дослідження з вивчення зміни осьових розмірів оброблених заготовок (див. розділ 4) дозволили сформулювати рекомендації з вибору схеми прикладення цього навантаження.

Якщо деформується заготовка з товщиною стінки менше t' (t' залежить від a/d_0 і α й визначається по залежності (4.6) для схеми розтягнення), тобто має місце випадок стабільного укорочення деталі на кожному циклі. Тому для забезпечення в стінці деталі осьових розтягуючих напружень, досить жорстко закріпити її вільний кінець.

При деформуванні деталі з товщиною стінки $t_0 > t'$, коли має місце осьове подовження, або роздача при відсутності осьових деформацій, необхідно до вільного кінця заготовки прикласти додаткове осьове навантаження. Залежно від необхідного рівня осьових напруг воно може бути спрямоване або в напрямку протилежному переміщенню деформуючого елемента, або в напрямку його переміщення. У кожному випадку її величина буде забезпечувати в стінці деталі потрібний рівень осьових розтягуючих напружень.

Кількісне значення цього додаткового осьового навантаження визначалося за допомогою спеціального пристрою, що дозволяє виміряти осьові напруги, які виникають у стінці заготовки при її деформуванні (див. розділ 2.3). Для проведення експериментів виготовлялися втулки зі сталі 20 НВ1,25 ГПа з товщиною стінки

$t_0/d_0 = 0,05$ і довжиною 320 мм, що мали із обох кінців бурти, довжиною 10 мм і товстостінністю $t_6 \leq t'$. Втулки за допомогою розрізних кілець кріпилися в пристрої й деформувалися послідовно трьома деформуючими елементами з натягом $a/d_0 = 0,025$. Для проведення експериментів виготовляли три набори деформуючих елементів з кутами $\alpha = 2, 4$ і 12° . Одночасно з реєстрацією осьової сили в стінці деталі фіксувалася осьова сила протягування.

На рис. 6.23 приведені осцилограми запису осьової сили в стінці деталі N і сили протягування Q .

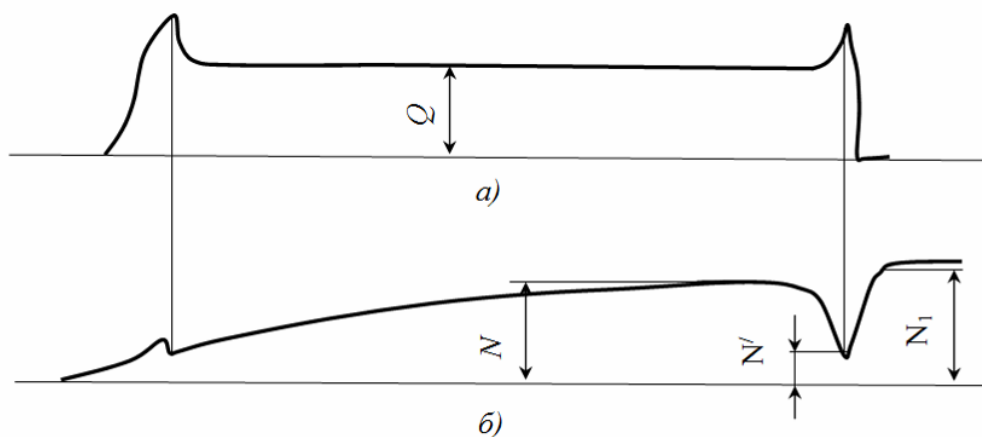


Рис. 6.23. Осцилограма запису сили протягування (*a*) і осьової сили, що виникає в стінці деталі при роздачі за схемою з обмеженням осьової деформації (*б*). Матеріал заготовки сталь 20НВ1,25 ГПа, $t_0/d_0 = 0,05$, натяг $a/d_0 = 0,025$, кут $\alpha = 4^\circ$

Характер зміни сили Q по довжині заготовки аналогічний відомому при роздачі за схемою розтягнення. Сила протягування на вході через наявність бурту спочатку зростає, потім знижується й стабілізується. При підході деформуючого елемента до виходу сила протягування через наявність другого бурту зростає, а після виходу елемента стає рівною нулю.

Трохи інший характер має зміна сили N по довжині деталі. Спочатку при заході деформуючого елемента її значення дуже мале, що пояснюється тим, що при роздачі бурту укорочення незначне. Далі в міру зниження сили Q і її стабілізації осьова сила N росте. Після проходження деформуючим елементом приблизно

половини довжини заготовки інтенсивність її росту знижується й значення N практично стабілізується, досягаючи свого максимального значення при підході деформуючого елемента до другого бурту. При роздачі ділянки із другим буртом осьова сила Q зростає, а сила N знижується до значення N' . Після виходу деформуючого елемента $Q=0$, а осьова сила N досягає значення N_1 . При наступному циклі деформування без зняття осового навантаження характер її зміни по довжині деталі не змінюється, а кінцеве значення $N_2 > N_1$.

Як слідує з рис. 6.24, на значення сили N впливає кут α , і ступінь деформації.

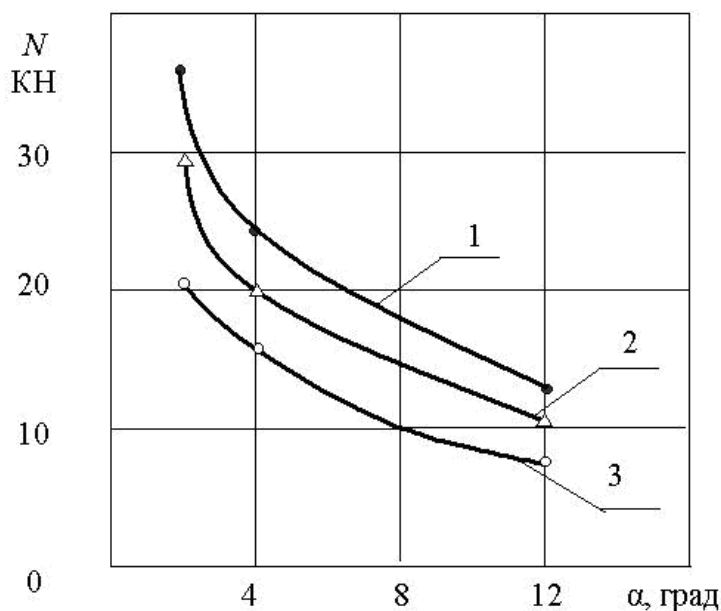


Рис. 6.24. Залежність осової сили N від кута α обробці заготовки зі сталі 20 $t_0/d_0 = 0,05$ за схемою з обмеженням осовою деформацією $\Sigma a/d_{0:1} = 0,075$; 2 – 0,05; 3 – 0,025

Аналогічний вплив цих параметрів на осові сили N' й N_1 . Вплив кута α на N може проявлятися через зміну сили Q , що впливає на N і сама залежить від кута α .

Щоб виключити непрямий вплив кута α через силу Q на значення N , в якості осової сили, виникаючої в стінці деталі, доцільно розглядати силу $N_0 = N_1 - N'$. Значення N_1 й N' визначаються з осцилограм (рис. 6.23).

Аналіз залежності $N_0 = f(\sum a/d_0)$ (рис. 6.25) показав, що осьова сила N_0 не залежить для даної товщини стінки від кута α і визначається тільки сумарною деформацією $\sum a/d_0$.

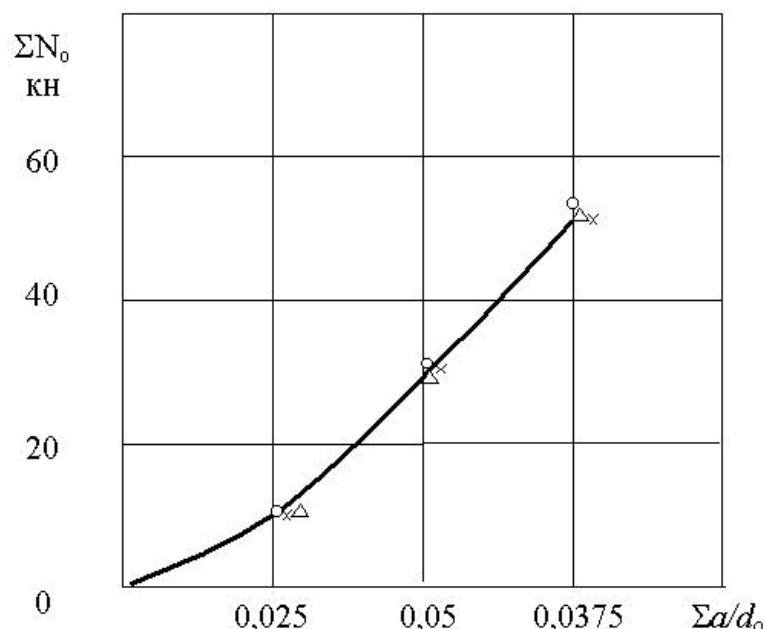


Рис. 6.25. Залежність осьової сили N_0 від ступеня деформації при обробці заготовки зі сталі 20 $t_0/d_0 = 0,05$ за схемою з обмеженням осьовою деформацією при куті α : ○ $- 2^\circ$; Δ $- 4^\circ$; × $- 12^\circ$

Однак зміна товщини стінки навіть у розглянутому діапазоні, обмеженому значенням t' , впливає на значення N . Щоб виключити вплив товщини стінки доцільно від значення осьової сили в стінці заготовки перейти до осьових напружень, які визначаються по залежності (6.17):

$$\sigma_z = \frac{4N}{\pi(D^2 - d_0^2)}. \quad (6.17)$$

На рис. 6.26 показана зміна σ_z по довжині заготовки при трьох циклах деформування. На основній ділянці заготовки σ_z постійні по довжині, під буртами різко зменшуються. Зміна різниці $\sigma_z - \sigma'_z$ залежить від кута α (рис. 6.27). Так,

зменшення кута α , від 12° до 2° знижує різницю $\sigma_z - \sigma'_z$ в 4–5 разів. Зниження цієї різниці в остаточному підсумку приводить до постійності осьових напруг по довжині заготовки, що істотно відіб'ється на точності обробленої деталі.

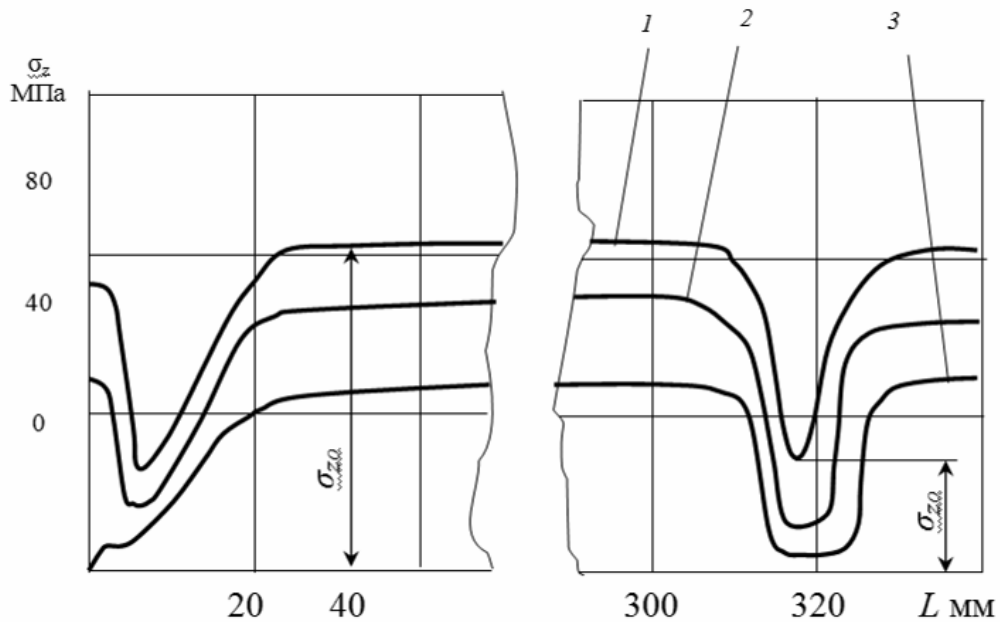


Рис. 6.26. Зміна осьових напруг по довжині деталі при протягуванні за схемою з обмеженням осьової деформації. Заготовка сталь 20, $t_0/d_0 = 0,05$ з натягом $a/d_0 = 0,025$ і кутом $\alpha = 4^\circ$ при деформації $\Sigma a/d_{0:1} - 0,075$; 2 – 0,05; 3 – 0,025

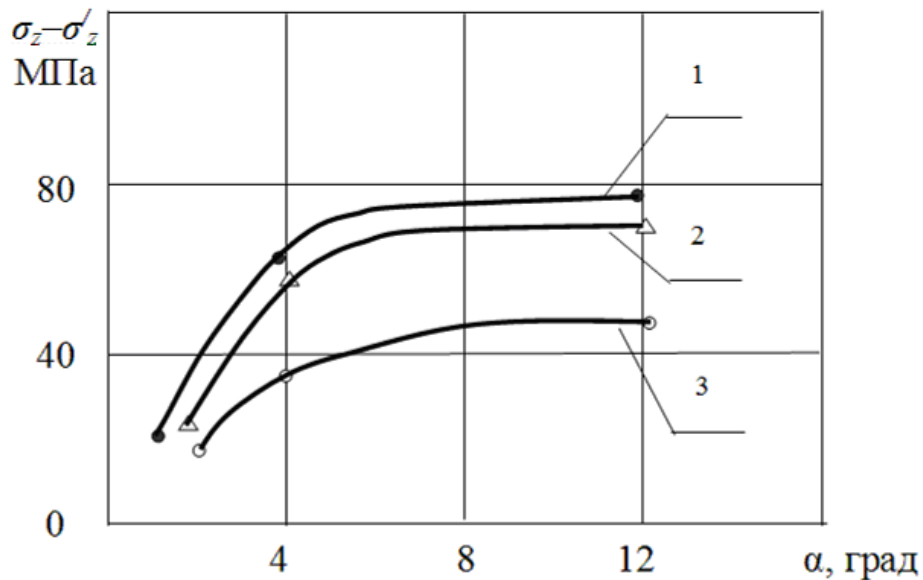


Рис. 6.27. Залежність зміни осьових напруг під буртами від кута α при деформації за схемою з обмеженням осьової деформації заготовки. сталь 20, $t_0/d_0 = 0,05$ з натягом $a/d_0 = 0,025$ при деформації $\Sigma a/d_{0:1} - 0,075$; 2 – 0,05; 3 – 0,025

Це підтверджується даними, наведеними на рис. 6.28, з яких слідує, що зниження α від 12° до 2° , приводить до досить істотного зниження різниці $\sigma_2 - \sigma'_z$, що поліпшує точність деталі в 6–7 разів.

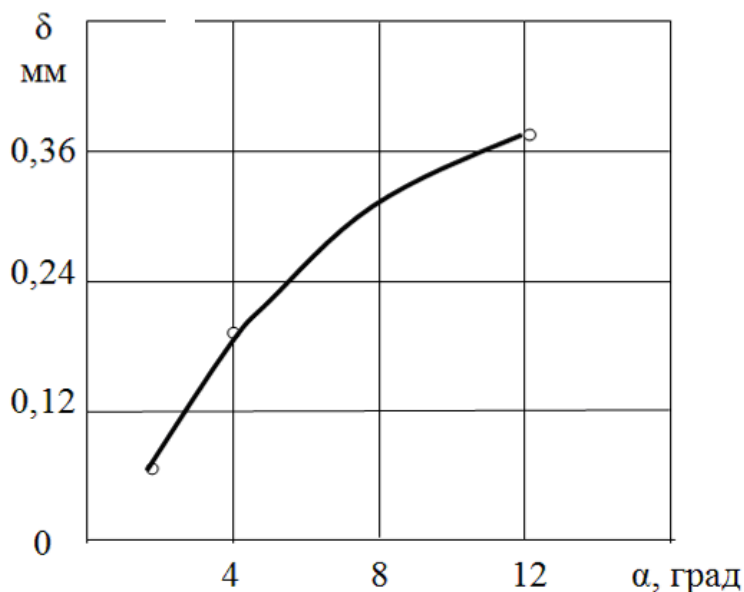


Рис. 6.28. Залежність максимальної похибки деталі від кута α ; заготовка зі сталі 20, $t_0/d_0 = 0,05$, роздача за схемою з обмеженням осьової деформації з натягом $a/d_0 = 0,025$, сумарна деформація $\Sigma a/d_0 = 0,075$

Таким чином, встановлено, що однією з основних причин виникнення похибки при деформуванні заготовок із перепадом товщини стінок є зміна рівня осьових деформацій і пов'язаних з ними осьових напружень по довжині деталі. Це вносить збурення в течію матеріалу як у контактній, так і у позаконтактних зонах осередку деформації.

Для усунення причини виникнення похибок необхідно забезпечити постійну величину осьових напруг у стінці деталі в процесі протягування. Одним зі шляхів виконання цієї умови являється, згідно рекомендацій [139, 150], прикладення додаткового зовнішнього осьового навантаження.

Для визначення кількісного значення цього додаткового навантаження необхідно знати, як залежить зміна осьових напружень по довжині заготовки з буртами від режимів протягування й геометрії інструмента. З даних, наведених на рис. 6.29, слідує, що осьові напруги σ_{z_0} , які визначалися за значеннями сили

$N_0 = N_1 - N'$ (рис. 6.25) і, являють собою різницю між максимальним і мінімальним значенням σ_z по довжині заготовки з буртами, не залежать від кута α , натягу на елемент, а визначаються тільки сумарною окружною деформацією $\sum a/d_0$.

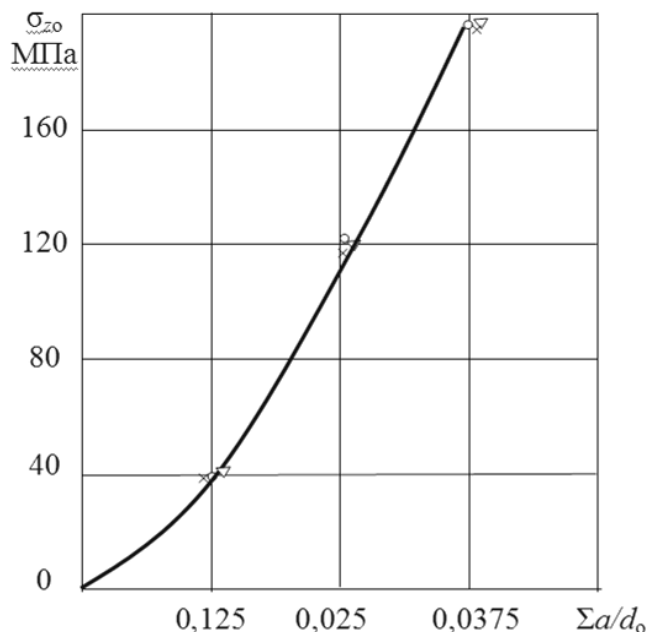


Рис. 6.29. Залежність осьових напруг σ_{z_0} від сумарної деформації при обробці заготовки зі сталі 20, $t_0/d_0 = 0,05$: роздача за схемою з обмеженням осьової деформації деформуючими елементами з кутами α : \circ – 2° ; ∇ – 4° ; \times – 12°

Подібний факт спостерігався при вивченні осьових деформацій оброблених заготовок із товщиною стінки в діапазоні ($t_0 < t'$). Він полягає в тому, що осьові деформації $\Delta l/l_0$ залежать тільки від окружної деформації (рис. 4.8). Слідують обумовити, що залежності $\sigma_{z_0} = f(\sum a/d_0)$ й $\sum \Delta l/l_0 = f(\sum a/d_0)$ справедливі для випадку деформування заготовок із товщинами стінки $t_0 < t'$, де значення t' визначається по залежності 4.6.

Помноживши значення σ_{z_0} на відповідну площу поперечного перерізу заготовки визначимо додаткове осьове навантаження, яке необхідно прикласти до кінця деталі при проходженні деформуючого елемента під буртом.

Таким чином, виконані дослідження показали, що одним зі шляхів зниження похибок при деформуванні заготовки з локальною зміною товщини стінки є забезпечення постійності осьових напружень по її довжині. Така умова реалізується за рахунок використання схеми з обмеженням осьової деформації при визначенні додаткового осьового навантаження відповідно до експериментально встановленого зв'язку між σ_{z_0} і $\sum a/d_0$.

6.2.3. Вплив на деформування у зоні контакту

Як відзначалося в розділі 6.1.1, при деформуванні різнотовщинних заготовок у зоні контакту утворюється такий вид похибки як викривлення осі заготовки, що визначається варіацією осьової деформації різнотовщинних ділянок по її поперечному перерізу. Її можна знизити зменшуючи різнотовщинність заготовки, а також вибором раціональних режимів і геометрії інструмента.

Як слідує з досліджень, наведених у розділі 5.2, різнотовщинні заготовки з позиції зниження викривлення осі варто роздавати деформуючими елементами з кутами α , що перебувають у діапазоні $2^\circ \leq \alpha \leq 8^\circ$ при використанні значних натягів $a/d_0 > 0,025$.

Вище детально розглянуто, як при використанні схеми з обмеженням осьової деформації, усуваються похибки викликані наявністю локальної зміни товщини стінки (тобто буртами, фланцями, канавками). Однак схема з обмеженням осьової деформації має конкретні області свого застосування [154] (протягування тонкостінних деталей підвищеної довжини).

При протягуванні за часто застосовуваною схемою розтягнення [154] базування заготовки також здійснюється за рахунок бурту або канавки на зовнішній поверхні. Це приводить до зміни товщини стінки на ділянці базування, що змінює радіальні й осьові деформації, а також викликає зростання похибки обробленої заготовки.

Для усунення цього недоліку розроблений новий спосіб деформування [186], відповідно до якого ділянку заготовки 1, використану для базування, необхідно попередньо роздавати на потрібну величину (рис. 6.30). Попередню роздачу заготовки необхідно здійснювати елементом 2 при натягах на елемент $a/d_0 = 0,01 \div 0,015$ і куті α , обираного в діапазоні $1^\circ \leq \alpha \leq 2^\circ$ (рис. 6.30, а).

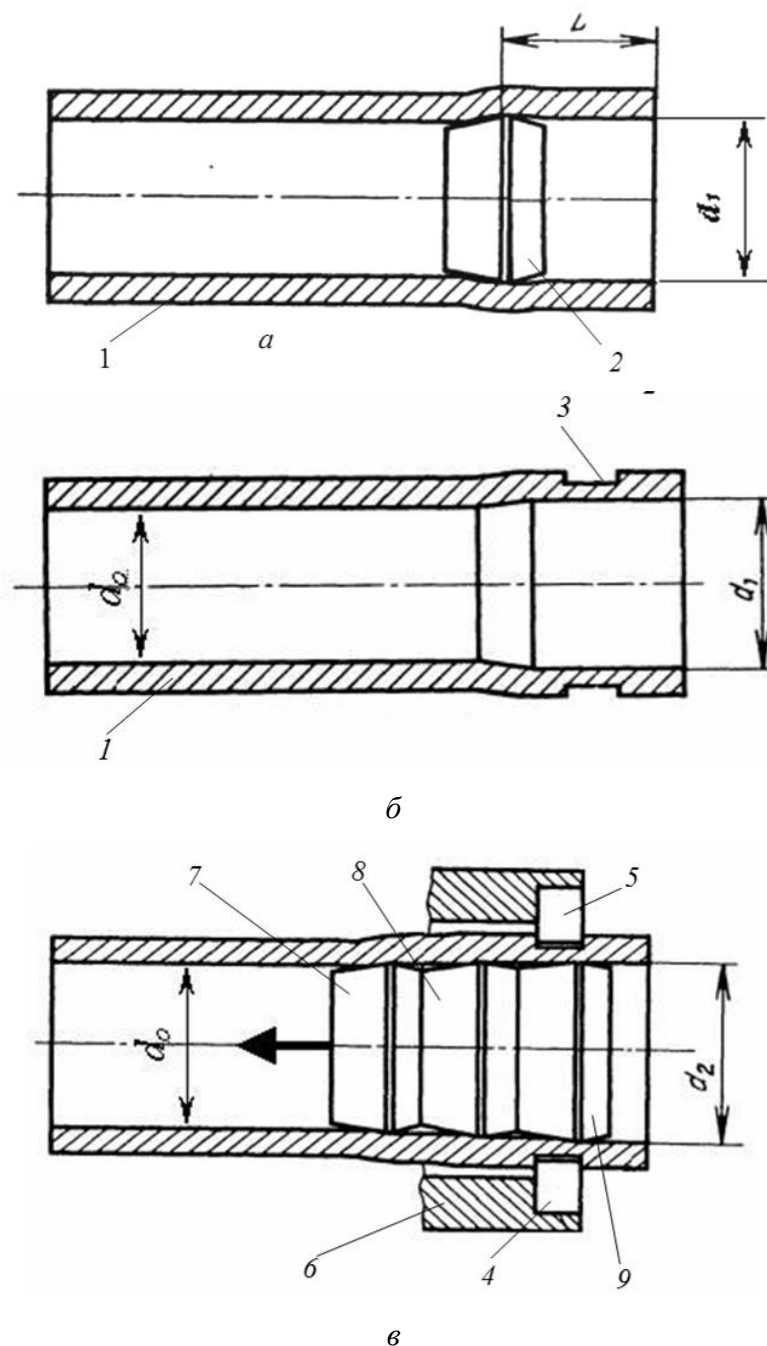


Рис. 6.30. Деформування за схемою розтягнення з попередньою підготовкою бази для закріплення заготовки

Після здійснення попередньої роздачі цієї ділянки на ній підготовляють базу 3 для закріплення заготовки розрізними півкільцями 4 і 5 в опорі 6 при її остаточній роздачі (рис. 6.30, б). Величина попередньої деформації e_1 вибирається по потрібній деформації e_2 виходячи зі співвідношення:

$$e_1 = (0,85 \div 0,95)e_2. \quad (6.18)$$

У процесі роздачі деформуючими елементами 7, 8 і 9 ділянка, що має перепади товщини стінки, практично не деформується, а та невелика частина деформації ($e_2 - e_1$) використовується тільки для пластичного деформування мікронерівностей поверхневого шару.

Це знижує похибки обробки. При використанні вищеописаного способу максимальна похибка отвору заготовки розмірами $t_0/d_0 = 0,25$, $L = 250$ мм і буртом з $t_0/d_0 = 0,35$ довжиною 15 мм при роздачі її деформуючим елементом з кутом $\alpha = 12^\circ$ і натягом на елемент $a/d_0 = 0,0375$ знизилася з 0,7 до 0,38 мм. У цьому випадку попередня деформація $e_1 = 0,033$ здійснювалася двома деформуючими елементами з натягами $a/d_0 = 0,016$ й кутом $\alpha = 2^\circ$.

Розроблений спосіб доцільно використовувати при деформуванні заготовок, що мають перепади товщин стінок на крайових ділянках (бурти, канавки, фланці й ін.).

Застосування, описаного в розділі 6.1.2, способу обробки за рахунок використання зворотного ходу інструмента, дозволяє створити нову схему для пластичного деформування заготовок із малопластичних матеріалів. Згідно її, заготовка деформується в пружній області, а пластично деформується тільки поверхня отвору. Це не спотворює її форму, а навпаки, підвищує точність отвору за рахунок зниження й вирівнювання висотних параметрів шорсткості.

При деформуванні деталей, що мають змінну жорсткість по довжині, обумовлену конструктивною зміною товщини стінки необхідно використовувати спеціальні пристосування, що збільшують товщину стінки на тонкостінних

ділянках до необхідного значення, що виключає зміну жорсткості деталі по довжині.

Окремим напрямком по підвищенні точності обробки нерівножорстких деталей, що мають змінну жорсткість у поперечному перерізі, є описаний у розділі 5.3 спосіб деформування різнотовщинних заготовок, по якому пластична деформація локалізується на створених додатковою обробкою пластичних ділянках перерізу, а ділянки з більшою товщиною стінки залишаються жорсткими, недеформованими.

6.2.4. Усунення похибок базування обробленої заготовки

Одним з напрямків підвищення точності при ДПР є усунення зовнішніх збурюючих факторів, що спотворюють пластичну течію матеріалу у осередку деформації. До таких факторів, крім різнотовщинності заготовки, варто віднести похибки базування, які найбільш часто проявляються при неспіввісності інструмента й заготовки.

Питання базування при деформуючому протягуванні вимагає особливо ретельного вивчення. При роздачі отвору заготовки змінюються її розміри, визначаючи базу під обробку. Це погіршує умову базування в порівнянні з обробкою різанням і вимагає вживання додаткових заходів для одержання необхідної точності [114].

Відомо [154], що при деформуванні по схемах стиснення (рис. 1.4) і розтягнення (рис. 1.5) використовується базування по опорному торці, а також по опорному торці й зовнішній або внутрішній поверхні заготовки. При роздачі за схемою з обмеженням осьової деформації (рис. 1.6) базування здійснюється по двох торцях.

Розглянемо якими конструкторсько-технологічними прийомами усуваються неспіввісність інструмента заготовки.

Як слідує з роботи [114], базування заготовки по одному торцю досить часто використовується при обробці по схемах стиснення й розтягнення. Найбільше

часто цей вид базування використовують при обробці заготовок зі значною товстостінністю за схемою стиснення. Заготовка встановлюється з радіальним зазором у самовстановлюючу циліндричну опору [174] зі ступінчатим отвором (рис. 1.4). Більший діаметр отвору перевищує зовнішній діаметр обробленої деталі, а менший – забезпечує вільне переміщення деформуючого елемента. Такий спосіб базування технічно простий, але не завжди ефективний через утворення значних похибок як отвору, так і зовнішньої поверхні заготовки. Особливо значні ці похибки на ділянках, що прилягають до торців, про що свідчать наші експериментальні дані, наведені в розділі 6.1.3 (рис. 6.14, 6.15).

Тому нами був розроблений новий спосіб базування [190] зі зміною опорного торця після кожного циклу обробки. Суть цього способу й експериментальні дані, підтверджуючі його ефективність, описані в розділі (6.2.5).

Одним із прийомів, що усувають неспіввісність інструмента й заготовки, є застосування раціональної схеми протягування, що дозволяє не тільки стабілізувати течію матеріалу в осередку деформації, але й забезпечити умови базування, що дозволяють усунути неспіввісність інструмента й заготовки. Наприклад, експериментальні дані, наведені на рис. 6.1, показують, що використання схеми розтягнення поліпшує точність обробки в порівнянні з обробкою по схемі стиснення. Цей факт особливо важливий при обробці тонкостінних деталей, базування яких за схемою стиснення приводить до значних похибок.

Однак при протягуванні по схемам розтягнення й обмеження осьової деформації базування заготовки здійснюється за рахунок бурту або канавки на зовнішній поверхні заготовки поблизу її торців. Це викликає зміну товщини стінки на ділянці базування, що, в свою чергу, змінює радіальні й осьові деформації заготовки та створює їх нерівномірність по довжині і приводить до утворення значних похибок обробки.

Тому нами розроблений новий спосіб деформування [186], що полягає в попередній підготовці опорного торця для усунення цього недоліку. Суть способу й експериментальна перевірка його ефективності докладно описані в розділі (6.2.3).

Крім цього, нами розроблений ще один спосіб протягування [206], що дозволяє поліпшити умови базування при обробці довгих тонкостінних деталей по схемою розтягнення. У цьому випадку базування здійснюється по двом торцям і з боку внутрішньої поверхні заготовки.

Відповідно до цього способу, на стержень протяжки *1* (рис. 6.31) розміщують із можливістю відносного осевого переміщення додатковий конічний елемент *2*, призначений для з'єднання стержня протяжки з вільним кінцем заготовки *3*.

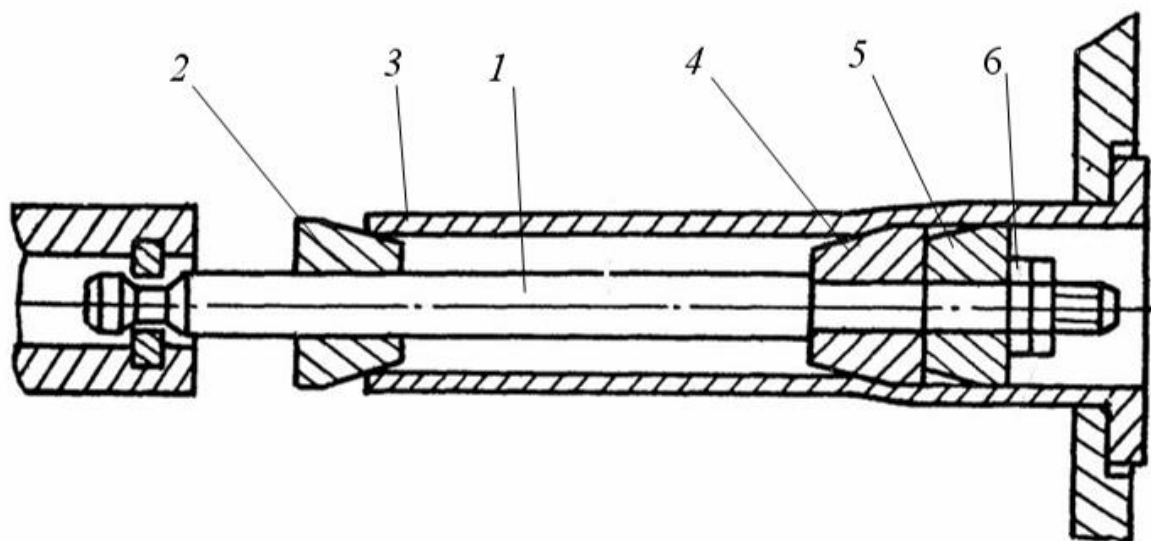


Рис. 6.31. Схема обробки з використанням додаткового елемента, що підтримує вільний кінець заготовки й виключає неспіввісність інструмента та заготовки

Конічний елемент *2* звернений меншою площиною в напрямку протилежному напрямку руху інструмента. При переміщенні стержня *1* з розміщеними на ньому деформуючими елементами *4* і *5* через заготовку *3* проходить її роздача. При цьому додатковий конічний елемент *2* своєю зовнішньою поверхнею контактує із внутрішньою поверхнею вільного кінця деталі *3*. Тобто, введення додаткового елемента *2* дозволило створити жорстко зв'язану систему: оброблювана поверхня деталі – конічна поверхня додаткового елемента – стержень протяжки. Це забезпечує співвісність інструмента й оброблюваної заготовки в процесі деформування.

Більше того, цей спосіб дозволяє впливати на течію матеріалу у осередку деформації, утвореного деформуючим елементом *4*. При прагненні різнотовщинної

заготовки викривитись її вільний кінець починає відхилятися відносно осі стержня співвісної з віссю заготовки. Однак, конструктивно утворена жорстка система, що зв'язує вільний кінець деталі через додатковий елемент зі стержнем, перешкоджає цьому, створюючи стабілізуючий момент, спрямований проти викривлення заготовки. Цей момент є зовнішнім стабілізуючим навантаженням стосовно пластичної течії у осередку деформації й дозволяє досягти необхідної точності обробки. При виході деформуючих елементів додатковий елемент звільняє кінець деталі.

Кут нахилу твірної додаткового кінцевого елемента рекомендується вибирати в межах $1-3^\circ$, що поліпшує умови базування заготовки на елементі.

Наведений спосіб успішно використовувався при обробці партії різнотовщинних заготовок із латуні Л63 ГОСТ 494-78 розмірами $D_0 \times t_0$ рівними 36×3 ; 48×3 , довжиною $L = 1150$ мм і міді М-1 ГОСТ 617-72 розмірами 77×4 , $L = 1150$. Результати обробки партії труб, які наведені в розділі 7.2, свідчать про ефективність використання цього способу обробки. Похибка оброблених заготовок відповідає технічним вимогам до них.

Забезпечити мінімальне відхилення осей інструмента й оброблюваної заготовки при обробці за схемою стиснення можна за рахунок застосування розробленого способу [188] з так званим зустрічним деформуванням. У цьому випадку базування відбувається по двох торцях і з боку внутрішньої поверхні заготовки.

Відповідно до цього способу (рис. 6.32), деформування заготовки 1 здійснюється двома ідентичними деформуючими елементами 2 і 3, у яких $D_1 = D_2$, а кут α_1 дорівнює куту α_2 , одночасно з обох торців. Деформуючі елементи переміщуються назустріч і співвісно один одному по загальній осі 4. Цим і забезпечується співвісність заготовки й інструмента. При з'єднанні торців деформуючих елементів, навантаження з елемента 2 знімається й деформація ділянки AB (рис. 6.32, б) здійснюється елементом 3, а елемент 2 виконує роль передньої напрямної.

Для перевірки ефективності розробленого способу проводилися наступні експерименти. Партія заготовок вихідної різновтовщинності до 10% з латуні Л63 ГОСТ 494–78 у кількості 4 шт., виготовлених із труби розмірами 48×3 мм, $L = 450$ мм, оброблялася згідно нового способу (рис. 6.32), двома ідентичними деформуючими елементами з діаметрами циліндричних стрічок $D_1 = D_2 = 43,2$ мм і кутами $\alpha_1 = \alpha_2 = 2^\circ$.

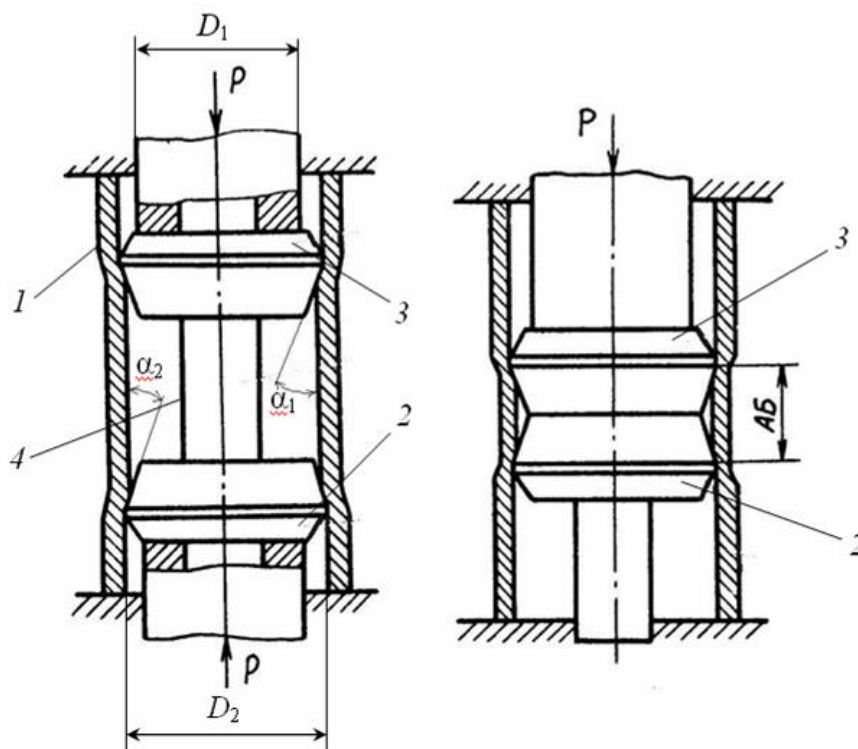


Рис. 6.32. Схема обробки зустрічним деформуванням

Для порівняльного аналізу така ж партія заготовок оброблялася згідно звичайного техпроцесу за схемою стиснення деформуючим елементом з $D_1 = 43,2$ мм і кутом $\alpha_1 = 2^\circ$. До й після операції деформуючого потягування по новому й існуючому способі всі заготовки контролювалися по наступних параметрах: максимальна похибка; овальність; різновтовщинність заготовки, а також викривлення осі обробленої деталі.

Як слідує з результатів вимірів, середні значення яких наведені в таблиці 6.2, новий спосіб забезпечує надійне базування заготовки й інструмента, що приводить до істотного підвищення точності по всіх параметрах, крім різновтовщинності, у порівнянні з обробкою за схемою стиснення.

При деформуванні за цією схемою виникають значні похибки на ділянках, що прилягають до торців заготовки. Вони і визначають таке високе значення максимальної похибки отвору δ . У зоні сталого руху інструмента ця похибка значно менше й не перевищує 0,1 мм.

Таблиця 6.2

№	Варіанти обробки	Види похибок			
		Овальність, мм	Максим. похибка δ , мм	Викривлення осі, мм	Різнотовщинність, мм
1	Вихідна похибка	0,16	0,19	–	0,29
2	Схема стиснення	0,05	0,23	0,55	0,27
3	Новий спосіб	0,02	0,07	0,26	0,24

При роздачі заготовки згідно нового способу похибка отвору на крайових ділянках значно зменшується, при цьому їхні значення наближаються до значень похибки в зоні сталого руху інструмента.

Як слідує з таблиці 6.2, при новому способі обробки також знижується викривлення осі обробленої різнотовщинної заготовки. Це відбувається внаслідок появи в процесі обробки стабілізуючого моменту, що перешкоджає викривленню заготовки, з боку загального стержня, по якому переміщуються деформуючі елементи.

З таблиці 6.2 слідує, що процес деформування практично не впливає на різнотовщинність. Однак, після протягування похибки отвору трансформуються на зовнішню поверхню заготовки. Отже, якщо вихідна різнотовщинність визначалася в основному похибками отвору, то після протягування різнотовщинність визначається похибками зовнішньої поверхні, які легко усуваються за рахунок її механічної обробки.

Цей спосіб має безсумнівні переваги: поліпшує умови базування, виключає дію осьової сили на опорний торець, а також скорочує трудомісткість обробки.

Також поліпшує умови базування по одному з торців і внутрішньої поверхні заготовки використання на деформуючих протяжках додаткових конструктивних елементів, а саме: передніх і задніх напрямних (рис. 6.33).

Особливо їхнє застосування ефективно в тих випадках, коли передня напрямна 3 контактує з необробленою поверхнею отвору 1, а задня – з обробленою. Це досягається тим, що передня напрямна 3 виготовляється пружною в радіальному напрямку [68], причому її зовнішня поверхня сполучається з робочим конусом деформуючого елемента 2, а зовнішній діаметр задньої напрямної 4 дорівнює діаметру обробленого отвору [176]. Для цього діаметр задньої напрямної необхідно розраховувати згідно виразу, який слідує з рис. 6.33:

$$d_2 = d_s + 2h_2 - U_d,$$

де d_s – діаметр циліндричної стрічки деформуючого елемента;

h_2 – висота позаконтактної зони після ділянки контакту;

U_d – пружне відновлення діаметра отвору, визначене згідно рекомендацій [154] по залежності (6.19):

$$U_d = \frac{d\sigma_i}{\sqrt{3E}} [K_4^2(1-\mu) + (1+\mu)], \quad (6.19)$$

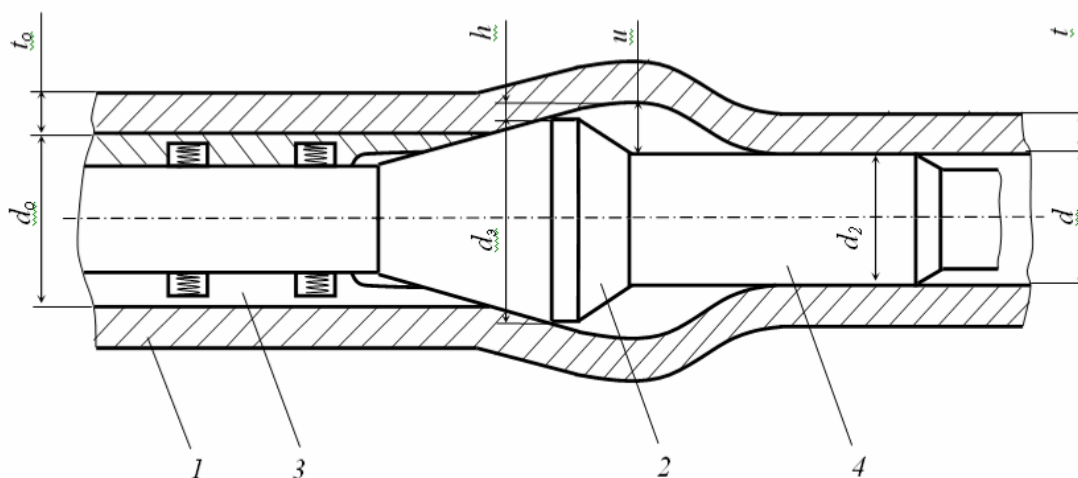


Рис. 6.33. Деформування з використанням передньої й задньої напрямних

де σ_i – інтенсивність напружень, визначених по кривій течії при розтягненні зразка з оброблюваного матеріалу, яка відповідає сумарній деформації втулки e_{cp} по середньому діаметру; E – модуль пружності першого роду оброблюваного матеріалу; μ – коефіцієнт Пуассона; $K_4 = d_0/D$:

$$e_{cp} = \frac{d+t}{d_0+t_0} - 1. \quad (6.20)$$

Особливо істотний ефект із позицій зниження похибки досягається при спільному використанні напрямних 2 і 4 і деформуючого елемента 3 з додатковою криволінійною ділянкою, що дозволяє впливати на позаконтактну зону за ним (рис. 6.20).

У деяких випадках на усунення неспіввісності інструмента й заготовки можна впливати з боку її зовнішньої поверхні. Зазначене має місце при базуванні тонкостінної заготовки по одному з торців і зовнішньою поверхнею заготовки.

Для цього можна використовувати ряд відомих конструкцій опор [125, 126, 127] з опорними елементами, що розсовуються у радіальному напрямку, які розділені між собою пазами й виконані у вигляді пружних пелюстків, що мають незначну жорсткість у радіальному напрямку.

Заготовка центрується поверхнями опорних елементів і опирається своїм торцем на опорні площадки. При роздачі тонкостінної заготовки її зовнішній діаметр збільшується, а опорні й підтримуючі елементи опори пружно розсовуються, зберігаючи умови базування.

Однак, такі конструкції опор не завжди забезпечують надійне базування заготовок. При роздачі заготовки зі значною вихідною різнотовщинністю має місце поява такого виду похибки як викривлення осі оброблюваної деталі. Опорні елементи цієї опори не зв'язані між собою й при прагненні заготовки викривитися не перешкоджають цьому, що порушує умови базування й не забезпечує центрування заготовки відносно осі інструмента.

Більш ефективною є опора [124], у якій базування здійснюється декількома опорними кулачками. Кулачок для базування представляє собою двуплечий важіль,

опорний кінець якого взаємодіє з поверхнею заготовки, а протилежний пов'язаний із жорстким осесиметричним кільцем, що має можливість окружного переміщення. При роздачі різнотовщинної заготовки опорні поверхні кулачків завжди надійно контактують із зовнішньою поверхню оброблюваної заготовки, підтримуючи її співвісне базування стосовно інструмента.

По подібному принципу працює пружно-жорстка опора [143], яка при невеликому викривленні заготовки працює як пружна, а при значному рівні різнотовщинності почне працювати як жорстка, надійно перешкоджаючи викривленню заготовки.

Жорсткі (недеформовані) опори [154] дозволяють ефективно боротися з наступними видами похибок: викривлення осі заготовки, її різнотовщинністю, максимальною похибкою отвору.

Варіанти використання таких опор наступні. Оброблювана заготовка поміщається в товстостінний корпус опори із зазором. Відповідно до рекомендацій [154], діаметр отвору жорсткої опори – d_0 , що закріплюється до опорної плити протяжного верстата або преса вибирається так, щоб різниця між ним і діаметром деформуючого елемента – d_s , була на 5–10% менше подвоєної товщини стінки заготовки – t_0 :

$$d_0 - d_s = (0,9-0,95) \cdot 2t_0. \quad (6.21)$$

Тобто, відповідно до залежності (6.21), для кожного випадку легко вибрати натяг і початковий зазор для обробки заготовки.

Такі умови базування усувають нестійкість течії матеріалу у осередку деформування за рахунок примусового впливу з боку зовнішньої поверхні заготовки й забезпечують одержання високої точності обробки по параметрах: максимальна похибка отвору, викривлення осі й різнотовщинність.

Більш того, наявність товстостінної обойми, що контактує із зовнішньою поверхнею заготовки збільшує її товстостінність, що підвищує гідростатичний тиск у зоні контакту, а, отже, і контактний тиск. Це, у свою чергу, створює умови для

одержання при обробці тонкостінних заготовок високої якості обробленої поверхні по параметрах: шорсткості та зміцнення.

Недоліком деформування при базуванні у жорсткому корпусі є складність виймання обробленої деталі з нього.

Дуже важливий ще один аспект застосування такого виду базування. Це стосується обробки виробів з напівкрихких матеріалів, до яких відносяться деталі із чавуну.

Як відомо [217, 218], на пластичність заготовок при ДПР, крім властивостей самого матеріалу, істотно впливає вид напруженого стану, що визначається показником напруженого стану - η . Так у зоні контакту при роздачі заготовок зі значною товщиною стінки, згідно даним [213], $\eta \approx -7$, що відповідає напруженому стану близькому до всебічного стиснення. Наявність такого напруженого стану дозволяє здійснювати без руйнування значні пластичні деформації в поверхневому шарі отвору навіть для такого малопластичного матеріалу, як чавун.

У той же час, згідно даним [217, 218], на зовнішній поверхні заготовки при її роздачі показник напруженого стану $\eta = +2$, що відповідає умовам рівномірного двохосьового розтягнення. При такому жорсткому показнику напруженого стану руйнування заготовки із чавуну починається поблизу зовнішньої поверхні навіть із появою там малих пластичних деформацій. Зазначене положення, як відзначається нами в розділі 6.1.2, визначає необхідні умови деформування тонкостінних деталей із чавуну. Ці умови - здійснення малих пластичних деформацій отвору й відсутність пластичних деформацій поблизу зовнішньої поверхні заготовки. Одним з варіантів реалізації цієї умови, як пропонується в розділі 6.1.2, є протягування тонкостінних заготовок із чавуну у жорсткій товстостінній опорі, що у радіальному напрямку деформується пружно. У цьому випадку заготовка поміщається в отвір опори без зазору, а натяг на елемент призначається з умов здійснення малих пластичних деформацій отвору.

Представимо наведені результати, що стосуються вивченню можливостей базування при ДПР заготовок із кінцевою товщиною стінки, у вигляді схеми (рис. 6.34).

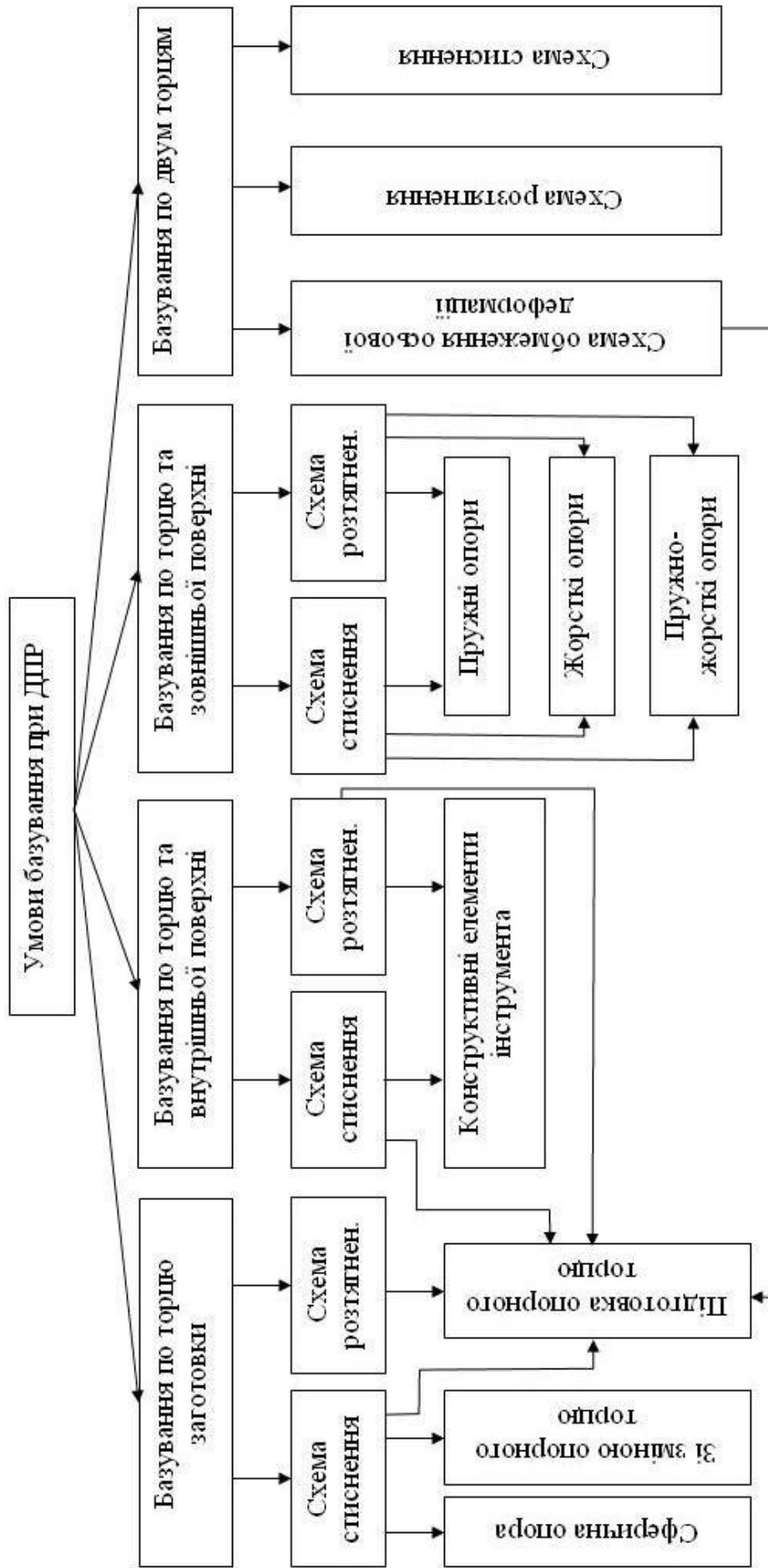


Рис. 6.34. Схема умов базування при ДП деталей з кінцевою товщиною стінки

Вона дозволяє залежно від наявного встаткування, виду, форми, розмірів і матеріалу заготовки, технічних вимог до готового виробу, вибрати необхідні умови базування, що забезпечують необхідну точність обробки.

До зовнішніх факторів, що спотворюють осесиметричність течії матеріалу, також відносяться вихідна різнотовщинність, перемінна жорсткість деталі по довжині, усунення впливу яких розглянуто вище.

Неоднорідність механічних характеристик матеріалу заготовки усувається додатковим стабілізуючим відпалом.

Вплив ваги інструмента й заготовки, усувається за рахунок роздачі на вертикальних пресах, або використанням спеціальних опор і пристроїв [26, 27], що супроводжують і підтримують інструмент у процесі його переміщення через заготовку.

6.2.5. Усунення похибок зовнішньої поверхні заготовки

Як вказувалося вище похибки зовнішньої поверхні обробленої заготовки (рис. 6.14) обумовлені нестационарністю деформування на ділянках, примикаючих до торців. Необхідність їх зниження обумовлена тим, що цей вид похибки найчастіше визначає величину припуску під наступну механічну обробку.

Для усунення геометричних похибок зовнішньої поверхні розроблена нова схема роздачі [116, 190]. Суть її (рис. 6.35) полягає в тому, що необхідна сумарна деформація заготовки *1*, що має опорний торець *2* і вхідний *3*, здійснюється в парне число проходів, причому після першого проходу міняється опорний торець.

Роздача заготовки *1* при опорному торці *2*, що базується в опорі *4*, при якій вона деформується елементом *5*, приводить до утворення похибок зовнішньої поверхні згідно рис. 6.35, *а*. При повторному циклі деформування роздача заготовки *1* здійснюється деформуючим елементом *б*, але як опорний торець використовується бувший вхідний торець *3*, а торець *2* стає вхідним.

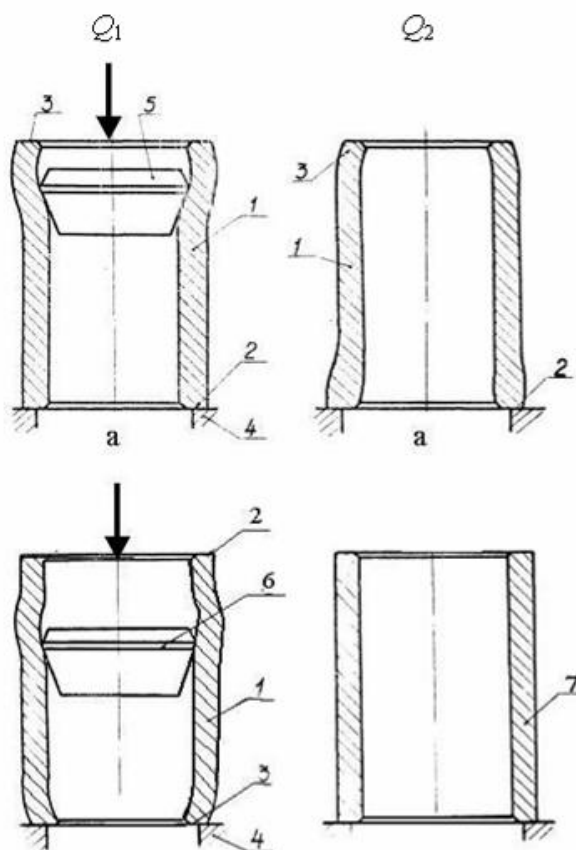


Рис. 6.35. Схема роздачі зі зміною опорного торцю

Зміна похибок на крайових ділянках у цьому випадку формується по іншому. Додавання різнонаправлених похибок, при зміні базуючих торців, дозволяє забезпечити форму зовнішньої поверхні деталі 7 практично без похибок.

Обов'язковою умовою для максимального виключення похибки зовнішньої поверхні після кожного циклу обробки являється наявність однакових похибок після кожного проходу [116]. Це досягається постійністю деформаційно-силової схеми на кожному проході. Тобто осьова сила протягування $Q_1 = Q_2$.

Забезпечити цю умову можна тільки за рахунок розбивки загальної деформації заготовки між циклами таким чином, щоб зменшення натягу на другому елементі враховувало зміцнення матеріалу після першого циклу. Тоді сили на кожному проході будуть рівні:

$$Q_I = A\sigma_i a_1^{-(m+r)};$$

$$Q_{II} = A\sigma_i a_2^{-(m+r)},$$

де A – коефіцієнт, що враховує фізико-механічні характеристики матеріалу, вплив кута α , товщини стінки, діаметра.

Загальна деформація ε :

$$\varepsilon = a_1 + a_2$$

Тоді співвідношення натягів $\frac{a_1}{a_2} = \beta$, а β визначається із кривої течії оброблюваного матеріалу:

$$\beta = \left(\frac{\sigma_T}{\sigma_{iш}} \right)^{\frac{1}{m+r}},$$

де σ_T – межа текучості необробленого матеріалу;

$\sigma_{iш}$ – межа текучості зміцненого після I циклу матеріалу, яка визначається по значенню e_{cp} , що розраховується із виразу (6.20). Тоді

$$a_1 = \frac{\beta}{1+\beta} \varepsilon, \quad (6.22)$$

$$a_2 = \frac{\varepsilon}{1+\beta}.$$

На рис. 6.36 показане збільшення розмірів зовнішньої поверхні біля торців деталі при використанні запропонованої схеми. Видно, що використання деформуючих елементів з кутами $\alpha = 2^\circ$ забезпечує стабільну величину збільшення розмірів зовнішньої поверхні біля торців деталі. Зі збільшенням кута α збільшується перепад прирощення цих розмірів і погіршується точність обробки.

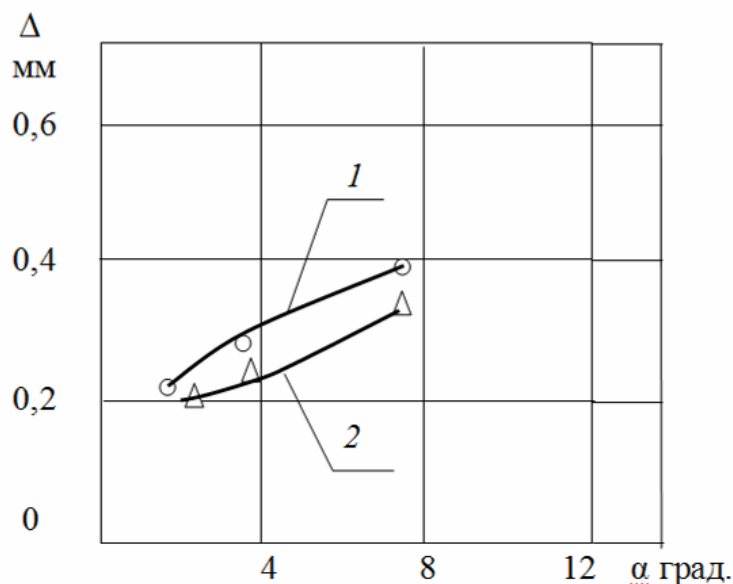


Рис. 6.36. Залежність величини припуску від кута α :

1- другий цикл деформування, $a_0/d_0 = 0,016$, вхідний торець;
перший цикл деформування, $a_0/d_0 = 0,017$, опорний торець

6.2.6. Шляхи забезпечення точності оброблених деталей при деформуючому протягуванні

Представимо матеріал, що стосується шляхів забезпечення точності деталей, оброблених ДПР, у вигляді схеми (рис. 6.37). Вона дозволяє залежно від наявного обладнання, виду, форми й розмірів заготовки, технічних вимог до готової деталі використовувати розроблені положення для вибору оптимального шляху досягнення необхідної точності.

З використанням цієї схеми легко побудувати алгоритм технологічного процесу на основі деформуючого протягування, який в залежності від розмірів деталі, матеріалу деталі та технічних вимог до неї, дозволяє забезпечити необхідну точність обробки при мінімізації затрат на виробництво.

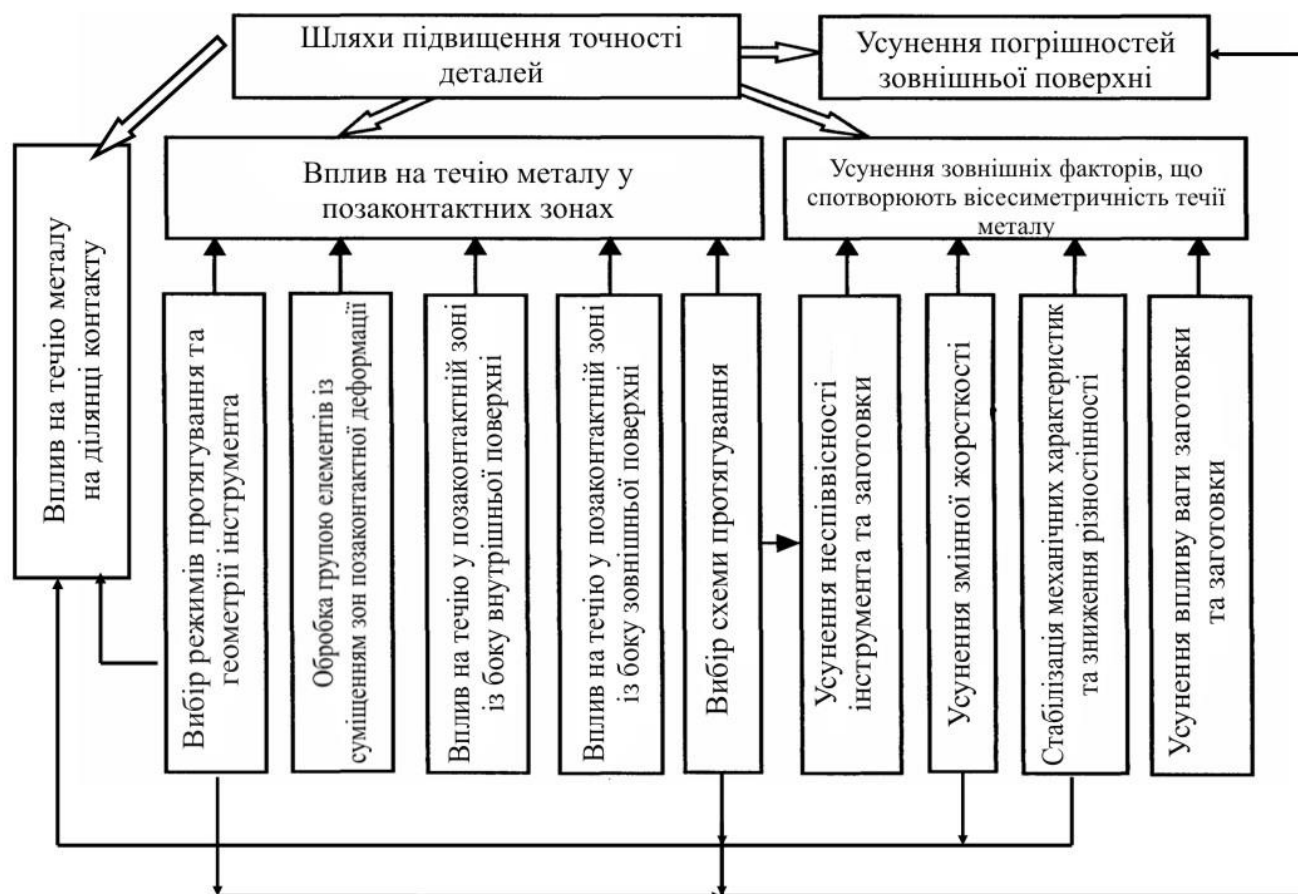


Рис. 6.37. Технологічні варіанти забезпечення точності обробки

6.3. Висновки

1. Виділено, уточнено й систематизовано основні види похибок заготовок, оброблених деформуючим протягуванням; найбільш значущими являються: максимальна похибка отвору по довжині заготовки – δ і викривлення осі обробленої заготовки f .

2. Установлені закономірності течії матеріалу у осередку деформації, експериментальне дослідження зміни осьових деформацій оброблених заготовок і дослідження впливу технологічних факторів і геометрії інструмента на параметри точності оброблених деталей, дозволили встановити, що похибки деталей, оброблених ДПР, утворюються як у контактній, так і у позаконтактних зонах осередку деформації.

3. Установлено, що утворення похибок обумовлене: нестійкістю течії матеріалу у осередку деформації, варіацією осьових розмірів поперечного перерізу різнотовщинних заготовок, впливом зовнішніх збурюючих факторів, що спотворюють осесиметричність деформації.

4. Досліджено вплив технологічних факторів і геометрії інструмента на величину похибок, що дозволило отримати рівняння для розрахунку максимальної похибки отвору при обробці заготовок по схемах стиснення й розтягнення, визначити вплив кожного з технологічних факторів в умовах їхнього взаємовпливу на значення максимальної похибки.

5. Розглянуто особливості формування похибок при обробці з малими натягами. Установлено, що для цього випадку визначальним режимним параметром є величина сумарної пластичної деформації отвору, що обмежується необхідною точністю форми отвору, а при обробці малопластичних матеріалів необхідною точністю форми отвору й ресурсом пластичності оброблюваного матеріалу.

6. Обґрунтовано технологічні варіанти управління параметрами точності при ДПР. Показано можливості значного зниження похибок за рахунок: активного технологічного впливу на течію матеріалу в осередку деформації, усунення зовнішніх збурюючих факторів, що спотворюють осесиметричність течії матеріалу, вибору раціонального технологічного варіанта базування заготовки, усунення похибок зовнішньої поверхні.

7. На основі науково обґрунтованих технологічних методів управління точністю розроблені: нові схеми деформування, способи базування конструкції інструментів, визначені раціональні режими протягування, що дозволяють зменшити: розміри позаконтактних зон, варіацію зміни осьових розмірів ділянок різнотовщинних у поперечному перерізі заготовок.

РОЗДІЛ 7. ПРАКТИЧНЕ ЗАСТОСУВАННЯ ВИКОНАНИХ РОЗРОБОК

7.1. Підвищення ефективності використання розробок за рахунок уточнення методики розрахунку деформуючих елементів на міцність

Ефективність маловідходних технологічних процесів обробки на основі деформуючого протягування багато в чому залежить від працездатності деформуючих елементів, які, згідно рекомендацій [152, 154, 162], виготовляються із твердого сплаву групи ВК. При роздачі заготовки такими елементами в зоні контакту діють високі нормальні (до $9\sigma_T$ оброблюваного матеріалу) і дотичні напруження, що приводять у ряді випадків до руйнування елементів. Тому оцінка конструкційної міцності деформуючих елементів необхідна при рішенні будь-якої задачі ДПР.

Відомо кілька підходів до оцінки міцності деформуючих елементів. Найпоширенішим серед них є підхід [152, 162], відповідно до якого деформуючий елемент розглядається, як балка на пружній основі. У цьому випадку за критерій для оцінки міцності використовується порівняння допустимих вигинних напружень $[\sigma]_{\text{изг}}$ і напружень, які виникають у твердосплавному елементі під навантаженням. Однак ряд припущень, прийнятих при розрахунку напружень і виборі критерія міцності, не дозволяють об'єктивно оцінити міцність елементів. Крім того, такий метод розрахунку припускає, що руйнування відбувається по площині, перпендикулярній до осі деформуючого елемента і розташованої приблизно в середині зони навантаження. Досвід виробничих випробувань і роботи деформуючих елементів в умовах масового виробництва показує, що поряд із цим руйнування спостерігається руйнування на інших ділянках деформуючого елемента.

Інший підхід [215] до оцінки міцності деформуючих елементів оснований на застосуванні методу кінцевих елементів (МКЕ) і з використанням критерію Писаренко-Лебедева для оцінки міцності елемента. Однак вольфрамівмістні тверді сплави мають явно виражений масштабний ефект, тобто залежність властивостей

міцності від навантаженого об'єму випробуваного зразка [74]. Тому неврахування масштабного фактора не дозволяє вірогідно оцінити конструкційну міцність деформуючого елемента.

Результати розрахунків на міцність деформуючих елементів [152, 154], згідно яким деформуючий елемент розглядається у вигляді балки на пружній основі, стосувалися розрахунку деформуючих елементів з кутом робочого конуса $\alpha = 4^\circ$. У розділах 4–6 обґрунтована необхідність застосування кутів α , що відрізняються від 4° .

Для врахування впливу кута α , на виникаючі в деформуючому елементі при навантаженні напруження, існують два шляхи. Перший з них експериментальний, що полягає в руйнуванні деформуючих елементів з різними кутами α при навантаженні, що задається заздалегідь. Однак для одержання статистично достовірного результату необхідно зруйнувати велику кількість дорогих деформуючих елементів. Тому для проведення досліджень по врахуванню впливу масштабного ефекту, неоднорідності напруженого стану, геометрії інструмента необхідно розробити розрахункову методику оцінки міцності деформуючих елементів на основі моделювання поведінки твердосплавного деформуючого елемента під навантаженням.

Рішення такого завдання вимагає коректного моделювання розрахунковим шляхом конструкційної міцності деформуючих елементів. Для цього використаний нелокальний критерій [119], що враховує неоднорідність і вид складного напруженого стану, а також залежність властивостей міцності матеріалу від величини навантаженого об'єму. При використанні такого критерію еквівалентні напруги в розглянутій точці залежать не тільки від напруг у ній, але й від розподілу напруг по всій розглянутій області.

Як показано в роботі [135], критерій Писаренко-Лебедева найбільш адекватно описує поведінку твердих сплавів вольфрамокобальтової групи при складному напруженому стані. У випадку врахування залежності властивостей матеріалу від навантаженого об'єму критерій має вигляд:

$$\sigma_3 = \chi(V_n)\sigma_i + [1 - \chi(V_n)]\sigma_i A(V_n)^{1 - (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)/\sigma_i} \leq \sigma_+(V_n),$$

де $\chi = \frac{\sigma_+}{\sigma_-}$; $A = \frac{\sigma_+ - \sqrt{3}\chi\tau_{кр}}{(1 - \chi)\tau_{кр}}$ – параметри структури матеріалу; $\sigma_+(V_n)$, $\sigma_-(V_n)$, $\tau_{кр}(V_n)$

– межі міцності матеріалу відповідно при розтягненні, стисненні та крученні; σ_i – інтенсивність напруг; σ_1 , σ_2 , σ_3 – головні напруги.

Величина навантаженого об'єму:

$$V_n = \int_V \left(\frac{\sigma_3(r)}{\sigma_{3\max}} \right)^{m(n)} dV.$$

Тут інтегрування виконується по всьому об'єму V конструкції; r – радіус-вектор точок V ; $\sigma_{3\max}$ – максимальне значення σ_3 в об'ємі V ; параметр m залежить

від орта $n = \frac{\bar{\sigma}}{|\bar{\sigma}|}$ ($|\bar{\sigma}| = (\bar{\sigma} \cdot \bar{\sigma})^{1/2}$), вектора $\bar{\sigma}$ в просторі, тобто від виду напруженого стану.

Вхідні в критерій константи для ряду вольфрамівмісних твердих сплавів наведені в роботі [119].

Для визначення НДС елемента із твердого сплаву ВК15 застосований розроблений в Інституті надтвердих матеріалів пакет прикладних програм «Пружність-2» [120]. Оскільки геометрія деформуючого елемента й умови його навантаження осесиметричні, задача вирішувалася в рамках теорії пружності ізотропних тіл в осесиметричній постановці.

Розрахункова схема й граничні умови наведені на рис. 7.1. По ділянці CA_1 задавалися нормальні q і дотичні $\tau = fq$ напруги, де f – коефіцієнт тертя, по ділянках AB і NF – відсутність зсувів по осі Z – $U_2 = 0$, по інших ділянках $\tau_n = \sigma_n = 0$. Розрахунки виконувалися для різних варіантів форми й умов навантаження робочого елемента, які повинні показати вплив умов навантаження, розмірів і геометрії інструмента на величину еквівалентних напруг. Внаслідок лінійності розв'язуваної пружної задачі – еквівалентні напруження пропорційні зовнішньому навантаженню. В якості незалежних факторів, відповідно до методів

теорії подібності [179], приймали відносні: висоту деформуючого елемента L/D , довжину контакту l_2/D , товщину стінки $t/D = \frac{D-d}{2D}$ й кут α (рис. 7.1).

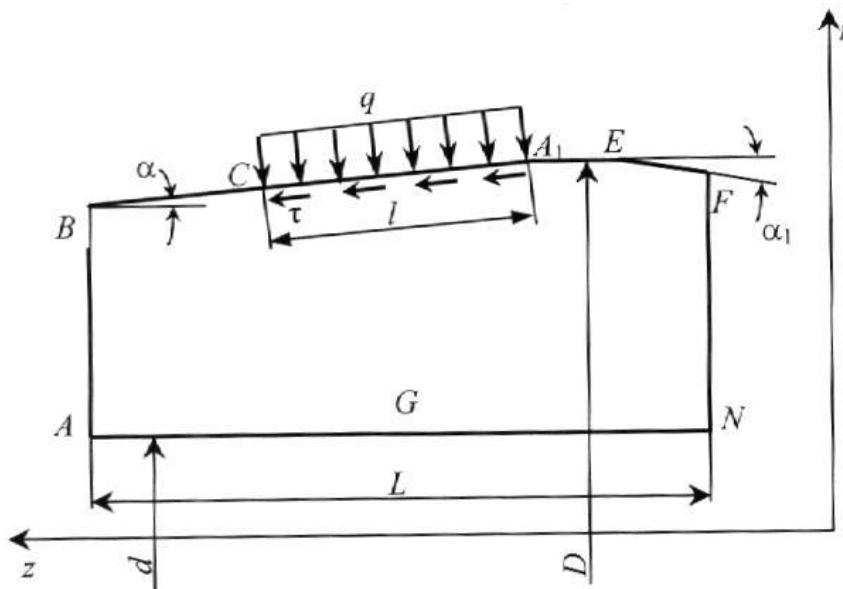


Рис. 7.1. Геометрія й умови навантаження деформуючого елемента

Залежним параметром було відношення $\frac{\sigma_3}{\sigma_+(V_n)}$.

Для визначення значення $\sigma_+(V_n)$ в кожному конкретному випадку розраховували значення V_n , що дозволило проаналізувати вплив перерахованих вище факторів на зміну величини навантаженого об'єму.

На рис. 7.2 наведені ізолінії розподілу компонент тензора напруг для одного з варіантів розрахунку. У цьому випадку, найнебезпечніша з погляду руйнування елемента область перебуває поблизу внутрішньої поверхні елемента під зоною прикладення навантаження q . Слід зазначити, що положення небезпечної зони не є стаціонарним. Воно залежить від навантаження й конфігурації деформуючого елемента. Так, у наших розрахунках вона мігрувала в межах ділянки GN [72].

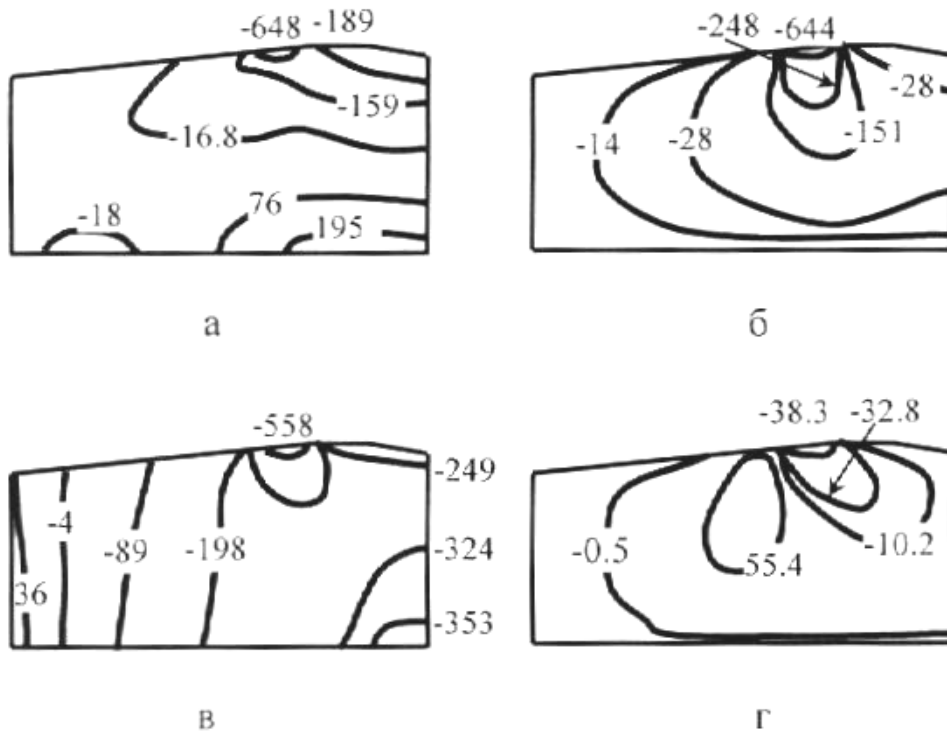


Рис. 7.2. Ізолінії компонентів тензора напружень у деформуючому елементі при навантаженні $q = 650$ Мпа: а - σ_2 ; б - σ_r ; в - σ_θ ; г - τ_{rz} ;

На рис. 7.3 представлені ізолінії розподілу відносних еквівалентних напруг

$$\frac{\sigma_3}{\sigma_+(V_n)}]$$

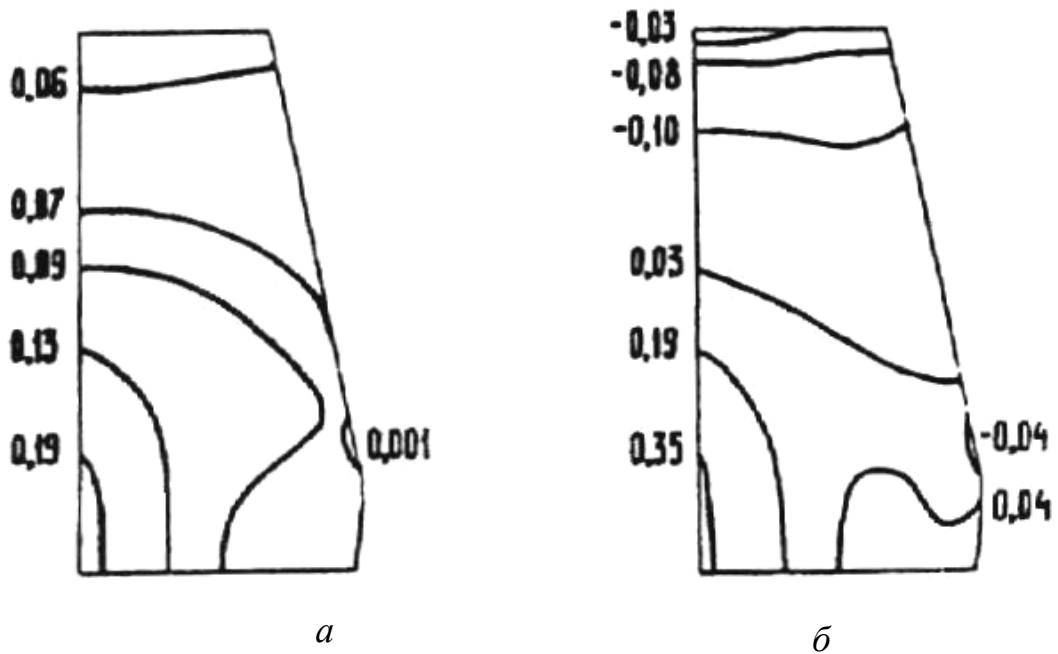


Рис. 7.3. Ізолінії розподілу еквівалентних напруг без врахування масштабного фактора (а) і з його врахуванням (б)

Для оцінки впливу масштабного фактора й виду напруженого стану на міцність деформуючого елемента виконані розрахунки σ_2 з урахуванням масштабного фактора та без нього (при розрахунку прийняте $V_n = V$) – (рис. 7.3). Аналіз цих даних показує, що неврахування масштабного фактора приводить до зниження σ_2 в небезпечній зоні майже у два рази ($\sigma_2/[\sigma_+(V_n)] = 0,19$ – без врахування масштабного фактора й $\sigma_2/[\sigma_+(V_n)] = 0,35$ – з врахуванням).

Проаналізуємо результати розрахунків, виконаних для різних варіантів форми й умов навантаження робочих елементів.

Вплив кута робочого конуса деформуючого елемента α на величину $\sigma_2/[\sigma_+(V_n)]$ досить помітний (рис. 7.4), причому, чим менше α , тим вище значення еквівалентних напруг. Розглянемо цей факт докладніше.

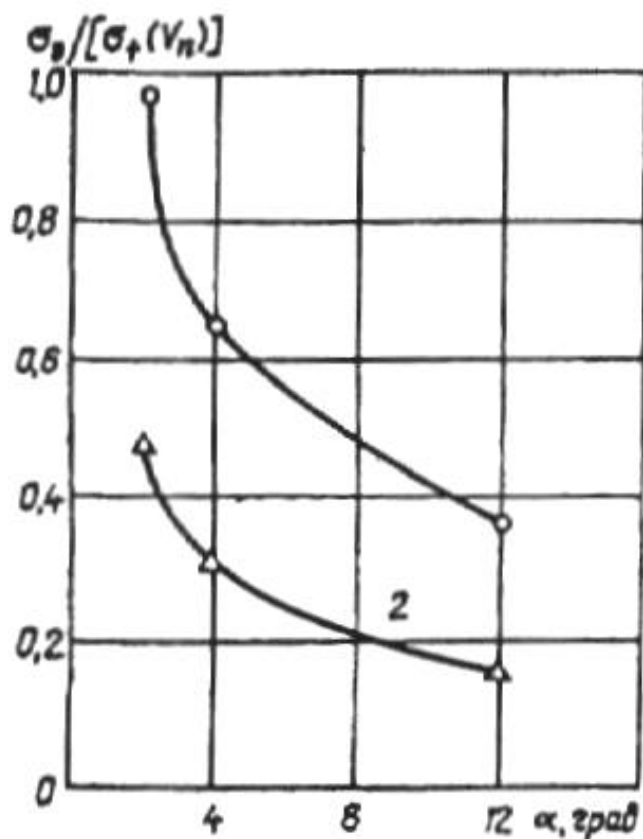


Рис. 7.4. Залежності $\sigma_2/[\sigma_+(V_n)]$ від кута α при навантаженні $q = 1400$ МПа (1) і 650 МПа, (2) ($\alpha = 2^\circ$, $L/D = 0,44$, $l/D = 0,19$; $\alpha = 4^\circ$, $L/D = 0,37$, $l/D = 0,085$; $\alpha = 12^\circ$, $L/D = 0,243$, $l/D = 0,053$)

У розділі 4 (рис. 4.10–4.12) показано, що наявність різних кутів α при дотриманні однакових натягів на елементах визначає різну довжину контакту інструмента із заготовкою l_2 , а залежно від цього і різну висоту L елемента. Так, наприклад, величина l_2 при $\alpha = 2^\circ$ склала 8,8 мм, а при $\alpha = 12^\circ - l_2 = 2,17$ мм. Відповідно до цього, висота елемента L при $\alpha = 2^\circ$ дорівнює 18 мм, при $\alpha = 12^\circ - 10$ мм. З огляду на істотний вплив кута α на довжину контакту, а отже, і на вибір висоти елемента, необхідно з'ясувати вплив цих факторів на значення еквівалентних напруг і приведенного навантаженого об'єму.

Залежність $\frac{\sigma_a}{[\sigma_+(V_n)]}$ від довжини контакту l_2/D для різних кутів α при постійній висоті елемента представлена на рис. 7.5.

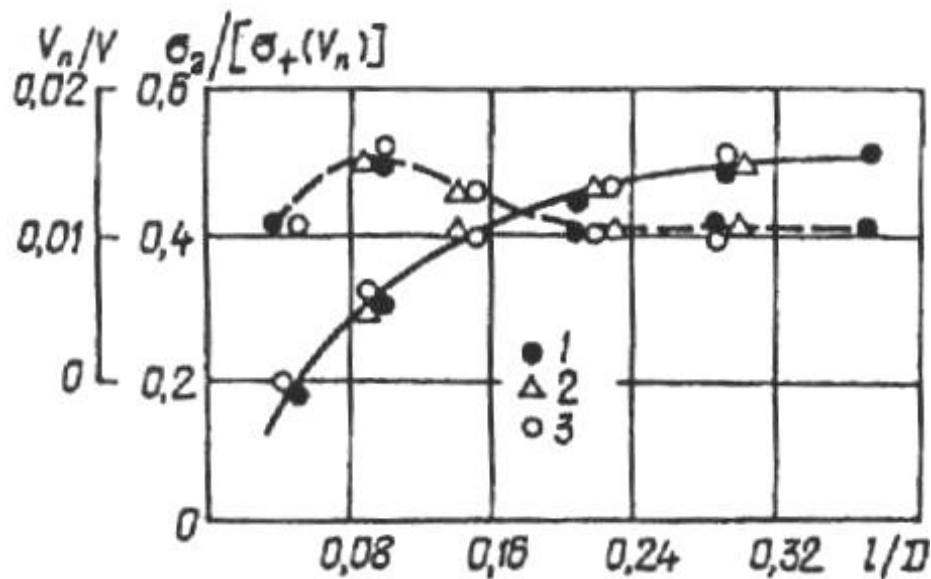


Рис. 7.5. Залежності $\sigma/[\sigma_+(V_n)]$ (суцільна лінія), V_n/V (штрихова лінія) від l_2/D при $q = 650$ МПа, $L/D = 0,439$, $t_0/D_0 = 0,23:1$ - $\alpha = 2^\circ$; 2 - $\alpha = 4^\circ$; 3 - $\alpha = 12^\circ$

Як видно, зі збільшенням значення l_2/D спостерігається монотонне зростання еквівалентних напруг, причому вплив власне кута α відсутній. Приведений навантажений об'єм також не залежить від кута α (рис. 7.5). Його залежність від довжини контакту має екстремальний характер з максимумом, що відповідає

значенню $l_2/D \approx 0,09$. При подальшому збільшенні значення l_2/D вплив останнього на приведений об'єм зменшується й стає непомітним. Вплив довжини контакту на величину еквівалентних напружень досить істотний в області малих значень l_2/D , де спостерігається практично їх пропорційний зв'язок. При подальшому збільшенні l_2/D вплив даного фактора на еквівалентні напруження знижується.

Вплив висоти елемента L/D на еквівалентні напруження ілюструє рис. 7.6.

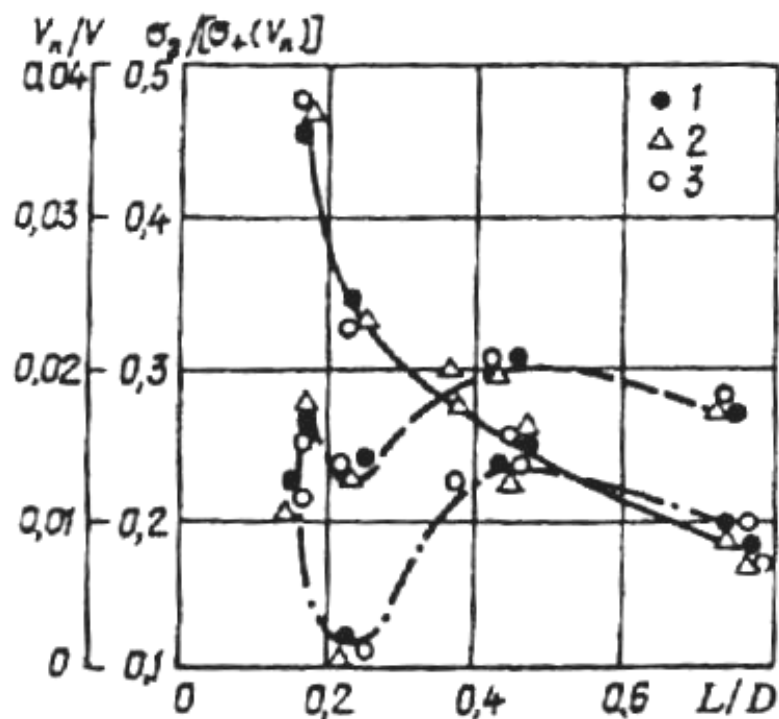


Рис. 7.6. Залежності V_n/V (суцільна лінія), $\sigma_2/[\sigma+(V_n)]$ (штрихова лінія) і $\sigma_2/[\sigma+(V_n)]$ (штрихпунктирна лінія) від L/D при $q = 650$ МПа, $t/D = 0,091$, $t_0/D_0 = 0,23:1$ - $\alpha = 2^\circ$; 2 - $\alpha = 4^\circ$; 3 - $\alpha = 12^\circ$

При великих значеннях висоти елемента $L/D > 0,4$ ці напруження мало залежать від висоти. Зі зменшенням $L/D < 0,4$ значення σ_2 починають безупинно знижуватися, досягаючи мінімуму при $L/D = 0,24$. Подальше зменшення висоти приводить до зниження міцності. Аналогічний вплив висоти на виникаючі в деформуючих

елементах напруження відзначається в роботі [152], де пропонується оптимальна висота елемента відповідно до умов рівномірності при вигині та стисненні. Слід зазначити, що переважаючий внесок у значення еквівалентних напружень вносять осьові напруження σ_z , зміна яких залежно від висоти елемента повністю повторює зміну еквівалентних напружень (на рис. 7.6, штрихпунктирна лінія).

Зі зменшенням висоти елемента його об'єм пропорційно зменшується, відповідно, значення V_n/V повинне збільшуватися, що відображено на рис. 7.6. Однак зміна функції $V_n/V = f(L/D)$ має різну інтенсивність: в області значень $L/D < 0,24$ інтенсивність росту розглянутої функції різко збільшується, що вказує на підвищення V_n в цьому діапазоні. Збільшення приведенного об'єму зі зменшенням висоти в діапазоні $L/D < 0,25$ обумовлює зростання еквівалентних напружень (рис. 7.6).

Вплив кута α на еквівалентні напруження, аналогічно залежності $\sigma_{\alpha}[\sigma_+(V_n)] = f(L/D)$, відсутній. Вплив власне кута α на величину напружень не спостерігається при його зміні в досить широкому діапазоні (від 2 до 12°).

Таким чином, представлений на рис. 7.4 вплив кута α на еквівалентні напруження і приведений об'єм обумовлений тільки зміною довжини контакту та висоти деформуючого елемента.

Слід зазначити, що при роздачі ідентичних заготовок осьова сила протягування, а отже, і нормальне навантаження істотно залежать від кута α – при його зміні від 1 до 3...4° вона трохи знижується, а при подальшому збільшенні α починає різко зростати. Це необхідно враховувати при формулюванні граничних умов.

Таким чином, встановлено, що вплив кута α на міцність деформуючого елемента враховується впливом висоти деформуючого елемента, довжини контакту і зміною величини зовнішніх навантажень.

Крім вищевказаних факторів на величину σ_{α} повинні впливати розміри поперечного перерізу елемента. З рис. 7.7 слідує, що зі зменшенням відносної товщини стінки t_0/D_0 еквівалентні напруження монотонно зростають, причому

особливо різко в області тонких стінок. Зміна наведеного об'єму залежно від t_0/D_0 має складний характер, максимальне значення його спостерігається при $t_0/D_0 = 0,23 \dots 0 \dots 0,26$

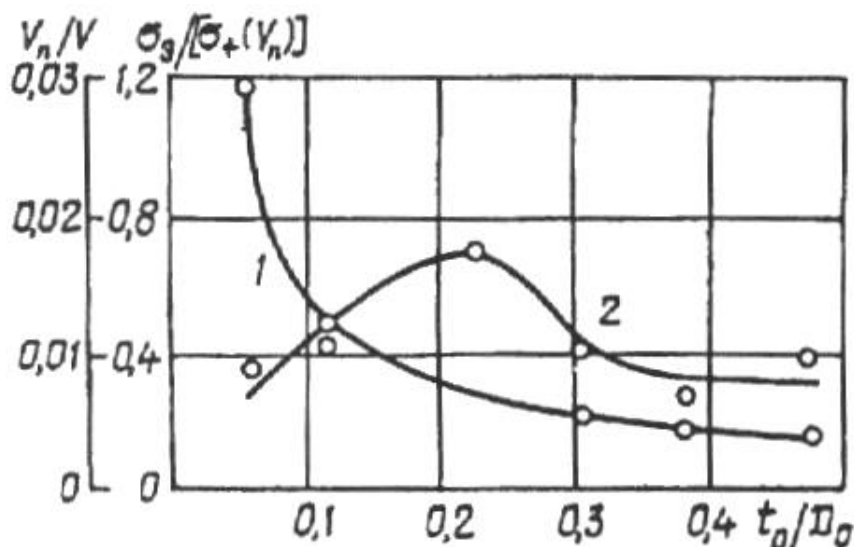


Рис. 7.7. Залежності $\sigma_3/[\sigma_+(V_n)]$ (1) і V_n/V (2) від t_0/D_0 при $q = 650$ МПа, $L/D = 0,091$

Порівняння еквівалентних напружень, розрахованих по запропонованому методі, з розтягуючими напруженнями, визначеними згідно залежностей, наведених у роботі [152], показало, що $\sigma_3 > \sigma_{\text{расч}}$, причому значення $\sigma_{\text{расч}}$ добре співпадають з максимальними осьовими розтягуючими напруженнями. Перевищення σ_3 над $\sigma_{\text{расч}}$ обумовлено прийнятим критерієм, що залежить від тензора напружень. Так, при навантаженні на елемент $q = 650$ МПа величина $\sigma_3 = 310$ МПа при $\sigma_z = 230$ МПа, а величина $\sigma_{\text{расч}} = 220$ МПа. Місце руйнування в обох випадках не збіглося. У першому випадку воно перебувало поблизу точки N , у другому – у точці G (рис. 7.1).

При розрахунку деформуючого елемента розміром $D = 49$, $d = 43$, $\alpha = 4^\circ$, $q = 1100$ МПа відношення $\frac{\sigma_3}{[\sigma_+(V_n)]} = 0,96$, що вказує на його можливе руйнування.

Реалізація цих умов привела до руйнування елемента, що підтверджує вірогідність розробленої методики. Деяка розбіжність еквівалентних напружень з руйнуючими зв'язано, очевидно, з відмінністю, прийнятого при розрахунку рівномірно розподіленого значення навантаження по площі контакту, від реального.

Таким чином, виконані дослідження дозволили розробити методику оцінки конструкційної міцності деформуючих елементів, що дозволяє вірогідно оцінити їхню міцність при складному напруженому стані з урахуванням масштабного ефекту, неоднорідності напруженого стану стосовно до твердих сплавів, які мають різний опір при зміні знака напруженого стану.

Встановлено, що вплив кута α на міцність деформуючого елемента, враховується висотою деформуючого елемента, довжиною контакту і схемою зовнішнього навантаження.

Це дозволило стверджувати, що інженерну методику [152, 162] по визначенню товщини стінки й висоти елемента, розроблену для випадку $\alpha = 4^\circ$, можна застосовувати для розрахунку розмірів деформуючих елементів з кутом $\alpha \neq 4^\circ$, при дотриманні реальних для кожного випадку висоти деформуючого елемента, довжини контакту і схеми зовнішнього навантаження.

7.1.1. Висновки

- розроблена методика оцінки конструкційної міцності деформуючих елементів, що дозволяє вірогідно оцінити їхню міцність при складному напруженому стані з урахуванням масштабного ефекту, неоднорідності напруженого стану, стосовно до твердих сплавів, які мають різний опір при зміні знака напруженого стану;

- це дозволило підвищити ефективність виконаних досліджень при розробці технологічних процесів на основі деформуючого протягування.

7.2. Обробка заготовок різнотовщинних труб на прикладі обробки заготовок хвилеводних вигинів деформуючим протягуванням

На радіорелейних лініях зв'язку використовуються 90-градусні хвилеводні вигини, що представляють собою труби з кольорових металів.

Виготовлення таких вигинів раніше вироблялося невеликими партіями із застосуванням різних видів обробки різанням, що характеризувалися великою трудомісткістю і значною витратою дорогого кольорового металу.

Перехід до серійного виробництва хвилеводних вигинів методом гнуття з попередніми насічками в місці вигину стримувався через значні вихідні похибки латунних та мідних трубних заготовок, що виготовлялись по ГОСТу 494-78 і ГОСТу 617-72 відповідно.

Тому для розробки технологічного процесу виготовлення 90-градусних хвилеводних вигинів методом «насічок» необхідно було розробити технологію виготовлення прямолінійних заготовок хвилеводних труб, що відповідають наступним технологічним вимогам:

- довжина заготовки хвилеводу $L = 1150 \pm 10$ мм.;
- допуск на діаметр отвору не більше $\pm 0,05$ мм;
- прогин осі в площині вигину не повинен перевищувати 2 мм на всю довжину заготовки;
- висотний параметр шорсткості внутрішньої поверхні $Ra \leq 1,25$ мкм.

В якості заготовки необхідно використовувати труби розмірами $D_0 \times t_0$; $36 \times 3,0$ і $48 \times 3,0$ з латуні Л-63 ГОСТ 494-78 а також $77 \times 4,0$ з міді М-1 ГОСТ 617-72. Відповідно до вимірів, товщини стінки вихідна різнотовщинність досягала для латунних труб до 10%, для мідних до 5%, що приводило до досить істотних вихідних похибок поперечного перерізу труби.

7.2.1. Вибір режимів протягування й геометрії інструмента

Для досягнення позитивного результату, насамперед, необхідно визначити мінімальну деформацію, необхідну для пластичного деформування всього об'єму заготовки. Здійснювали це відповідно до рекомендацій, наведених у розділі 5.

На рис. 7.8. показана залежність мінімально необхідної деформації, при якій весь об'єм заготовки пластично деформується від її різновтовщинності при обробці заготовок із латуні Л63 (крива 2) і міді М1 (крива 1).

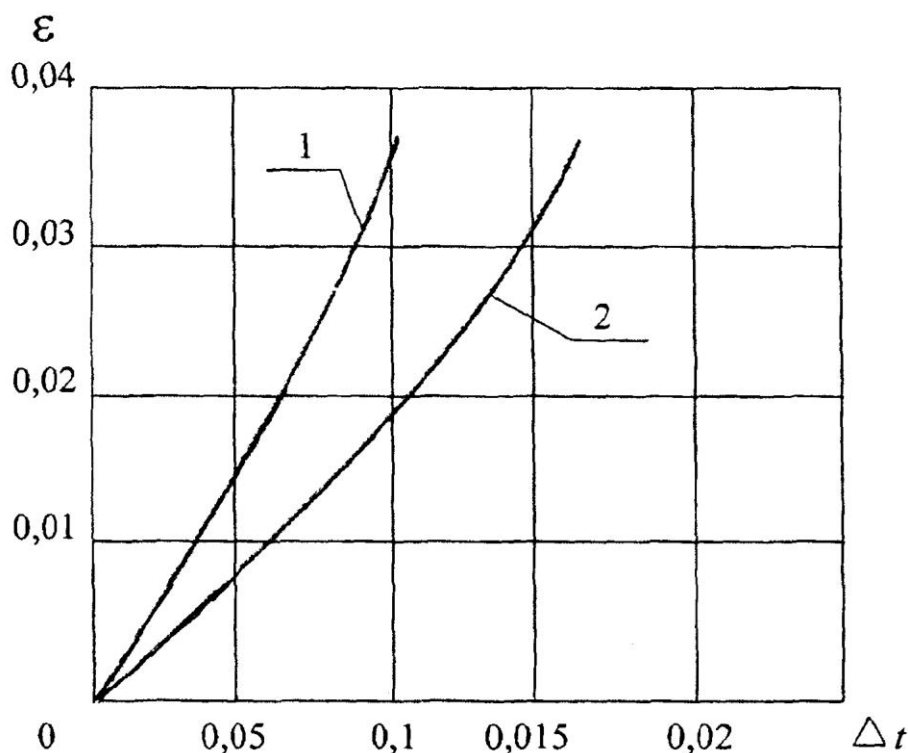


Рис. 7.8. Залежність сумарної деформації, при якій пластична зона охоплює весь об'єм заготовки, від різновтовщинності заготовки для матеріалів: 1 – мідь М1; 2 – латунь Л63

Результати вимірів товщини стінки оброблюваних заготовок показали, що вихідна різновтовщинність для заготовок із міді М1 – $\Delta t = 0,03$, для латуні Л63: труба 36×3 – $\Delta t = 0,1$, для 48×3 – $\Delta t = 0,07$.

Згідно з даними рис. 7.8. мінімально необхідна деформація ϵ_{\min} для міді М1 дорівнює 0,015, для труб з латуні Л63: 36×3 – 0,016; 48×3 – 0,012.

Порівнюючи креслення деталі з наявними заготовками, визначаємо необхідну пластичну деформацію отвору. Необхідною умовою, що визначає її, являється:

$$\varepsilon_{\min} = \frac{a}{d_0} \leq e_{\text{пр}}$$

Значення $e_{\text{пр}}$ визначається по рекомендаціях [184, 218] виходячи із залежності:

$$e_{\text{пр}} = z\delta_p,$$

де $z = 0,0065$ – коефіцієнт враховуючий вплив виду напруженого стану, δ_p – відносне подовження при розриві зразків досліджуваного матеріалу.

Граничні деформації виходячи з наведеного співвідношення, а також даних за значенням δ для міді М1 – 40%, для латуні Л63 – 49%, будуть $e_{\text{прМ1}} = 0,26$; $e_{\text{прЛ63}} = 0,31$.

Виходячи із цього й з огляду на задані розміри отвору деталей, необхідна пластична деформація $\Sigma a/d_0$ заготовок із латуні розмірами 36×3 і 48×3 становила 0,074 і 0,029, а для труби з міді М1 розмірами 77×4 - 0,0055. Ці значення деформацій дозволяють повністю пластично деформувати поперечний переріз розглянутих різнотовщинних заготовок.

У зв'язку з очевидною різницею в обраних деформаціях заготовок, конструкція протягування для обробки заготовок 77×4 відрізняється від конструкції протяжки для обробки заготовок інших типорозмірів.

Для зниження похибки обробки при розробці конструкції деформуючих протяжок для обробки заготовок 36×3 і 48×3 використовуємо одне з положень, що рекомендуються, (див. розділ 6) про стабілізацію течії матеріалу у позаконтактних зонах за рахунок їх сполучення.

Для цього обробку необхідно робити групами деформуючих елементів, розділеними між собою дистанційними втулками відомої конструкції [35]. Як показали експерименти (рис. 6.14), максимальне підвищення точності спостерігається тоді, коли початок геометричного контакту кожного з наступних

елементів перебуває в максимумі висоти позаконтактної зони після попереднього елемента. Відстань L між початками циліндричних стрічок деформуючих елементів у групі розраховувалося по залежності

$$L = 0,611\sqrt{t_0 d_0} + \frac{a}{2 \sin \alpha}, \quad (7.1)$$

де перший член дорівнює l_3 – довжині пластичної ділянки позаконтактної зони й отриманий аналітичною апроксимацією розрахункової залежності (рис 3.3), а другий член визначає геометричну довжину контакту.

В останнього деформуючого елемента робочий конус сполучений з додатковою криволінійною ділянкою. Координати твірної цієї ділянки розраховувалися по рівнянню (6.14.).

Максимальне перевищення цієї ділянки $h = r_y - r_{эл}$ та визначається з виразу 6.14. при $z = l$:

$$h = 5/8 \operatorname{tg} \alpha l_3. \quad (7.2)$$

Довжина цієї ділянки дорівнює l_3 . Інструмент для деформування заготовки 36×3 (рис. 7.9) включає три деформуючі елементи 1, 2, 3 з діаметрами 30,6; 31,6; 32,04 мм. Відстань між ними визначається по залежності (7.1). Третій деформуючий елемент оснащений криволінійною ділянкою 4, довжиною якого $l_3 = 6$ мм, яка сполучена з більшим діаметром робочого конуса, а максимальне перевищення її над розміром цього діаметра становить 0,05 мм.

Так як оброблювана заготовка має значну довжину, протяжка оснащена заднім напрямним робочим елементом 5, діаметр циліндричної стрічки якого менше висоти максимального діаметра криволінійної ділянки на величину пружного відновлення. Останнє розраховується виходячи із залежності (6.18). Діаметр заднього напрямного елемента дорівнює 32,01 мм. Цей елемент має збільшену циліндричну стрічку рівну 4 мм, за допомогою якої можна стабілізувати течію матеріалу у позаконтактній зоні за останнім деформуючим елементом.

Одним з технологічних варіантів зниження похибок є вибір режимів протягування й геометрії інструмента (рис. 6.37). Цими технологічними факторами

можна впливати на течію матеріалу як у контактній, так і у позаконтактних зонах осередку деформації.

Для зниження такого виду похибки як кривизна осі заготовки, що в основному утвориться в контактній зоні осередку деформації необхідно основну деформацію різнотовщинних деталей здійснювати деформуючими елементами з малими кутами $\alpha \leq 2^\circ$, при використанні значних натягів на елемент ($\frac{a}{d_0} \geq 0,02$). Тому кути α у робочих елементах протягування для деформування заготовок 36×3 і 48×3 приймалися 2° .

Подібним чином спроектована протяжка для обробки заготовок із труби 48×3 . У цьому випадку необхідна деформація отвору здійснюється групою із двох деформуючих елементів діаметром 42,5 і 43,0. Другий деформуючий елемент оснащений криволінійною ділянкою, сполученою з більшою основою робочого конуса. Довжина цієї ділянки $l_3 = 6$ мм, а максимальне перевищення над розміром більшої основи робочого конуса становить 0,08 мм.

Ця протяжка також оснащена заднім напрямним робочим елементом, діаметр циліндричної стрічки якого дорівнює 43,01 мм, а довжина 5 мм.

При роздачі заготовки 77×4 здійснюється незначна пластична деформація $\Sigma a/d_0 = 0,0055$. Тому в цьому випадку деформація здійснюється одним деформуючим елементом діаметром 70 мм. Так як окружна деформація незначна і її здійснює один елемент, то, для забезпечення необхідної шорсткості, вибирається кут $\alpha = 4^\circ$. Позаконтактна зона за деформуючим елементом замикається ділянкою підтримуючого елемента довжиною 9 мм, максимальне перевищення якого становить 0,17 мм. Крім деформуючого й підтримуючого елемента протягування має напрямний елемент, розміщений за підтримуючим елементом, зі збільшеною довжиною циліндричної стрічки діаметром 70,05 мм.

Відповідно до рекомендацій по вибору схеми деформування (розділ 6) найбільш прийнятною схемою для розглянутих заготовок є схема розтягнення. Відповідно до цієї схеми в стінці заготовки за деформуючим елементом виникають осьові розтягуючі напруження. Вони впливають на позаконтактну зону за

деформуючим елементом і стабілізують течію матеріалу у цій зоні, а також на контактній ділянці, підвищуючи поздовжню стійкість заготовки.

Для впливу на позаконтактну зону перед ділянкою контакту, а також поліпшення умов базування заготовки, відповідно до рекомендацій, наведених у розділі 6, на стержень протяжки розміщують із можливістю осьового переміщення додатковий конічний елемент 7. Цей елемент призначений для з'єднання стержня протяжки з вільним кінцем деталі і встановлений меншою основою протилежно руху інструмента (рис. 7.9). Використання такого елемента дозволить забезпечити співвісність інструмента й заготовки, а також впливати на течію матеріалу у осередку деформації. Кут нахилу твірної робочої поверхні додаткового конічного елемента перебуває в межах $1-2^\circ$, що поліпшує базування деталей на елементі. Креслення протяжок у комплекті з додатковим елементом для обробки заготовок 48×3 - 02.937.0.0.00СБ; для заготовок 36×3 - 02.938.0.0.00СБ; для заготовок 77×4 - 02.939.0.0.00СБ наведені в додатку.

Так як протягування заготовки 6 здійснювалося за схемою розтягнення, то її базування й закріплення в опорі 8 здійснювалося за допомогою розрізних півкілець 9 (рис. 7.9), розміщених у попередньо виконаних канавках на зовнішній поверхні труби.

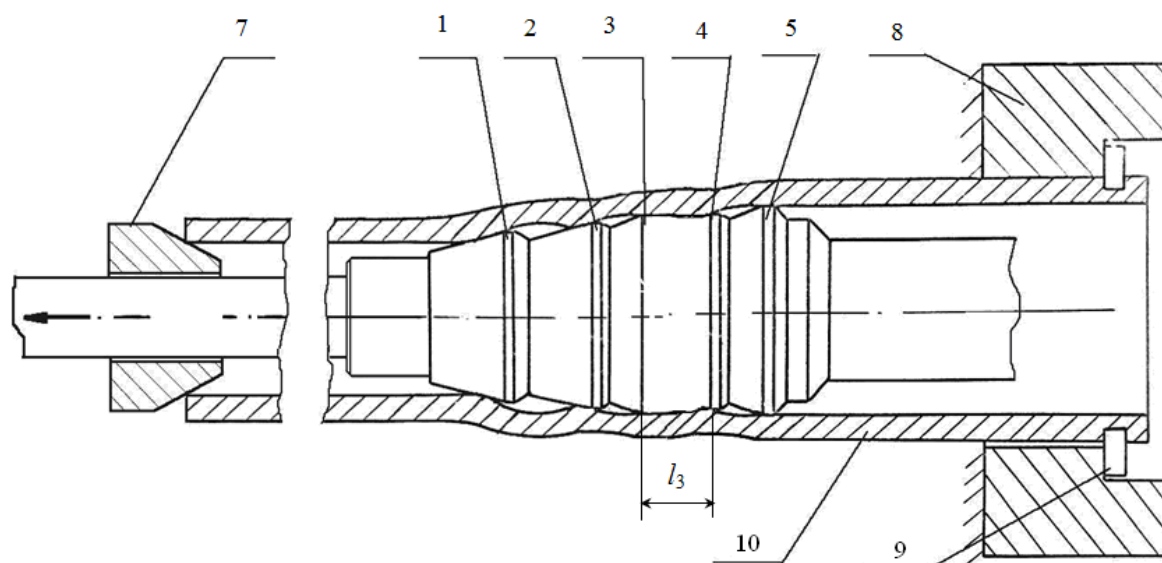


Рис. 7.9. Деформування заготовки за схемою розтягнення з поліпшеним базуванням

Відповідно до рекомендацій, наведених у розділі 6, ділянку заготовки, використовувану для базування необхідно попередньо роздавати на необхідну величину. Величина попередньої деформації e_1 вибиралася зі співвідношення (6.17) і дорівнює $e_1 = 0,9\Sigma a$. Для заготовок із латуні 36×3 $e_i = 0,067$, 48×3 $e_i = 0,026$; міді М1 77×4 $e_i = 0,0048$.

Попередня роздача здійснювалася для заготовок 36×3 – трьома деформуючими елементами, для заготовок 48×3 – двома деформуючими елементами, а для заготовки 77×4 – одним деформуючим елементом. Кут нахилу твірної робочого конуса всіх елементів $\alpha = 2^\circ$.

На основі проведених досліджень та розробки конструкцій деформуючих протяжок побудований алгоритм для розрахунку технологічного процесу обробки деформуючим протягуванням різнотовщинних заготовок, який представлено на рис.7.10.

7.2.2. Обробка дослідної партії заготовок хвилеводних вигинів

Обробка дослідної партії прямолінійних відрізків заготовок хвилеводних вигинів трьох типорозмірів деформуючим протягуванням виконувалась на горизонтально протяжному верстаті моделі 7Б520 із силою тяги – 200 кН.

Для цієї обробки відповідні заготовки встановлювалися в спеціально виготовлену опору рис. 7.10 і базувалися в процесі обробки за допомогою різних півкілець установлених у технологічні канавки. Ці канавки проточувалися на зовнішній поверхні, попередньо деформованих ділянках оброблюваної труби.

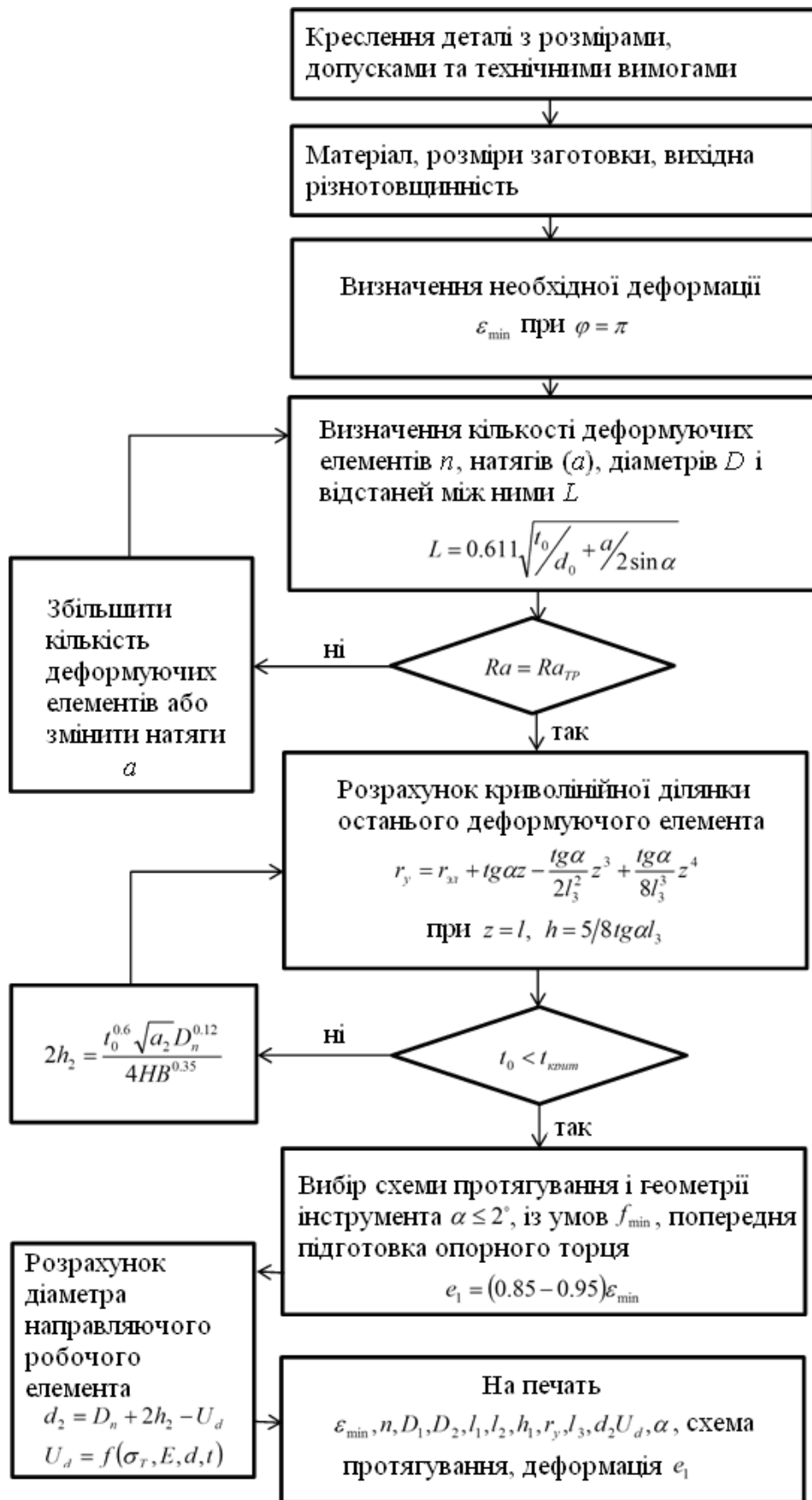
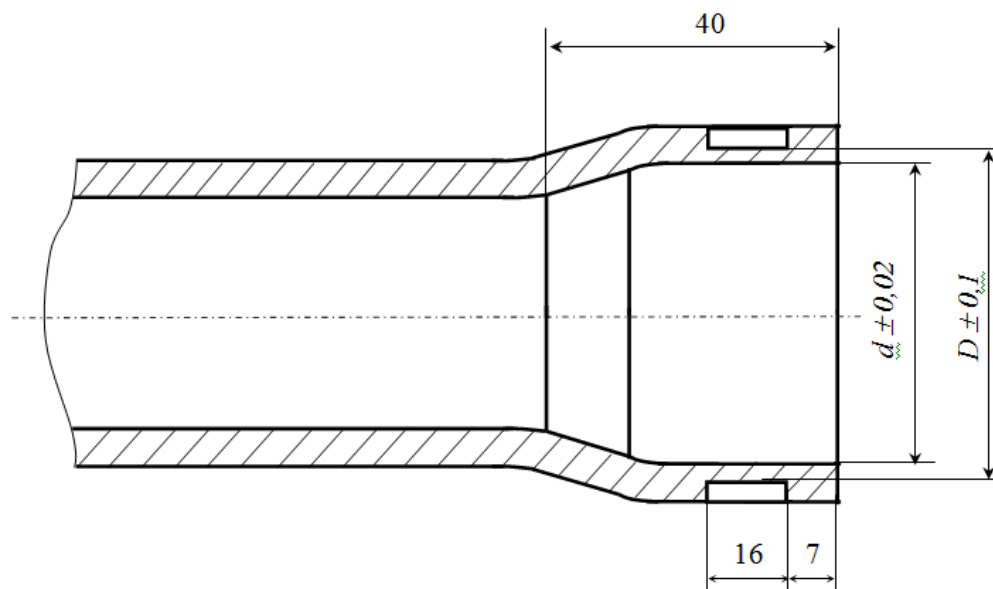


Рис. 7.10. Схема алгоритму для розрахунку технологічного процесу обробки різнотовщинних заготовок деформуючим протягуванням

Форма й розміри канавок, а також кінців попередньо деформованих труб показані на рис. 7.11.

Обробку проводили протяжками, креслення яких для кожного типорозміру наведені в додатку.



Розмір труби	d мм	D мм
36x3	31,88	34,8
48x3	42,88	45,5
77x4	69,92	76,5

Рис. 7.11. Форма й розміри кінців заготовок, підготовлених для протягування за схемою розтягнення

Як технологічне змащення застосовувався 7...10% мильний розчин.

Всього було оброблено по 15 шт. заготовок кожного типорозміру. Всі заготовки до й після операції деформуючого протягування контролювалися по наступних параметрах: відхиленню внутрішнього діаметра від номіналу, загальному прогину осі, значенню зовнішнього діаметра по довжині труби. Крім того, на всіх заготовках до й після протягування визначалася величина різнотовщинності.

Розглянемо зміну внутрішнього діаметра заготовки після протягування розробленими інструментами. Внутрішній діаметр заготовок контролювався в шести перерізах на відстані до 150 мм і 230 мм від торців труб нутромір із ціною

поділки індикаторної головки 0,01 мм. Результати вимірів вихідного внутрішнього діаметра заготовок трьох типорозмірів до деформуючого протягування наведені у вигляді гістограм, представлених на рис. 7.12-7.14.

Як слідує із цих даних, коливання внутрішнього діаметра для заготовок 36×3,0 становить 0,3 мм, для заготовок 48×3 - 0,23 мм, а для заготовок 77×4 - 0,38мм.

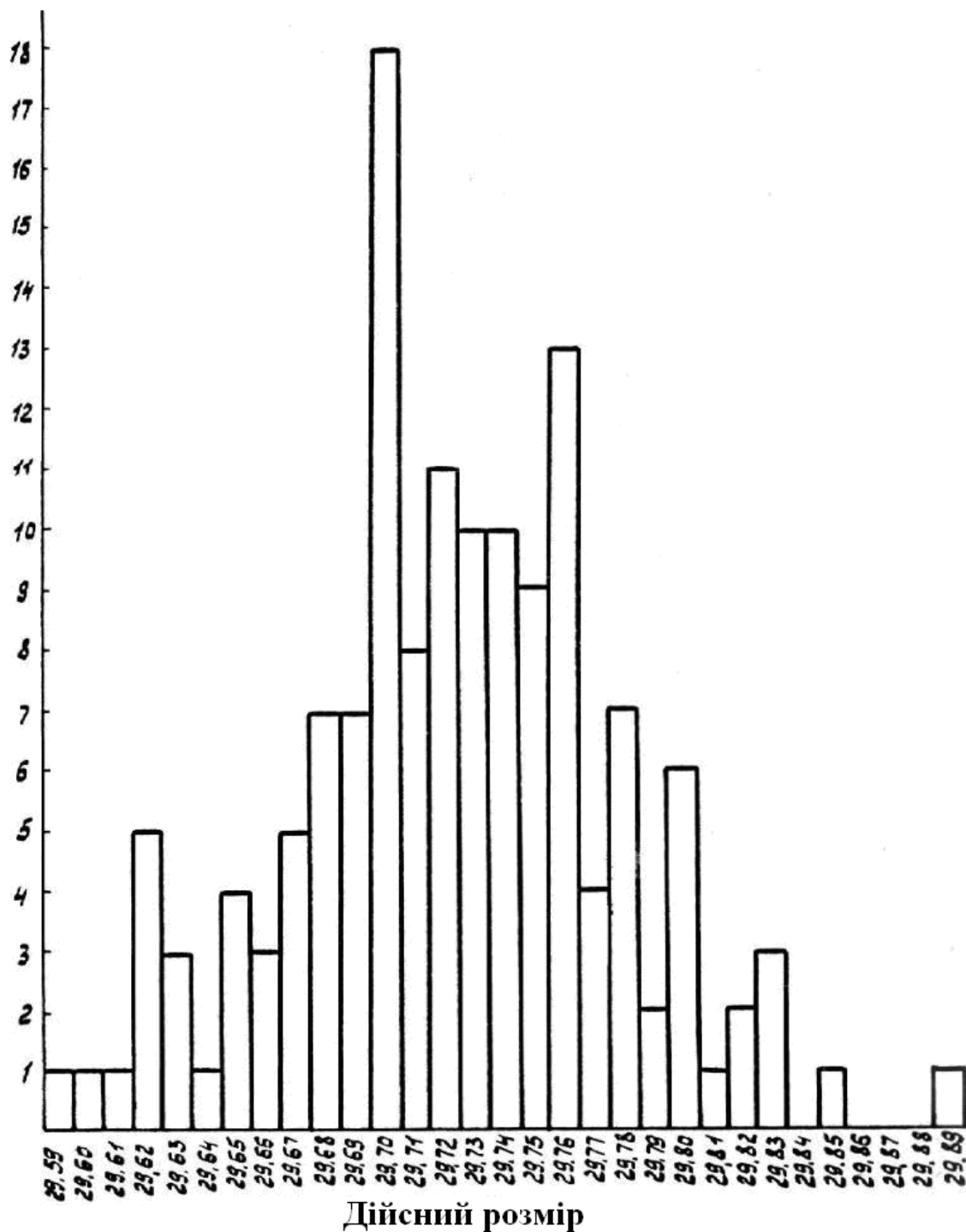


Рис. 7.12. Значення внутрішнього діаметра труб розміром 36×3,0 мм до деформуючого протягування

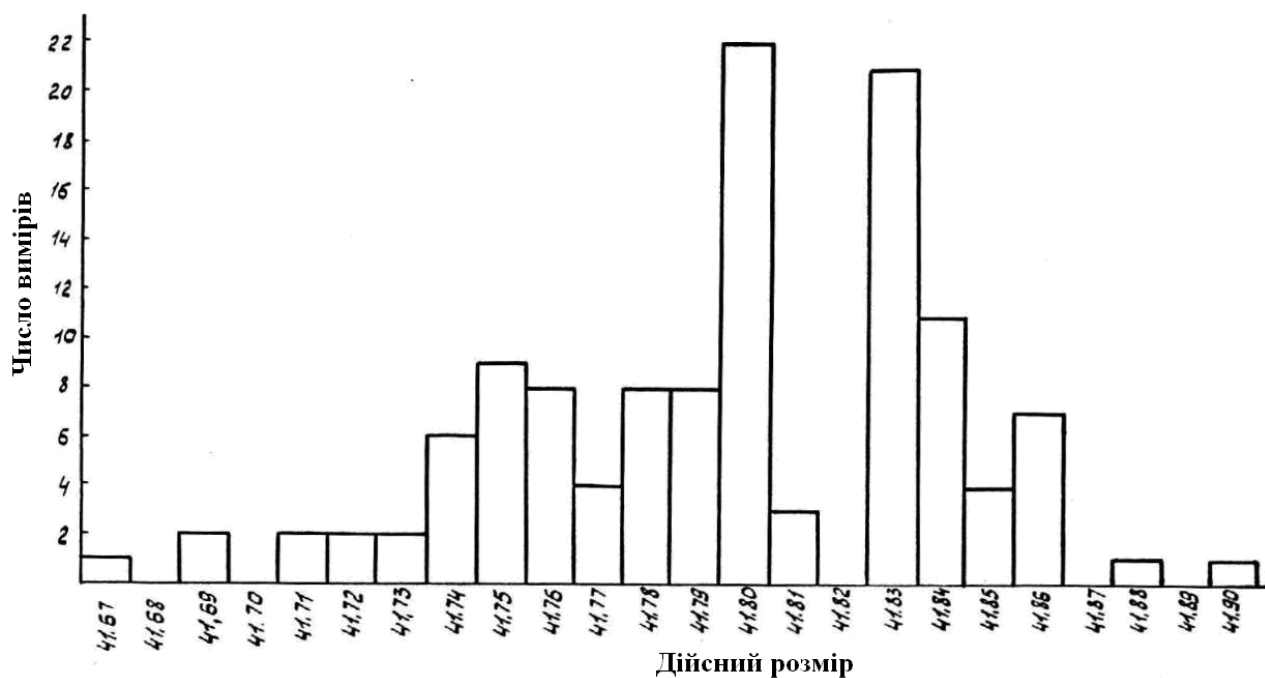


Рис. 7.13. Значення внутрішнього діаметра труб розміром 48×3,0 мм до деформуючого протягування

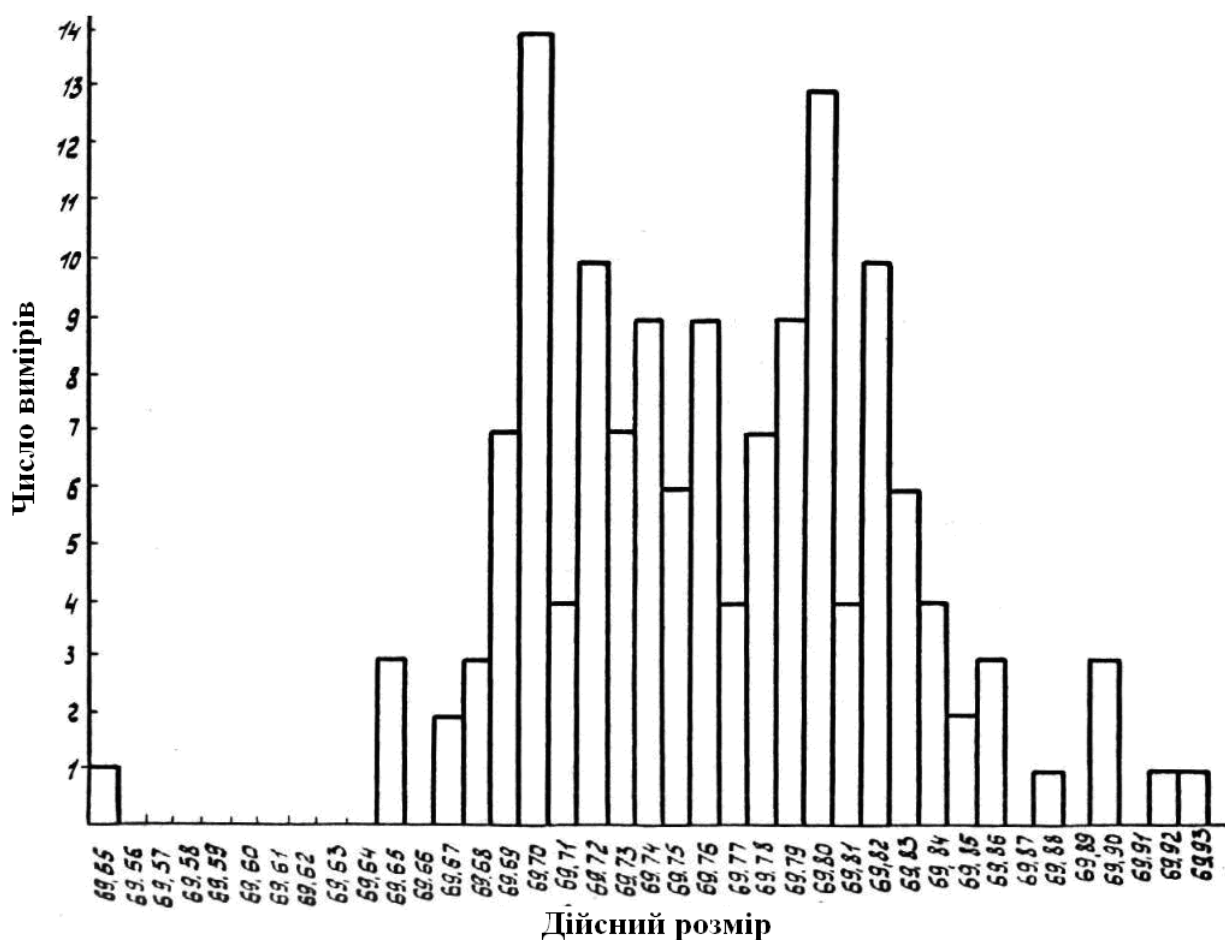


Рис. 7.14. Значення внутрішнього діаметра труб розміром 77×4,0 мм до деформуючого протягування

Гістограми відхилень внутрішнього діаметра від номінального розміру для труб трьох типорозмірів після деформуючого протягування наведені на рис. 7.15-7.17. Практично 100% вимірів відповідає відхиленням внутрішнього діаметра в межах $\pm 0,02$ мм. Відповідно до технічного завдання коливання внутрішнього діаметра повинно бути не більше $\pm 0,05$ мм.

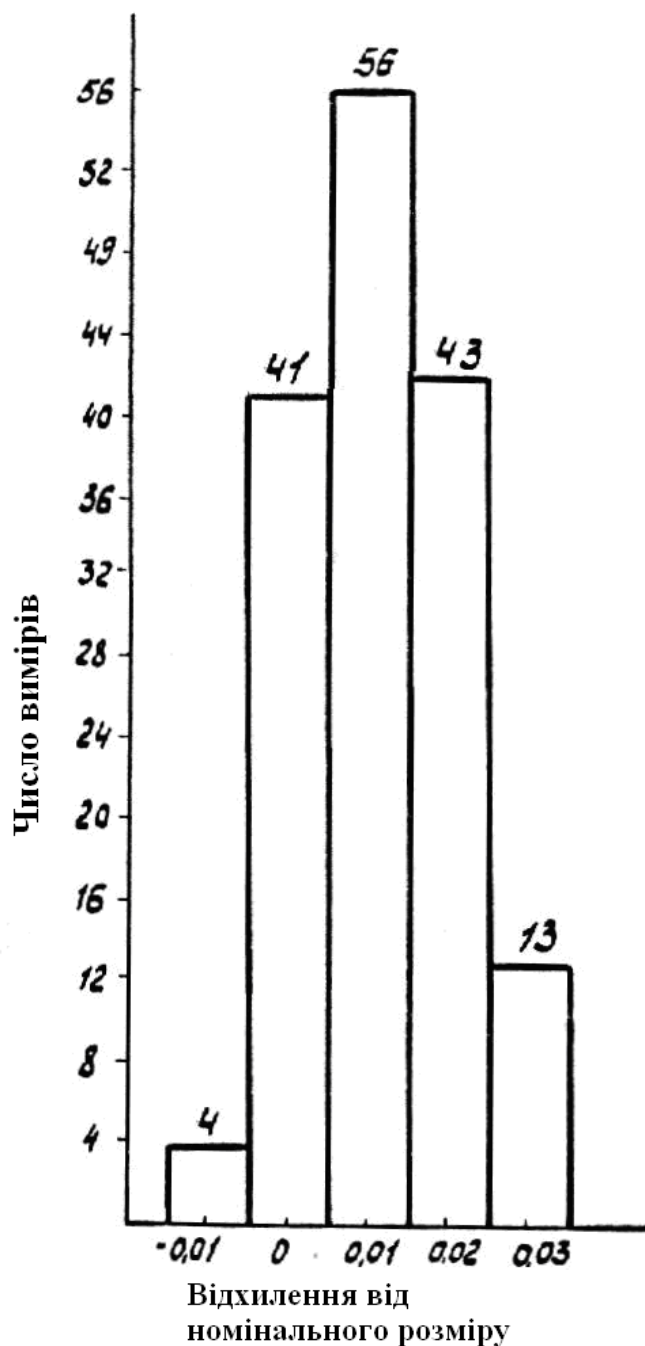


Рис. 7.15. Відхилення внутрішнього діаметра від номіналу труб розміром $36 \times 3,0$ мм після деформуючого протягування

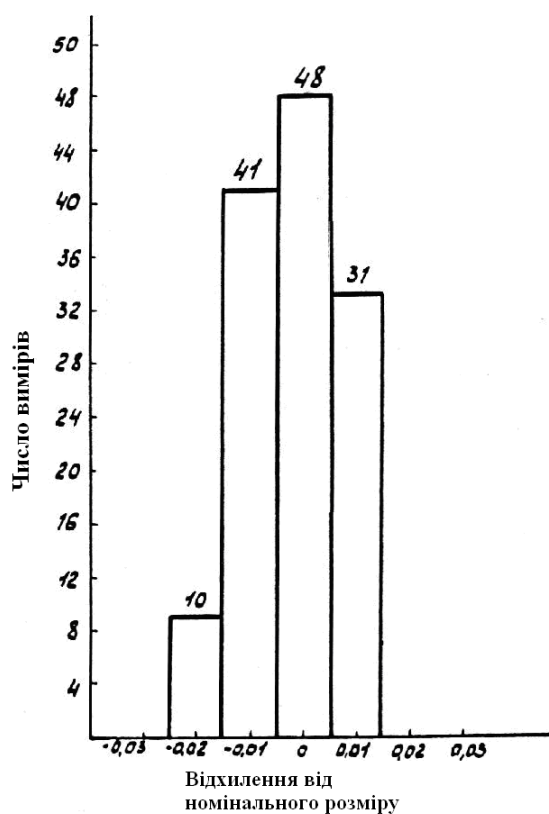


Рис. 7.16. Відхилення внутрішнього діаметра від номіналу труб розміром 48×3,0 мм після деформуючого протягування

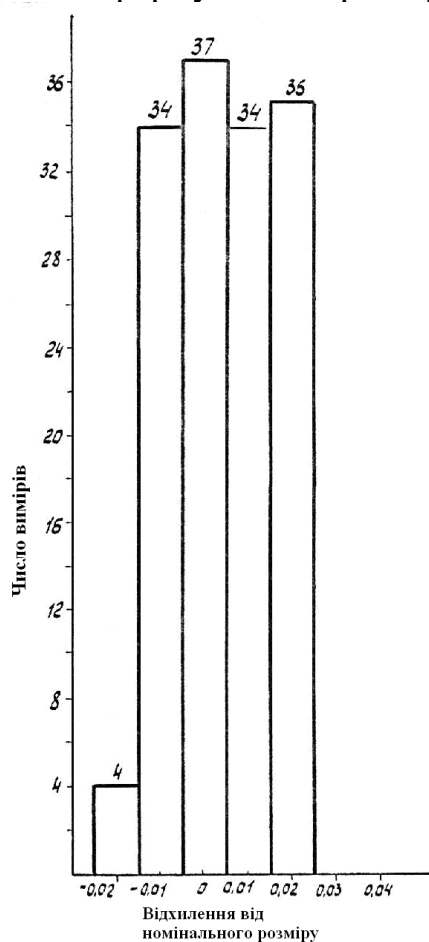


Рис. 7.17. Відхилення внутрішнього діаметра від номіналу труб розміром 77×4,0 мм після деформуючого протягування

Еліптичність внутрішнього діаметра труб визначалася, як різниця найбільшого й найменшого розміру в одному перерізі труби.

Гістограми еліптичності внутрішньої поверхні труб трьох типорозмірів до й після деформуючого протягування представлені на рис. 7.18-7.20.

Як слідує з гістограм, вихідна еліптичність для труб 36×3,0; 48×3,0 і 77×4,0 мм становить 0,21 мм, 0,15 мм, 0,3 мм відповідно. Після роздачі для всіх типорозмірів труб еліптичність не перевищує 0,02 мм. Технічним завданням допускається еліптичність внутрішнього діаметра в межах допуску на його розмір, тобто 0,06 мм для труб розмірами 36×3,0 і 48×3,0 мм і 0,1 мм для труб розмірами 77×4,0.

Довжина хвилеводних заготовок контролювалася до й після деформуючого протягування за допомогою лінійки та на всіх трубах була в межах допуску 1100 ± 50 мм.

При обробці дослідної партії приділялася увага контролю різнотовщинності труб, який являється одним з важливих параметрів, оскільки впливає на викривлення осі заготовок у процесі деформуючого протягування.

Різнотовщинність визначалася відповідно до методики, наведеної в розділі 2.1, мікрометром з кульовим наконечником. Максимальна різнотовщинність визначалася для кожної труби із трьох типорозмірів. Крім того, різнотовщинність визначалася по залежності $(t_{max}-t_{min})/t_{cp}$, виходячи зі значення t_{min} і t_{max} , визначених по вимірах внутрішнього й зовнішнього діаметрів заготовки в відповідному поперечному перерізі.

Середньоквадратичні відхилення різнотовщинностей для кожної труби до й після ДПР наведені в табл. 7.1.

Таблиця 7.1.

Середньоквадратичне значення різнотовщинності хвилеводних заготовок

Труба 36×3,0		Труба 48×3,0		Труба 77×4,0	
До ДПР	Після ДПР	До ДПР	Після ДПР	До ДПР	Після ДПР
0,68	0,62	0,29	0,26	0,51	0,46

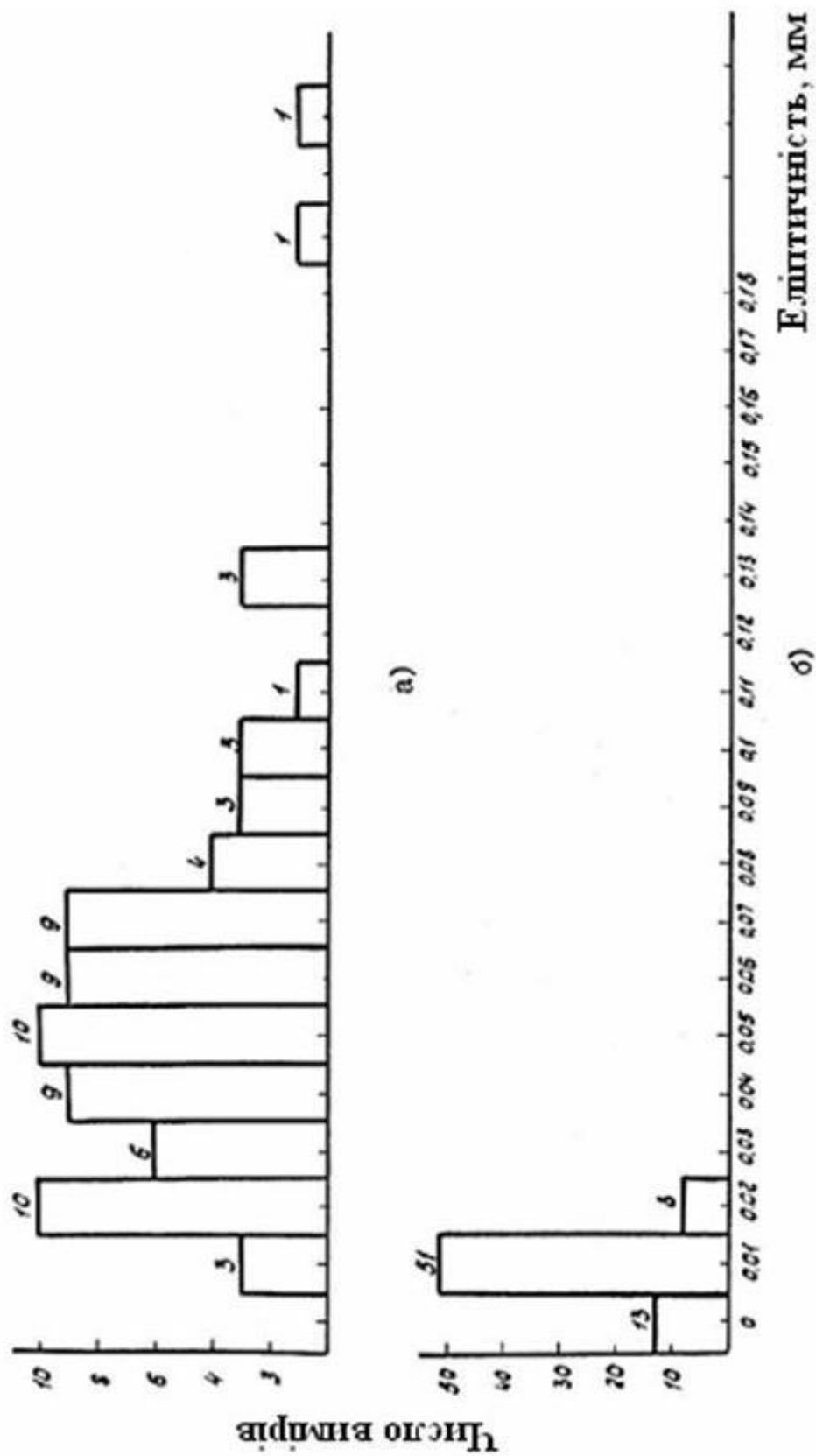


Рис. 7.18. Еліптичність внутрішньої поверхні труб розмірами 36×3,0 мм

а) – до деформуючого протягування

б) – після деформуючого протягування

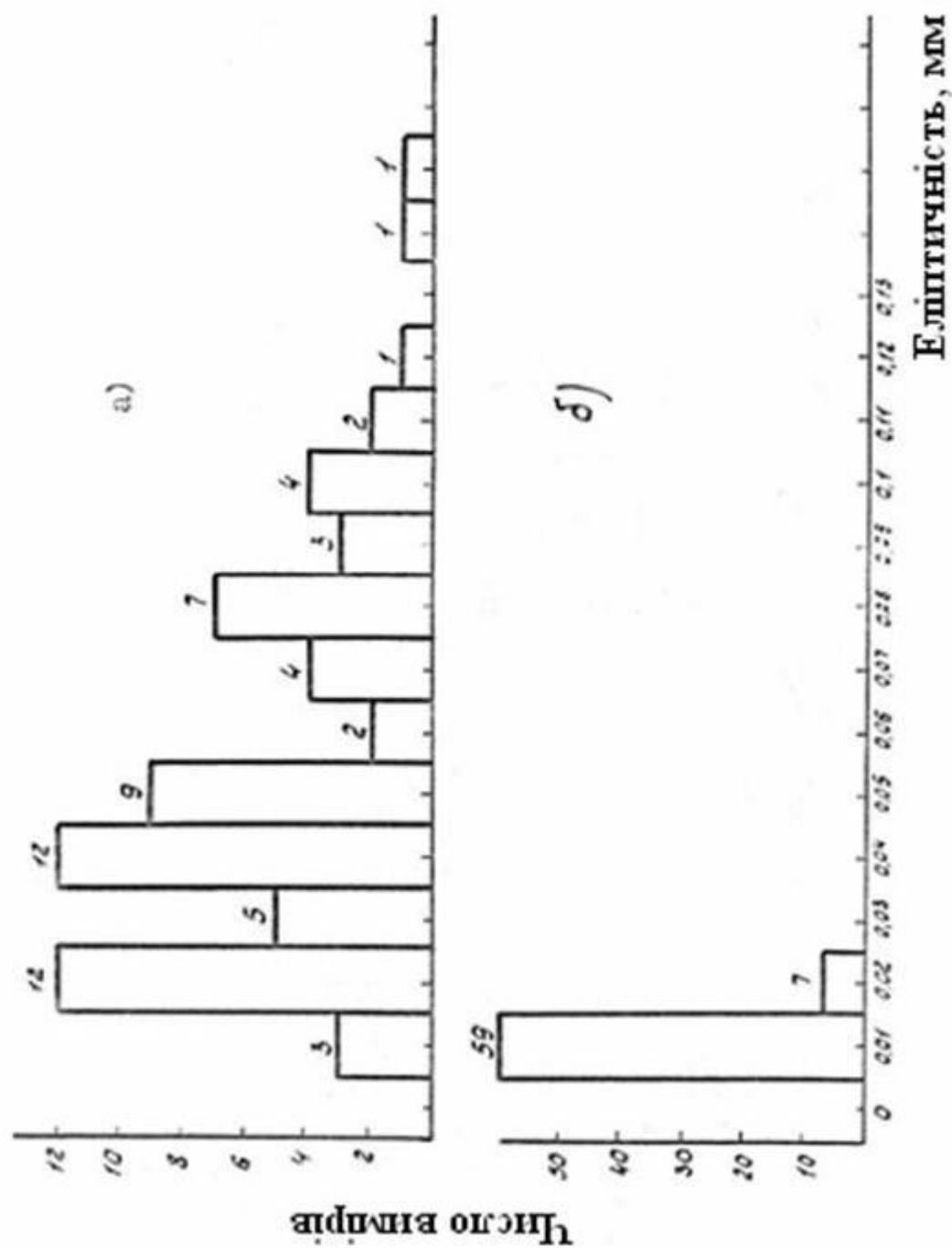


Рис. 7.19. Еліптичність внутрішньої поверхні труби розміром 48×3,0 мм

а) – до деформуючого протягування

б) – після деформуючого протягування

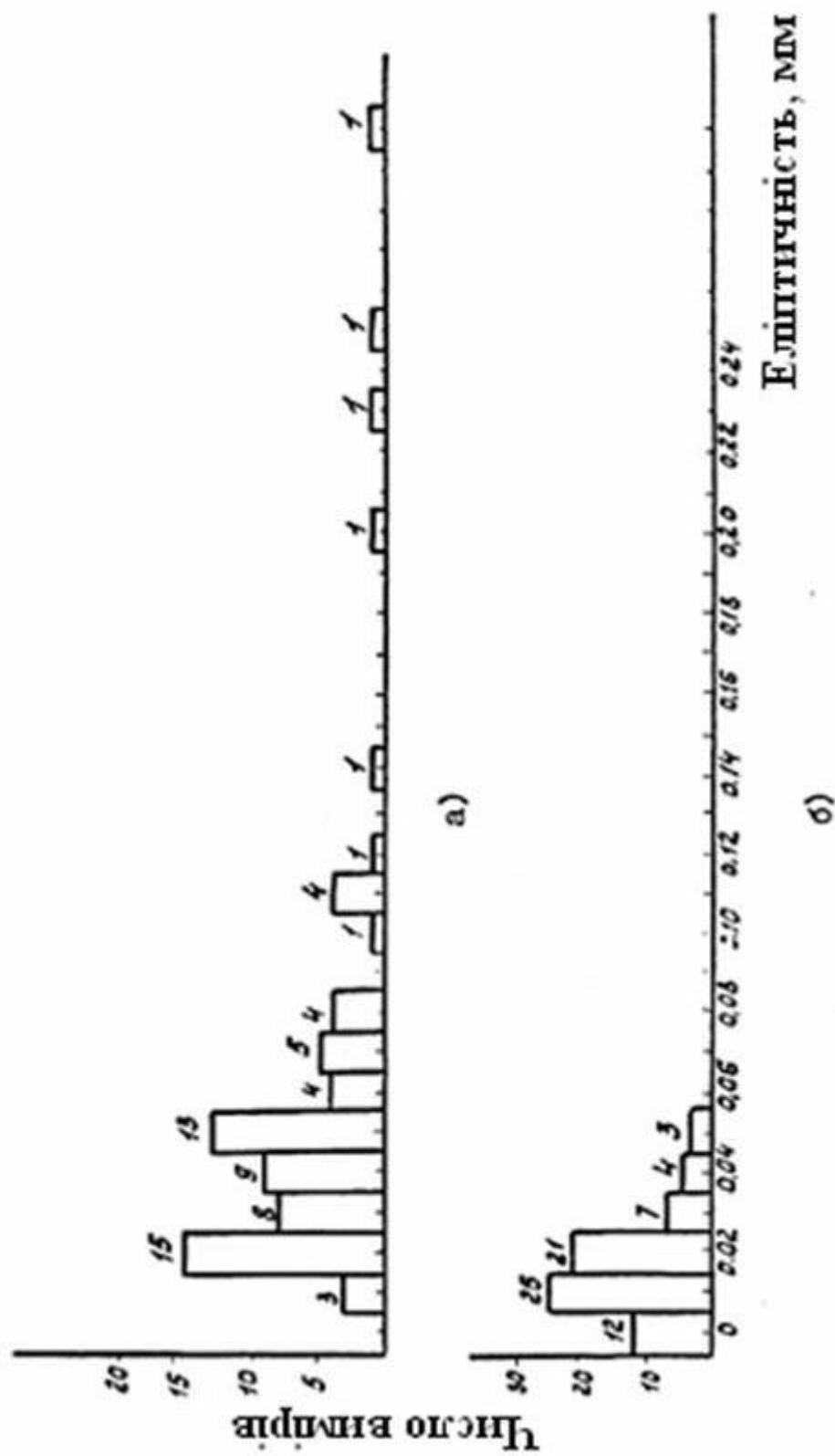


Рис. 7.20. Еліптичність внутрішньої поверхні труб розміром $77 \times 4,0$ мм

а) — до деформуючого протягування

б) — після деформуючого протягування

Як слідує із цих даних, процес ДПР мало змінює різнотовщинність. Однак після протягування похибки отвору трансформуються на зовнішню поверхню труби. Тому, якщо вихідна різнотовщинність визначалася в основному похибками отвору, то після ДПР різнотовщинність визначається похибками зовнішньої поверхні, що дозволяє легко усунути її за рахунок механічної обробки.

Вимір викривлення оброблених заготовок здійснювали при їх установці на контрольну плиту. Величина прогину оцінювалася за допомогою набору щупів у місці максимального зазору між твірною зовнішньої поверхні труби й площиною плити. Крім того, виходячи з розробленої моделі по визначенню викривлення осі обробленої заготовки (залежність 5.34) розраховувався прогин труб для конкретної заготовки.

Результати вимірів і розрахунку прогину оброблених труб, наведені в табл. 7.2. Порівняння результатів розрахунку й експерименту показало їхній гарний збіг (максимальна розбіжність склала до 10%). Величина прогину після ДПР не перевищує припустимого значення прогину згідно технічного завдання.

Таблиця 7.2.

Середньоквадратичне значення прогину хвилеводних труб після ДПР

Труба 36×3,0		Труба 48×3,0		Труба 77×4,0	
Розрахунок	Експ.	Розрахунок	Експ.	Розрахунок	Експ.
1,24	1,48	1,11	1,24	1,08	1,21

Найбільш важливим показником якості внутрішньої поверхні хвилеводних труб є її шорсткість, що впливає на електричні показники окремих хвилеводних секцій і хвилеводного тракту в цілому.

Так як деформуючі елементи забезпечують необхідний рівень контактних тисків, те з огляду на функціональний зв'язок параметрів Ra і сумарного контактного тиску, накопиченого на всіх циклах деформування [91], одержимо значення $Ra = 0,1$ мкм. Експериментально значення Ra , визначені за допомогою профілографа-профілометра ВЭИ «Калібр»; на всіх трубах після операції ДПР не

перевищувало $Ra = 0,1$ мкм. Відповідно до технічного завдання на розробку параметр Ra не повинен перевищувати 1,25 мкм.

Таким чином, заготовки хвилеводних секцій після операції ДПР по всіх параметрах відповідають вимогам технічного завдання на науково-дослідну розробку. Досягнення позитивного результату забезпечено застосуванням обробки групою деформуючих елементів за схемою розтягнення із впливом на зони позаконтактної деформації при використанні раціональних режимів протягування й геометрії інструмента.

7.2.3. Висновки

– на підставі виконаних досліджень розроблений алгоритм для побудови технологічного процесу обробки різновтовщинних заготовок деформуючим протягуванням (на прикладі обробки заготовок із хвилеводних вигинів з латуні Л-63 і міді М-1);

– розробка алгоритму цього технологічного процесу здійснювалася на основі розроблених шляхів технологічного керування наступними параметрами точності: максимальною похибкою отвору, еліптичністю, викривленням осі (прогин) обробленої деталі;

– мінімізація цих похибок здійснювалася за рахунок використання наступних науково-технологічних результатів дослідження: методики вибору мінімальної деформації, що забезпечує деформування всього об'єму заготовки; обробки за схемою розтягнення з додатковим базуючим елементом, у вільного торця; попередньою підготовкою опорного торця; обробкою групою деформуючих елементів, розташованих зі сполученням зон позаконтактної деформації; розробкою параметрів додаткової криволінійної ділянки, що сполучена з робочим конусом останнього деформуючого елемента; розміщенням заднього напрямного елемента й розрахунок його діаметра; вибором раціональних режимів протягування й геометрії інструмента, що забезпечують зменшення розмірів позаконтактних зон і варіацій осьових розмірів ділянок різновтовщинних у поперечному перерізі труб.

7.3. Обробка гільз ДВС деформуючим протягуванням

Підвищення продуктивності обробки гільз і циліндрів ДВС, які в більшості випадків виготовляються зі спеціального модифікованого чавуну, має велике практичне значення.

Традиційний технологічний процес обробки таких деталей - включає операції зенкерування, розточування, шліфування, двох-трьох, а іноді й чотириразового хонінгування. Для зниження трудомісткості обробки, а також підвищення якості виробів необхідно впровадити в технологічний процес обробки гільз ДВС операцію деформуючого протягування, замість існуючих малопродуктивних операцій по обробці отвору гільзи.

Впровадження операції ДПР при обробці внутрішньої порожнини гільз ДВС вимагає рішення наступних завдань:

- вибрати схему деформування;
- розробити конструкцію інструмента;
- установити вплив ДПР на стан робочої поверхні гільз;
- провести виробничі випробування розробленого техпроцесу.

7.3.1. Вибір схеми протягування

Існуючий в умовах 3-го Київського авторемонтного заводу технологічний процес обробки отвору $\varnothing 100$ у гільзі при її відновленні в I ремонтний розмір, передбачає наступні операції:

1. Розточення в розмір $\varnothing 100,44^{+0,06}$ мм.
2. Чорнове хонінгування в розмір $\varnothing 100,5^{+0,04}$ мм.
3. Чистове хонінгування в розмір $\varnothing 100,5^{+0,06}$ мм.

У роботах [112, 113] показано, що застосування ДПР у якості однієї з фінішних операцій у техпроцесі обробки отворів у нерівножорстких деталях із чавуну, можливо тільки при забезпеченні високої геометричної точності отворів на попередніх операціях. Для реалізації цієї умови, використовуємо ріжучий елемент,

встановлений перед групою деформуючих елементів співвісно з ними. При такому варіанті схеми ріжучий елемент повинен зрізати необхідний припуск i , як указують автори роботи [160], забезпечити необхідний розмір i геометричну точність отвору. Це стабілізує натяг на деформуючі елементи, розташовані за ріжучим, що забезпечує необхідну роздачу отвору й необхідну шорсткість поверхні.

Можливість забезпечити необхідну деформацію для групи деформуючих елементів, розташованих за ріжучим елементом, дозволяє визначити кількість деформуючих елементів i натяги на них. Цей вибір здійснюється виходячи з досягнення сумарного контактного тиску, що забезпечує необхідну шорсткість i зміцнення обробленої поверхні [78, 91, 112]. Слід зазначити, що значення необхідної деформації отвору, обмежується ресурсом пластичності, попередня оцінка якого наведена в роботі [113].

Однак, як показали експерименти (рис. 7.21, варіант 2), така схема не забезпечила геометричної точності обробленої гільзи, через появу овальності отвору, значення якої перевищувало припустиме.

Поява цієї похибки насамперед пов'язана з відхиленнями від осесиметричного деформування матеріалу, обумовленим відхиленням ріжучого елемента від осі деталі через нерівномірний припуск під обробку.

Використовуючи рекомендації, наведені в розділі 6 (рис. 6.37), які стосуються шляхів підвищення точності, при ДПР, перед ріжучим елементом розміщаємо ще одну групу деформуючих елементів. Ця додаткова група примусово центрує деталь щодо осі інструмента, забезпечуючи їхню співвісність, що у свою чергу усуває відхилення від осесиметричної обробки ріжучим елементом.

Крім того, попередня пластична деформація поверхневого шару поліпшує стружкоутворення при різанні [140], підвищує стійкість різального інструменту й поліпшує мікрорельєф обробленої поверхні.

Експерименти по випробуванню цієї схеми підтвердили рекомендації наведені в розділі 6. Похибки отвору не перевищували припустимих (рис. 7.21, варіант 3).

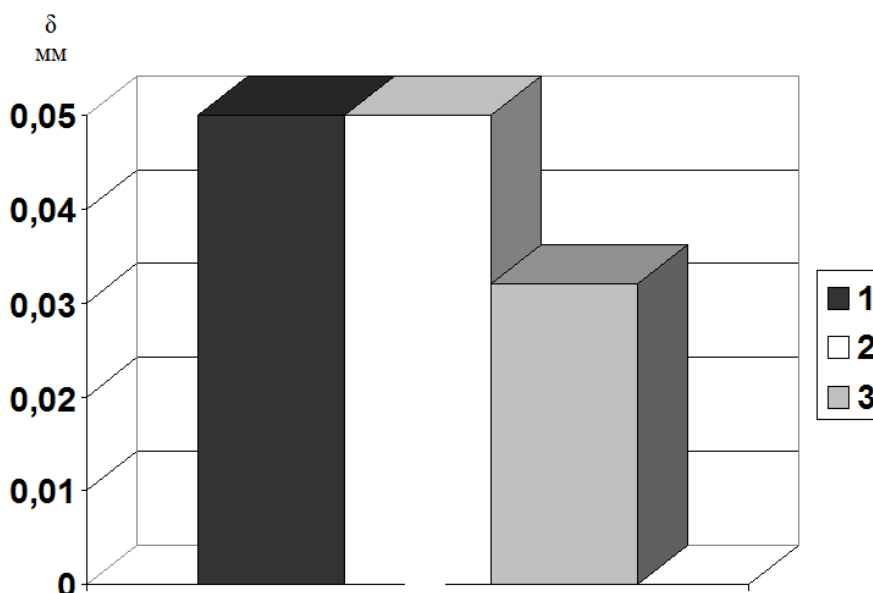


Рис. 7.21. Зміна похибок отвору при різних схемах обробки: 1 - ріжучий елемент із передньою напрямною; 2 - ріжучий елемент із наступною групою деформуючих елементів; 3 - деформуючі елементи - ріжучий елемент - деформуючі елементи

Таким чином, оптимальною схемою для протягування гільз ДВС із чавуну є схема, що включає послідовно розміщені й жорстко зв'язані між собою групи деформуючих елементів, ріжучий елемент і другу групу деформуючих елементів, яка відповідає за якість обробленого отвору. На підставі цієї схеми була розроблена конструкція деформуюче-ріжучої-деформуючої прошивки для обробки гільз ДВС автомобіля ЗИЛ-130.

7.3.2. Розробка конструкції інструмента і його випробування у виробничих умовах

З урахуванням обраної схеми обробки, а також виконаних досліджень [40, 222] по стружкоутворенню чавунів при зрізанні припуску ріжучим елементом, розроблена конструкція інструмента*, представлена на рис. 7.22.

Протягування (рис. 7.22.) має порожнисту ступінчасту оправку *1* із центральними радіальними отворами для підведення мастильно-охолоджуваної

* Конструкція інструмента розроблена спільно з к.т.н., проф. КНТУ А. В. Чернявським.

рідини (МОР). На оправці встановлена касета 2 з деформуючими елементами 3 і 4, закріпленими на касеті гайкою 5.

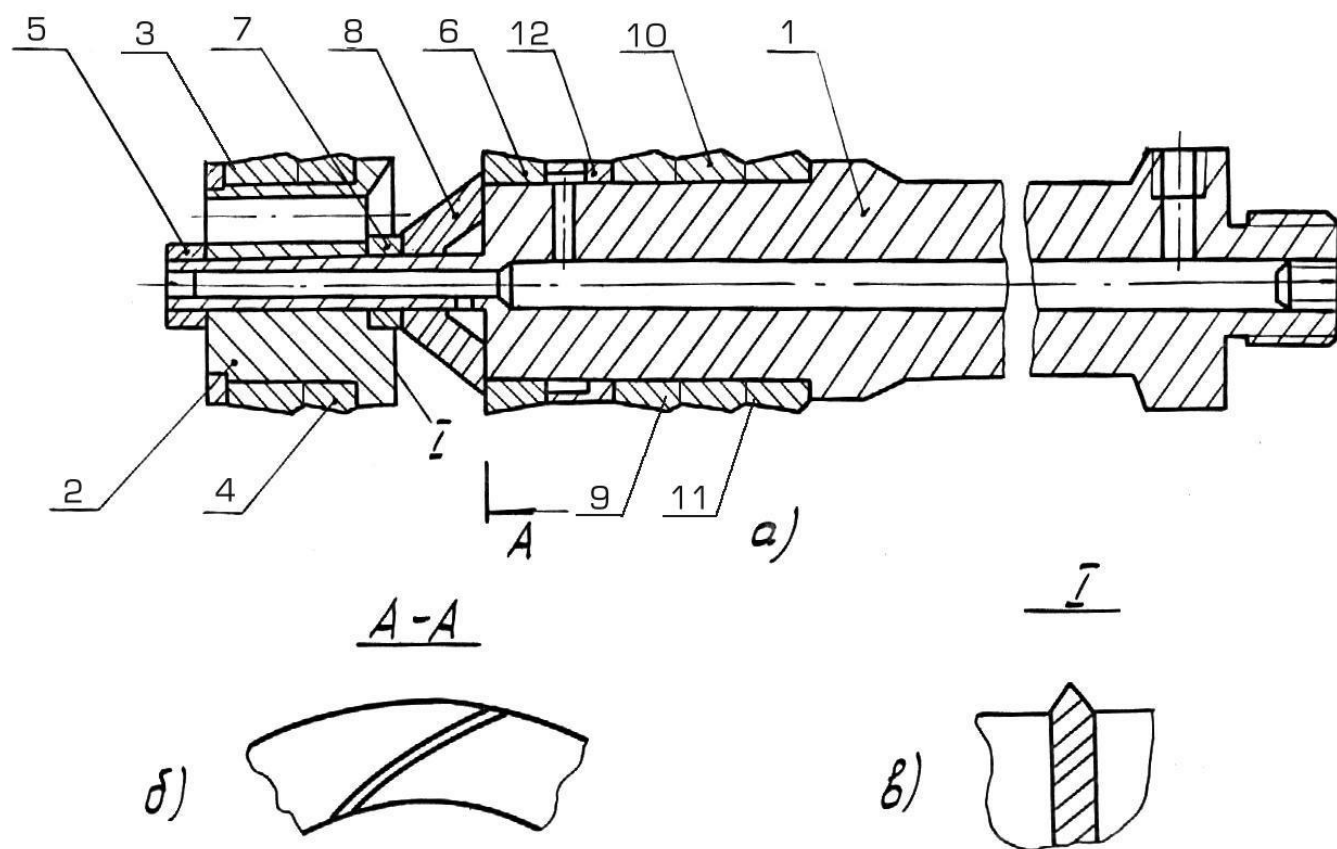


Рис. 7.22. Інструмент для обробки отворів у гільзах ДВС автомобіля ЗИЛ 130

Співвісно з деформуючими елементами 3 і 4 розташований ріжучий елемент 6, віддалений від деформуючого елемента 4 дистанційною втулкою 7 і притискним фланцем 8. За ріжучим елементом 6 розташована група деформуючих елементів 9, 10, 11 віддалених від нього дистанційною втулкою 12. Всі робочі елементи на оправці через втулку 7 і притискний фланець 8 закріплюються гайкою 5. Притискний фланець 8 і дистанційна втулка 12 має на торцях спіральні пази для подачі змащення на оброблювану поверхню. На торцевій поверхні касети, зверненої до ріжучого елемента 6, розташовані три стружколоми, а також три наскрізних отвори для часткового виходу подрібненої стружки.

Діаметри деформуючого й ріжучого елемента наведені в табл. 7.3.

Діаметри робочих елементів протягування для обробки гільзи ДВС автомобіля
ЗИЛ-130

Діаметри робочих елементів	D , мм	D , мм	D , мм
I група деформуючих елементів	100,15	100,20	–
Ріжучий елемент	100,42		
II група деформуючих елементів	100,47	100,52	100,57

Для обробки виробів із чавуну автори роботи [113] рекомендують застосовувати малі натяги на елемент ($a \leq 0,05$ мм). У цьому випадку, осередок деформації характеризується наявністю незначних зон позаконтактної деформації, отже, вплив кута α на точність отвору стає слабким.

Тому з позицій досягнення необхідної шорсткості використовуємо для другої групи деформуючих елементів кут $\alpha = 4^\circ$. Навіть використання такого значення кута α не дозволяє досягти необхідної шорсткості $Ra \approx 0,9$ мкм. малою кількістю деформуючих елементів.

Як показали експерименти, для досягнення необхідної шорсткості необхідно, щоб II група складалася не менш чим з 5-и деформуючих елементів. Це збільшує трудомісткість операції й витрати на інструмент. Як відзначалося вище (розділ 6) використання малих натягів для обробки виробів із чавуну приводить до незначних розмірів позаконтактних зон, що у свою чергу забезпечує стабільну усадку обробленого отвору. Тобто діаметр обробленого отвору завжди менше діаметра останнього деформуючого елемента. Так при послідовному протягування гільз ДВС автомобіля ЗИЛ 130 з діаметром $d_0 = 100,42^{+0,02}$ мм деформуючими елементами з діаметрами циліндричної стрічки $D_3 = 100,47; 100,52; 100,57$ мм отриманий діаметр отвору $d_{\text{отв}} = 100,45^{+0,02}$ мм, при цьому усадка отвору склала $\Delta = 0,12$ мм.

Інструмент жорстко пов'язаний з виконавчим органом верстата, що приводить до необхідності зворотного (холостого) ходу інструмента через оброблену деталь.

Наявність стабільної усадки отвору з однієї сторони й зворотного ходу інструмента, через оброблений отвір з іншої створює реальні умови для здійснення додаткової пластичної деформації обробленої поверхні. Для цього використовуємо рекомендації роботи [112, 177] для вибору кута зворотного конуса α_1 . Згідно із цими рекомендаціями $\alpha_1 > \alpha$. У цьому випадку контакт обробленого конуса з оброблюваною поверхнею буде відбуватися по значно меншій площі контакту чим при робочому ході. Зменшення площі контакту приводить до відповідного росту контактного тиску і до здійснення додаткової пластичної деформації мікронерівностей. Оптимальний діапазон значень кута α_1 залежно від кута α визначається по експериментально отриманій у роботі [86, 177] залежності (6.13):

$$\alpha = (3,24 \div 3,96)\alpha^{0,74} .$$

Виходячи із залежності 6.13 і даних таблиць 7.4, кут α_1 був прийнятий рівним 10° .

Таблиця 7.4.

Шорсткість поверхні гільзи, обробленою групою деформуючих елементів $D_3 = 100,47; 100,52; 100,57$, ($d_0 = 100,42^{+0,02}$; $Ra_{исх} = 3,2-3, 5$ мкм)

№	Кут α град	Кут α_1 град	Ra після прямого ходу	Ra після зворотного ходу
1	4	4	1,6	1,5
2	4	9	1,5	0,7
3	4	10	1,6	0,8
4	4	11	1,6	0,85
5	4	16	1,5	1,2

Як показали експерименти (табл. 7.4), використовуючи деформуючі елементи з кутами α_1 , обраними по залежності (6.13) можна досягти необхідної шорсткості трьома деформуючими елементами.

Випробування працездатності розробленого інструмента проводилися в процесі обробки експериментальної партії гільз ДВС автомобіля ЗИЛ-130, при їх відновленні в I-й ремонтний розмір в умовах 3-го Київського авторемонтного заводу [169].

Виготовлена, згідно рис. 7.21, прошивка закріплювалася різьбовим хвостовиком у штоку верстата мод. МА7У75ОБ. Робоча зона верстата при протягуванні гільзи показана на рис. 7.23.

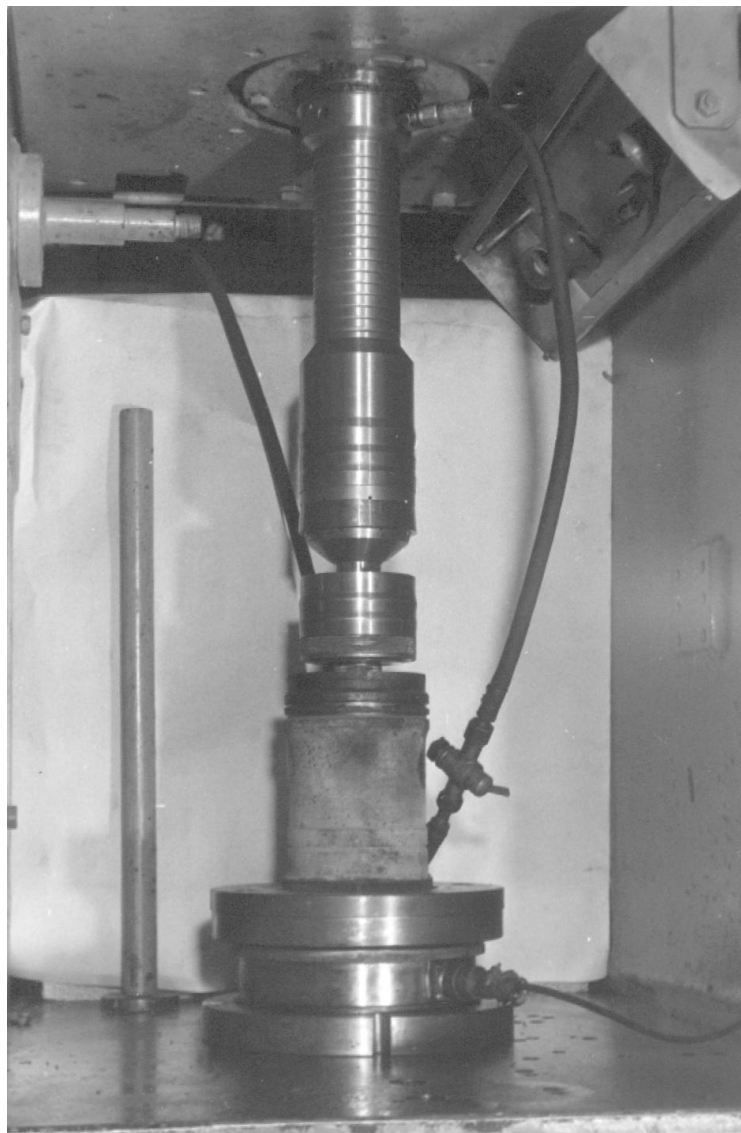


Рис. 7.23. Процес обробки гільзи ДВС автомобіля ЗИЛ 130 деформуюче-різальною-деформуючою прошивкою

В якості технологічного змащення використовувався розчин 5% емульсії, що подавалась в зоні обробки під тиском безпосередньо через внутрішню порожнину

оправки. Операція протягування виконувалася замість операції розточування, передбаченою заводським технологічним процесом.

До точності обробки отворів гільз ДВС автомобіля ЗИЛ-130 пред'являються досить високі вимоги. Отвір гільзи, відновлений в I ремонтний розмір, повинен мати діаметр $100,5^{+0,06}$, а відхилення форми в поздовжньому й поперечному перерізах не повинне перевищувати 0,02 мм.

Результати обробки показали, що операція протягування дозволяє стабільно забезпечити діаметр обробленого отвору гільзи в межах $d = 100,46^{+0,04}$. Похибка отвору перебуває в межах $\delta = 0,03$ мм. Це недостатньо для задоволення вимог, пред'явлених до кінцевої точності отвору гільзи.

Крім того, аналіз профілограм робочої поверхні гільз дозволив виявити на обробленій поверхні наявність кільцевих виступів (рис. 7.24). Очевидно, причиною утворення таких похибок є перепад товщини стінки по довжині деталі (рис. 7.24), а також зміна сили протягування в процесі обробки (рис. 7.25).

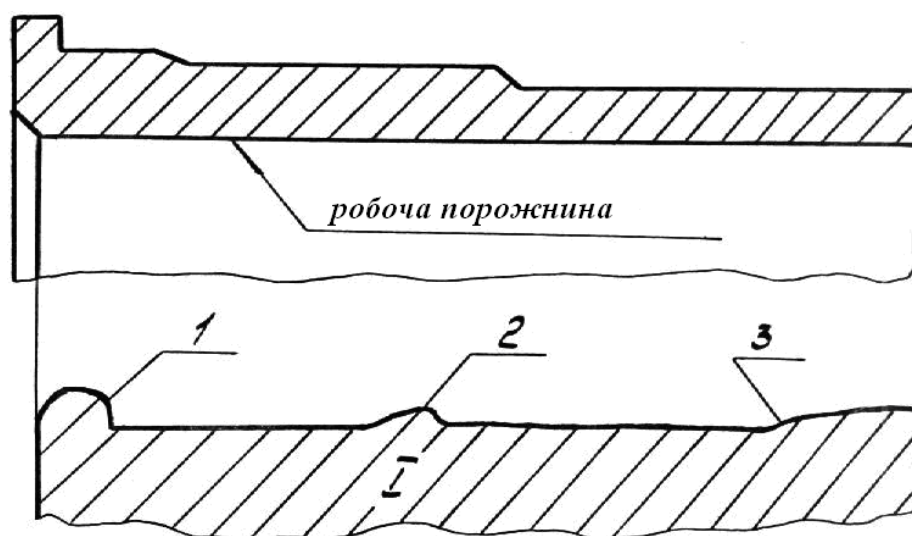


Рис. 7.24. Поздовжній профіль робочого отвору гільзи ДВС автомобіля ЗИЛ 130 після роздачі деформуюче-різальним-деформуючим інструментом

Утворені в результаті протягування виступи на робочій поверхні гільзи легко усуваються в процесі наступного хонінгування, так як їх висота $h \leq 15$ мкм близька з величиною припуску що знімається хонінгуванням.



Рис. 7.25. Осцилограма сили протягування гільзи ДВС автомобіля ЗИЛ 130 деформуючим інструментом (змащення 5% розчин емульсії)

Необхідно відзначити також той факт, що хонінгування дозволило навіть трохи підвищити геометричну точність отвору в поперечному перерізі. Це слід з рис 7.26 і 7.27, на яких наведені круглограми робочої порожнини гільзи після протягування й наступного хонінгування.

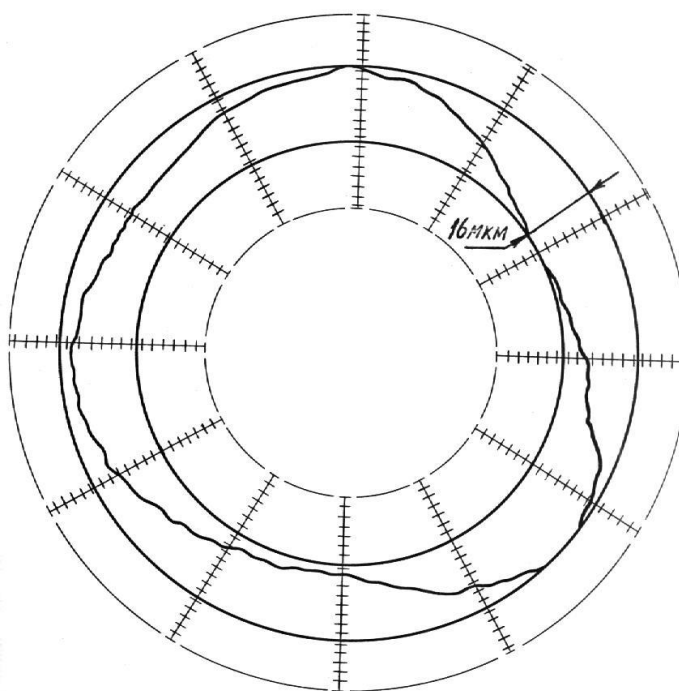


Рис. 7.26. Форма отвору робочої порожнини гільзи ДВС автомобіля ЗИЛ 130 у поперечному перерізі після протягування

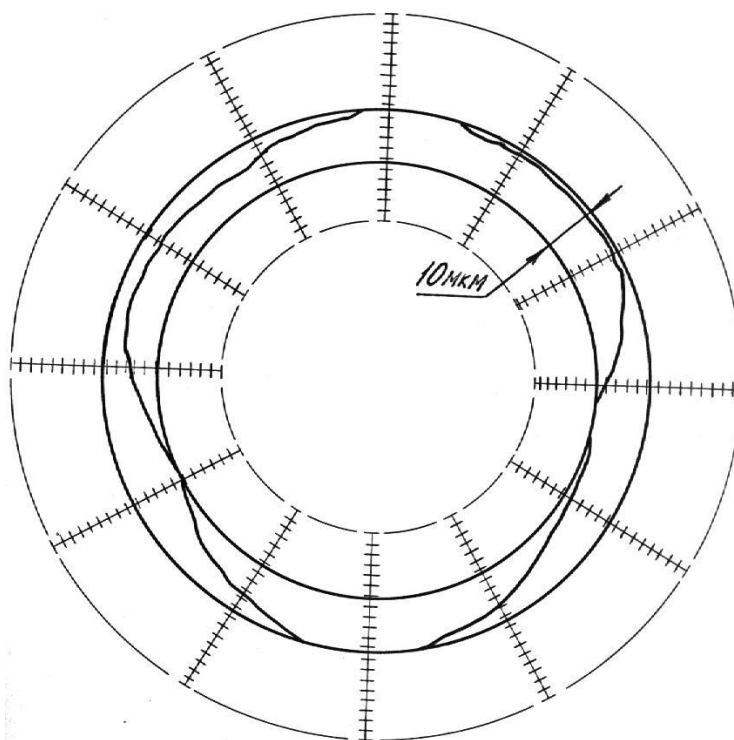


Рис. 7.27. Форма отвору робочої порожнини гільзи ДВС автомобіля ЗИЛ 130 у поперечному перерізі після протягування й наступного хонінгування

Похибка форми в поперечному перерізі протягнутого отвору становить 16 мкм (рис. 7.26), а після наступного чорнового хонінгування вона знизилася до 10 мкм (рис. 7.27)

Для реального впровадження розробленого технологічного процесу обробки гільз ДВС із використанням пластичного деформування оцінювалися й інші показники якості оброблених гільз.

У табл. 7.5 наведені параметри геометричних і механічних характеристик поверхневого шару гільз, оброблених по розробленому та існуючому техпроцесам, а також їх зміна в процесі експлуатації гільзи.

Таблиця 7.5.

Параметри шорсткості й фрикційні показники гільз ДВС

(над рискою - дані після обробки, під рискою - після обкатування)

Вид обробки	R_a , мкм	R_{max} , мкм	R_z , мкм	R_p , мкм	t_r , %	$t = 10$ %, %	S_m , мкм	$HV_{то}$, ГПа	Зношування, мкм	
									Після 2-х годинної приробки	Після пробігу 50000 км
Протягування	0,9	11	7,3	2,25	59	52	146	2,92	-	-
Розточування + 2-х кратне хонінгування	<u>1,45</u>	<u>12,9</u>	<u>10,4</u>	<u>2,45</u>	<u>43</u>	<u>24</u>	<u>91,3</u>	<u>2,37</u>	7,2	45
	0,2	2,2	1,66	0,46	49	38	125,5	2,36		
Протягування + хонінгування	<u>0,8</u>	<u>7,5</u>	<u>5,39</u>	<u>1,51</u>	<u>66</u>	<u>60</u>	<u>160</u>	<u>2,8</u>	5,5	33
	0,18	1,8	1,05	0,22	63	58	158	2,76		

Аналіз даних, приведених в таблиці 7.5 показав, що операція протягування значно поліпшує мікрорельєф поверхневого шару. Мікрорельєф у цьому випадку (рис. 7.28) являє собою опорні площадки, що чергуються із впадинами, які відіграють роль масляних резервуарів при експлуатації.

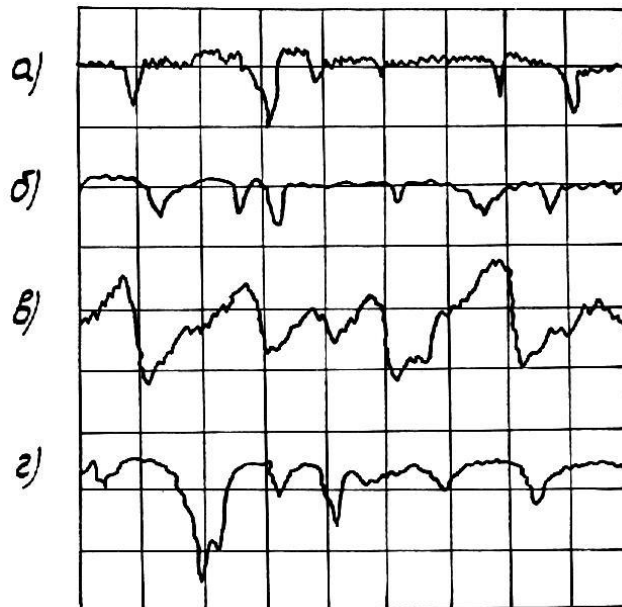


Рис. 7.28. Профілограми мікронерівностей робочої порожнини гільзи ДВС ЗИЛ 130, після обробки: а) деформуюче-ріжуче-деформуючим протягуванням; б) хонінгування після протягування; в) розточування; г) хонінгування після розточування (вертикальне збільшення $\times 2000$; горизонтальне $\times 50$)

Чистове хонінгування практично не змінює характер профілю, поліпшуючи його за рахунок збільшення його опорної довжини. Після експлуатації висотні параметри шорсткості трохи зменшилися, а опорна довжина профілю і крок по середній лінії практично не змінилися.

Мікрорельєф поверхні, обробленої по існуючому технологічному процесі, відрізняється від мікрорельєфу, отриманого після обробки по новому техпроцесу. Особливо помітна відмінність за значеннями опорної довжини профілю. У процесі експлуатації значення висотних параметрів також зменшуються, однак на відміну від мікрорельєфу, отриманого після деформування параметри s_m і t_{r0} помітно збільшилися. Отже, зміна параметрів шорсткості, отриманої по існуючому технологічному процесі при експлуатації, більш значна, чим по новому. Це вказує на різницю в перебудові технологічних шорсткостей, отриманих після порівнюваних процесів при експлуатації досліджуваної деталі.

Перебудову шорсткостей оцінювали за методикою, наведеної в роботі [104]. Для цього порівнювали закони розподілу ординат шорсткості після обробки й експлуатації. Розподіл ординат шорсткості поверхні обробленої протягуванням, підкоряється закону Вейбулла (рис. 7.29, а).

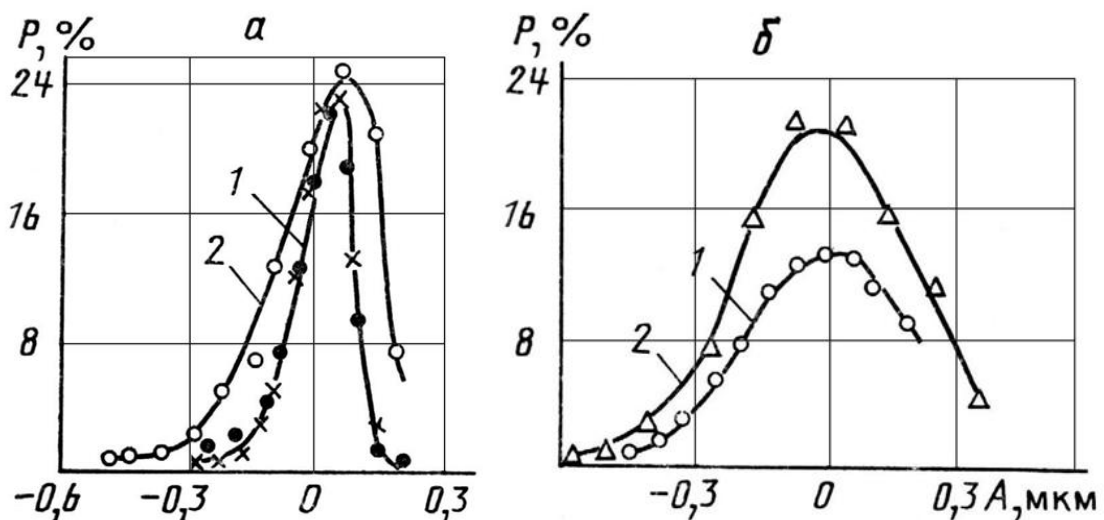


Рис. 7.29. Закони розподілу ординат шорсткості: 1-1- після обробки; 2-2- після експлуатації; а – обробка по новому техпроцесу; б – по існуючому

Чистове хонінгування не змінює цього закону розподілу. Після експлуатації закон розподілу ординат шорсткості також не змінюється, що свідчить про незначну перебудову шорсткого шару в процесі експлуатації. Це також підтверджується аналізом взаємних кореляційних функцій профілів шорсткості, зафіксованих до й після експлуатації. Значення коефіцієнта їхньої взаємної кореляції більше нуля, тобто в процесі експлуатації двигуна на робочій поверхні гільзи відтворюється шорсткість близька до технологічної. Наведені дані свідчать про незначну трансформацію поверхневого шару гільзи, обробленої з використанням ДПР, при її експлуатації. Це створює умови для зниження експлуатаційного зношування та збільшення часу експлуатації гільзи.

Інша картина спостерігається при розгляді даних, отриманих на гільзах, оброблених по існуючому технологічному процесу. У цьому випадку розподіл ординат шорсткості підкоряється закону нормального розподілу (рис. 7.29, б). У процесі експлуатації вид закону розподілу змінився, став логарифмічно нормальним і наблизився до розподілу Вейбулла. Тобто після перебудови, що відбулася при експлуатації гільзи, різниця в характері розподілу ординат профілів, оброблених по розглянутих технологічних процесах, помітно зменшилася. Аналіз довірчих інтервалів взаємних кореляційних функцій профілів шорсткості до і після експлуатації показав, що значення коефіцієнта взаємної кореляції дорівнює 0. Тобто в процесі експлуатації двигуна на робочій поверхні гільзи формується новий мікрорельєф, повністю відмінний від технологічного. Це обумовлює значно менший експлуатаційний період гільзи після обробки за діючим техпроцесом.

Порівняння фізико-механічних характеристик поверхонь, оброблених по двох різних технологіях, показало істотне розходження між ними (рис. 7.30). Деформуюче протягування значно (до 25%) зміцнює поверхневий шар матеріалу гільзи, глибина зміцнення досягає порядку 0,3 мм, що надійно гарантує наявність зміцненого матеріалу в парі тертя при її експлуатації.

Твердість гільзи, обробленої по існуючому техпроцесу, практично не міняється по товщині стінки, що свідчить про відсутність помітного зміцнення.

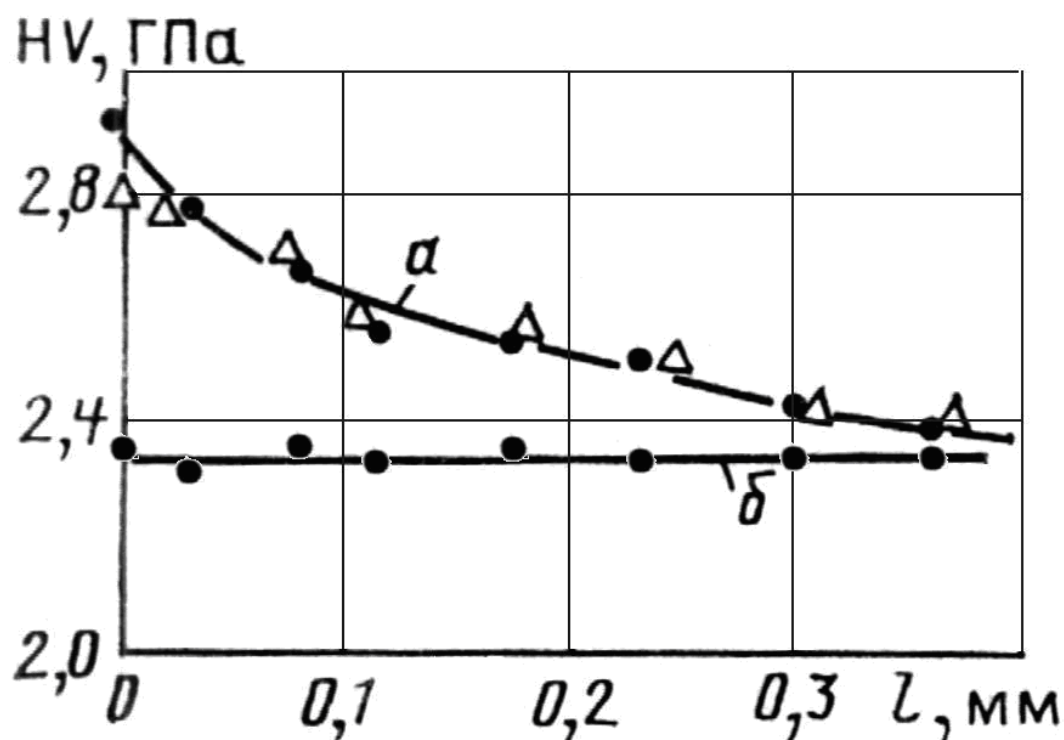


Рис. 7.30. Розподіл твердості по товщині стінки гільзи двигуна ЗИЛ 130 при обробці: *a* – новий техпроцес обробки (● – після протягування, Δ – після протягування з наступним хонінгуванням); *б* – існуючий техпроцес

Більше того, приповерхній шар зернистого чавуну під дією інтенсивної пластичної деформації перетворюється наноструктурний без зміни фазового складу. Подібні можливості створення такої структури в армко-залозі показані в роботі [229] після вібраційної обробки поверхні зразка металевими кулями із частотою 20...50 кГц. Розмір структурних елементів у поверхневому шарі змінився від 10 до 100 нм. Матеріал приповерхнього шару мав високу твердість, що значно перевершувала твердість вихідного зернистого матеріалу.

Таким чином, основною перевагою гільз, оброблених за технологією заснованої на використанні деформуючого протягування, є наявність поліпшених геометричних і механічних характеристик мікрорельєфу робочої поверхні в порівнянні з гільзами, обробленими по існуючому технологічному процесі.

Порівняльний аналіз витрат часу на кожній з операцій існуючого й нового техпроцесів показав підвищення продуктивності не тільки на операції протягування в порівнянні з розточенням, але й істотне зниження витрат часу (до

1,5 рази) на операції хонінгування. Це пояснюється одержанням після операції протягування більше сприятливого мікрорельєфу (рис. 7.28), а також зміцнення поверхневого шару, що поліпшує оброблюваність гільзи на наступній операції хонінгування.

7.3.3. Експлуатаційні випробування гільз оброблених по розробленому техпроцесу

Для оцінки ефективності розробленого технологічного процесу обробки гільз розглянемо результати стендових і ходових випробувань двигунів оснащених такими гільзами.

Ці випробування виконувалися в умовах 3-го Київського авторемонтного заводу відповідно до інструкції здавальних випробувань. Оцінка експлуатаційних властивостей гільз проводилася по лінійному зношуванню їхніх робочих поверхонь, зафіксованому на профілограмах за допомогою профілографа-профілометра “Talysurf-5”.

Розглянемо профілограми лінійного зношування робочих поверхонь двох гільз (рис. 7.31) після стендового випробування двигуна, одна із яких оброблена повновому (а), а інша по традиційному (б) техпроцесам.

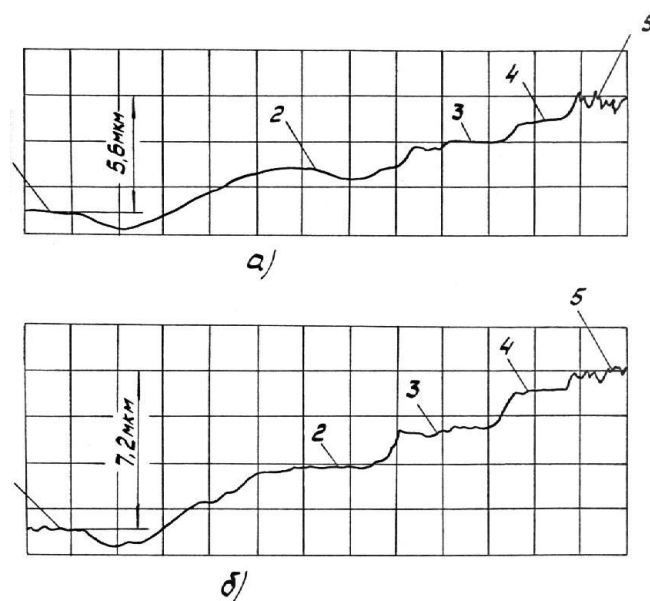


Рис. 7.31. Лінійне зношування робочої поверхні гільзи в зоні роботи компресійних кілець після 2-х годинної приробки: 1-5 місце зношування під відповідним кільцем поршня; а) – обробка по новому техпроцесу; б) – по існуючому

Виділені на профілограмах ділянки (1, 2, 3, 4) чітко відбивають картину зношування робочої поверхні гільзи після 2-х годинної приробки двигуна. Ділянка 1 характеризує роботу першого компресійного кільця, ділянка 4 - зношування, утворена в процесі роботи всього комплекту компресійних і маслоз'ємних кілець поршня, а ділянка 5 представляє неробочу поверхню внутрішньої порожнини гільзи, прийняту за базу відліку при вимірі величини зношування.

Порівняння зношування гільз, оброблених по новому техпроцесу і існуючому показало, що в першому випадку величина зношування гільз на максимально навантаженій ділянці на 25% нижче, ніж у другому. Більше того, значне зменшення ступеня перебудови шорсткуватого шару в процесі експлуатації дозволяє знизити час обкатки двигуна на стенді приблизно на 25%.

Ходові випробування спостережуваних двигунів проводилися в умовах 3-ї Київської автобази. Зношування гільз фіксувався через 50 тис. км пробігу автомобіля.

У табл. 7.5 представлені результати вимірів максимального зношування гільз, оброблених по існуючому і розробленому техпроцесам, які пройшли випробування на тому самому двигуні.

Зношування вимірялося за допомогою індикаторної головки IP5 на вісьмох рівномірно розташованих по колу ділянках робочої порожнини гільзи.

Як слідує з табл. 7.5, величина зношування гільз, оброблених по новому технологічному процесі приблизно на 25% нижче величини зношування гільз оброблених по існуючому техпроцесу.

Для наочності на рис. 7.32 показані профілограми робочих поверхонь гільз, оброблених по існуючому і розробленому техпроцесам. Ці дані підтверджують результати, наведені в табл. 7.5.

Аналіз даних наведених у табл. 7.5 і на рис. 7.32 показує, що максимальне зношування робочої поверхні гільз оброблених по новому технологічному процесі, після пробігу автомобілів 50 тис. км. не перевищує 0,06 мм, що значно менше глибини зміцненого шару матеріалу гільзи, отриманого в результаті її деформування. Тому варто очікувати подальшого збільшення різниці в

зносостійкості гільз оброблених по розробленому та існуючому техпроцесам, при подальшій експлуатації двигуна.

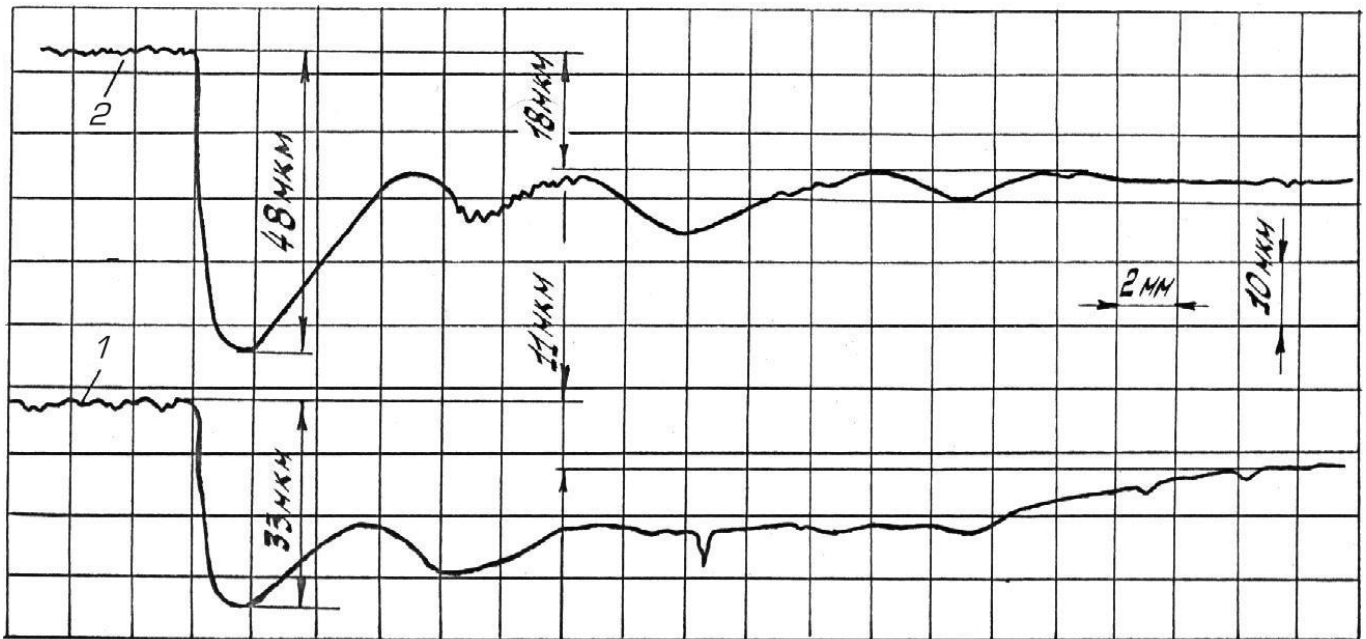


Рис. 7.32. Лінійне зношування робочої поверхні гільзи в зоні роботи компресійних кілець після пробігу 50 тис. км. 1 - обробка по новому техпроцесу; 2 - по існуючому

Ефективне використання деформуючого протягування у технологічному процесі обробки гільз із чавуну стало можливим завдяки рішення проблеми забезпечення їхньої геометричної точності. Оптимальним варіантом рішення цієї проблеми було використання схеми, що забезпечує усунення умов, що спотворюють осесиметричність деформації, а саме: виконання операцій по обробці гільзи за одну установку на прямому й зворотному ході інструмента, забезпечення осесиметричного знімання припуску ріжучим елементом, за рахунок базування його положення щодо осі гільзи двома групами деформуючих елементів, розташованих поперед ріжучого елемента й за ним.

У свою чергу наявність ріжучого елемента, розташованого співвісно з деформуючими, забезпечило стабільний натяг на наступні за ним деформуючі елементи, що дозволило мінімізувати геометричні похибки форми отвору.

7.3.4. Висновки

– на підставі виконаних досліджень розроблений технологічний процес обробки внутрішньої порожнини гільз і сірих чавунів з використанням комбінованого протягування;

– розробка цього технологічного процесу здійснювалася на основі розроблених шляхів технологічного керування параметрами точності стосовно до комбінованого протягування й полягає: у виборі раціональної схеми протягування (деформуюче-ріжучої-деформуючої), що виключає неспіввідповідність інструмента й деталі в процесі обробки; у виборі необхідної деформації з умови забезпечення необхідної точності отвору й ресурсу пластичності чавуну; використання зворотного ходу інструмента як робочого;

– використання розробленого технологічного процесу забезпечує одержання поверхні з поліпшеними механічними характеристиками й мікрорельєфом, що відповідає експлуатаційному, що приводить до зниження собівартості обробки гільзи майже в чотири рази.

7.4. Відновлення геометричної розмірної точності зношених поршневих пальців ДВС

На підставі проведених досліджень розроблений технологічний процес відновлення геометричної розмірної точності поршневих пальців ДВС, за рахунок роздачі внутрішнього отвору деформуючим елементом.

Розробка такого техпроцесу (рис 7.33) складалася з рішення двох основних задач:

- вибір режимів і схеми роздачі, геометрії інструмента;
- забезпечення характеристик якості відновлених пальців на рівні нових.

7.4.1. Вибір режимів роздачі й геометрії інструмента

Пластичне деформування зношеного поршневого пальця практично неможливо через наявність на його зовнішній поверхні крихкого мартенситного шару. Тому зношені пальці відпалюють, що відновлює вихідний стан матеріалу, і, отже, створює можливість їх пластичного деформування.

Вибір необхідної деформації пальця здійснювали з умови компенсації зношування пальця й забезпечення припуску під наступну механічну обробку. Експерименти по визначенню зв'язку деформації отвору пальця Σa з необхідним припуском зовнішньої поверхні пальця PP дозволили одержати наступну залежність:

$$\frac{0.07PP}{d_0} = \frac{0.033}{d_0} \Sigma a$$

Крім того, при виборі величини окружної деформації отвору пальця (натягу), враховували умови, що впливають на якість матеріалу пальця. Одним з таких факторів, згідно даних роботи [184, 218], є ресурс використаної пластичності.

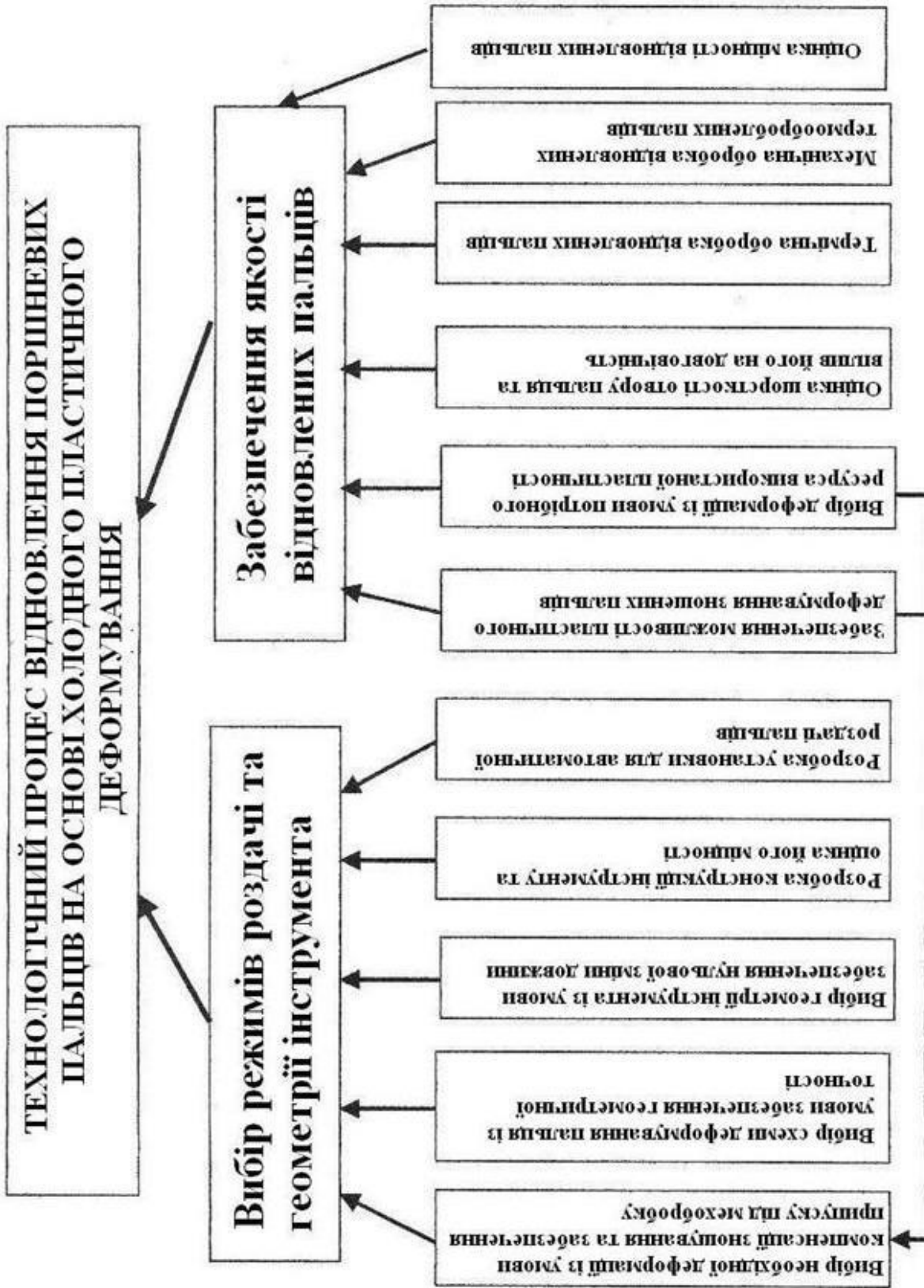


Рис. 7.33. Схема технологічного процесу відновлення поршневих пальців з використанням ДПР

Технологічний процес відновлення поршневих пальців включає операцію термообробки після операції деформуючого протягування.

Як показали дослідження [182, 184] для деталей, що піддаються в процесі експлуатації дії знакозмінних навантажень, значення ступеня ресурсу використаної пластичності на операціях попередній термообробці, не повинне перевищувати величини:

$$\Psi = [\Psi] = 0,33 \quad (7.3)$$

Більш того, при повторному відновленні поршневих пальців після операції роздачі необхідно передбачити додаткову цементацію робочої поверхні пальців. Згідно даним робіт [28, 70, 71] оптимальним з позиції мінімізації часу на протікання процесу цементації, а також для одержання після термообробки цементованої поверхні дрібнозернистої однорідної мартенситної структури без наявності залишкового аустеніту є значення попередньої пластичної деформації Ψ , що перебуває в межах:

$$\Psi_{\max} \leq [\psi], \quad (7.4)$$

де $[\Psi] = 0,2 \div 0,25$.

Отже, визначену з умови забезпечення необхідного технологічного припуску величину роздачі пальця, необхідно перевірити виходячи з умови (7.4).

Як показано в роботах [184, 218], на зовнішній поверхні заготовок із кінцевою товщиною стінки ($D/d_0 \leq 2,5$) реалізується жорстка схема напруженого стану, що наближається до схеми двохосьового розтягнення. За таких умов іде інтенсивне збільшення ресурсу використаної пластичності навіть при невеликих значеннях накопиченої окружної деформації [56]. Для відновлюваних пальців відношення $D/d_0 = 1,7$, тому необхідно перевірити якість відновлюваного пальця по параметрі Ψ для його зовнішньої поверхні.

Ресурс використаної пластичності при двухциклового деформуванні пальця на його зовнішній поверхні, згідно даним роботи [218] розраховується по формулі:

$$\Psi = \frac{-1 + \sqrt{1 + 4[n\bar{z} + (1 + 2\theta)(n\bar{z})^2]}}{2}, \quad (7.5)$$

де параметр $\bar{z} = \frac{\bar{e}_0^n}{e_{np}(2)}$. (7.6)

Тут e_0^n – приведена до зовнішній поверхні деформація, що визначається як:

$$\bar{e}_0^n = \frac{a/d_0}{1 + 0,5\left(\frac{D_0}{d_0} - 1\right)}. \quad (7.7)$$

Величина граничної деформації при рівномірному двохосьовому розтягненні:

$$e_{np}(+2) = 0,0065 \delta_p, \quad (7.8)$$

де δ_p – відносне подовження зразка при стандартних випробуваннях на розрив; для матеріалу пальців – сталі 12ХН3А згідно з даними табл. 2.1 (розділ 2) $\delta_p = 36\%$.

Оскільки в роботах [184, 212, 218] немає даних про можливість екстраполяції діаграми пластичності для сталі 12ХН3А від $\eta = +1$ до $\eta = +2$, то за методикою, описаною в розділі 2, проводилася експериментальна перевірка таких розрахунків.

По рекомендаціях [27, 123] і наведеним у роботі [212] даним, будувалася діаграма пластичності для сталі 12ХН3А (рис. 7.34). Значення деформації при $\eta = +2$ визначалося за методикою, наведеною в розділі 2.

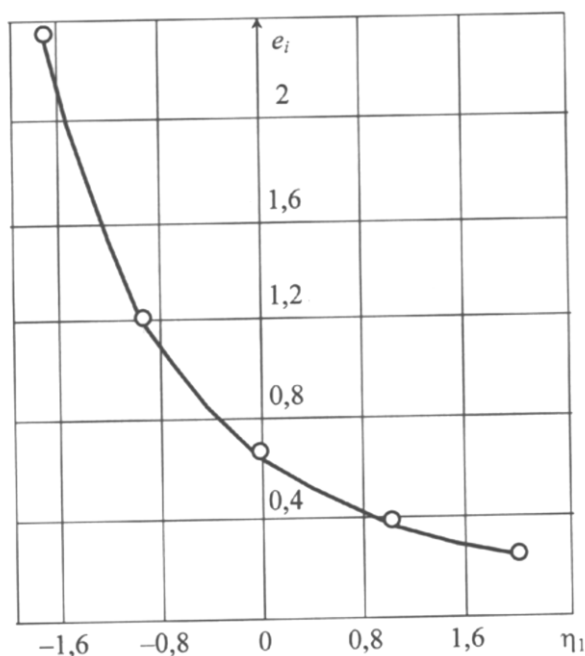


Рис. 7.34 Діаграма пластичності сталі 12ХН3А

Обчислення деформації за цією методикою при руйнуванні пластин в умовах двохосьового розтягнення дозволило встановити, що гранична деформація при рівномірному двохосьовому розтягненні для сталі 12ХН3А $e_{np}(+2) = 0,23$. Це

значення практично збігається з наведеним вище значенням e_{np} , отриманим за допомогою екстраполяції діаграми пластичності відповідно до виразу (7.8); n – кількість циклів деформування у формулі 7.5. У нашому випадку $n = 2$.

Коефіцієнт θ , що залежить від натягу й товстостінності заготовки, визначається за рекомендацією [218] по залежності:

$$\theta = -1,8 \bar{a} - 0,17 \bar{t}_0 + 0,38. \quad (7.9)$$

Розрахунки, виконані по виразах (7.5) і (7.9) для реальних умов роздачі пальців А-01; D-37; 10D100, виготовлених зі сталі 12ХНЗА, показали, що ресурс використаної пластичності на зовнішній поверхні пальця при виконанні його роздачі перебуває в межах $\Psi = 0,2 \div 0,21$. Це забезпечує нормальні умови для термохімічної обробки деформованих пальців, що в подальшому дозволяє досягти необхідної якості відновлених пальців.

Ступінь товстостінності пальця D-37 дорівнює: $\bar{t}_0 = 2,05$. Тому НДС поверхневого шару отвору пальця наближається до схеми НДС заготовки з нескінченною товщиною стінки [9].

Отже, відповідно до рекомендацій роботи [215], необхідно перевірити ступінь використання ресурсу пластичності й на внутрішній поверхні пальця, де має місце інтенсивне локальне пластичне деформування.

Розрахунок виконувався по залежності, запропонованої авторами роботи [78]:

$$\Psi = \frac{\Delta e_0^{\max}}{3e_{np}(-1,73)}, \quad (7.10)$$

де $e_{np}(-1,73)$ – пластичність при стисненні в умовах плоскої деформації, тобто при $\eta = -1,73$.

За даними експериментів по стисненню зразків, виконаних за методикою [212], $e_{np}(-1,73)$ для сталі 12ХНЗА дорівнює 2,34.

Для розрахунку ресурсу пластичності по залежності (7.10) необхідно знати величину накопиченої деформації Δe_0^{\max} за 1 цикл обробки в розглянутій внутрішній поверхні пальця.

У роботі [78] показано, що при використанні для роздачі деформуючого елемента з кутом $\alpha = 5^\circ$, величина $\Delta e_0^{\max} = 0,25$, а при куті $\alpha = 10^\circ$ – $\Delta e_0^{\max} = 0,39$.

Застосуємо лінійну апроксимацію цих значень і в результаті отримуємо залежність граничної деформації за цикл обробки від кута α :

$$\Delta e_0^{\max} = 0,03\alpha + 0,1. \quad (7.11)$$

Експерименти показали, що з позицій мінімізації похибок, забезпечення незмінності довжини пальця при його роздачі оптимальним являється кут $\alpha = 2^\circ$. Використовуючи вираз (7.11) одержуємо значення накопиченої деформації на внутрішній поверхні пальця $\Delta e_0^{\max} = 0,16$.

Це значення використовувалося для розрахунку ресурсу використаної пластичності за один цикл деформування, згідно виразу (7.10). Тоді за один цикл деформування $\Delta\Psi = \frac{0,16}{3 \cdot 2,34} = 0,024$.

Оскільки роздача пальців здійснюється за два цикли деформування, одержимо, що повний ресурс використаної пластичності в обробленому за 2 цикли поверхневому шарі отвору $\Psi = 2\Delta\Psi \approx 0,05$. Ця величина не перевищує граничної величини Ψ . Отже, якість обробки поверхневого шару отвору пальця по параметру ресурсу використаної пластичності забезпечується.

Після визначення необхідної деформації здійснювали вибір схеми деформування. Схему деформування вибираємо з умови забезпечення геометричної точності зовнішньої поверхні пальця, що визначає величину й рівномірність припуску під наступну обробку. З огляду на форму й конструктивні особливості пальця, наявність фасок довжиною до 3 мм у пальця А-01 і 14 мм – палець 10D100, а також дотримуючись рекомендацій, наведених у розділі 6, вибираємо схему по якій деформація здійснюється двома елементами зі зміною опорного торця після першого проходу. Необхідною умовою при використанні цієї схеми є постійність осьової сили Q на кожному проході. Досягається це згідно методики наведеної в розділі 6.2.5, по якій загальна деформація ε здійснюється двома деформуючими елементами з натягами a_1 і a_2 .

$$\varepsilon = a_1 + a_2.$$

Відповідно до залежності 6.21:

$$a_1 = \frac{\beta}{1+\beta} \varepsilon, \text{ а } a_2 = \frac{\varepsilon}{1+\beta}, \text{ де } \beta = \left(\frac{\sigma_r}{\sigma_{пл}} \right)^{\frac{1}{m+r}},$$

де $\sigma_{пл}$ – межа текучості зміцненого після I циклу матеріалу, визначена по кривій течії зразка із оброблюваного матеріалу і відповідної сумарної деформації пальця e_{cp} по середньому діаметру:

$$e_{cp} = \frac{d+t}{d_0+t_0} - 1.$$

Показники m і r , значення яких наведені в роботі [154], враховують вплив натягу на силу протягування.

Розрахункові значення натягів a_1 і a_2 а також сумарне їхнє значення ε для різних марок пальців, наведені в таблиці 7.6.

Таблиця 7.6

Значення натягів і кутів α необхідних для відновлення різних марок пальців

№	Марка відновлюваного пальця ДВС	a_1 , мм	a_2 , мм	$\varepsilon = a_1 + a_2$ мм	Кут α , град
1.	Д37	0,42	0,40	0,82	2°30'
2.	Д240	0,44	0,42	0,86	2°30'
3.	А01	0,47	0,43	0,9	2°30'
4.	10Д100	0,75	0,7	1,45	2°30'

Як показали результати експериментів (рис. 7.35) обрана схема, а також розраховані натяги (див. табл. 7.6) забезпечили необхідну точність робочої поверхні пальця, а отже необхідний мінімально необхідний припуск під наступну обробку.

Вибір геометрії інструмента робимо з умови збереження вихідної довжини пальця. Тобто необхідно реалізувати розглянутий у розділі 4 випадок роздачі при відсутності осьових деформацій. Як зазначено в розділі 4 найбільш просто це здійснити вибором кута α по залежності (4.13):

$$\alpha = \frac{0.35 + 34.8a/d_0}{t_0/d_0}.$$

Значення кутів α , для різних марок пальців, розрахованих по залежності 4.13, наведені в табл. 7.6.

Як показали результати експериментів, наведені в табл. 7.7 і на рис. 7.35, використання обраних схем роздачі, натягів і геометрії інструмента, дозволило забезпечити необхідний припуск під наступну механічну обробку, а також незмінність довжини деталі після роздачі.

Таблиця 7.7

Значення припусків по довжині пальця під наступну мехобробку та довжина пальця після його роздачі

№	Марка відновлюваного пальця ДВС	Припуск – Δ , мм			L, мм
		I торець	середина	II торець	
5.	Д37	0,19	0,2	0,19	89 _{-0,1}
6.	Д240	0,2	0,21	0,2	102 _{-0,1}
7.	А01	0,21	0,22	0,21	110 _{-0,1}
8.	10Д100	0,24	0,26	0,24	182 _{-0,1}

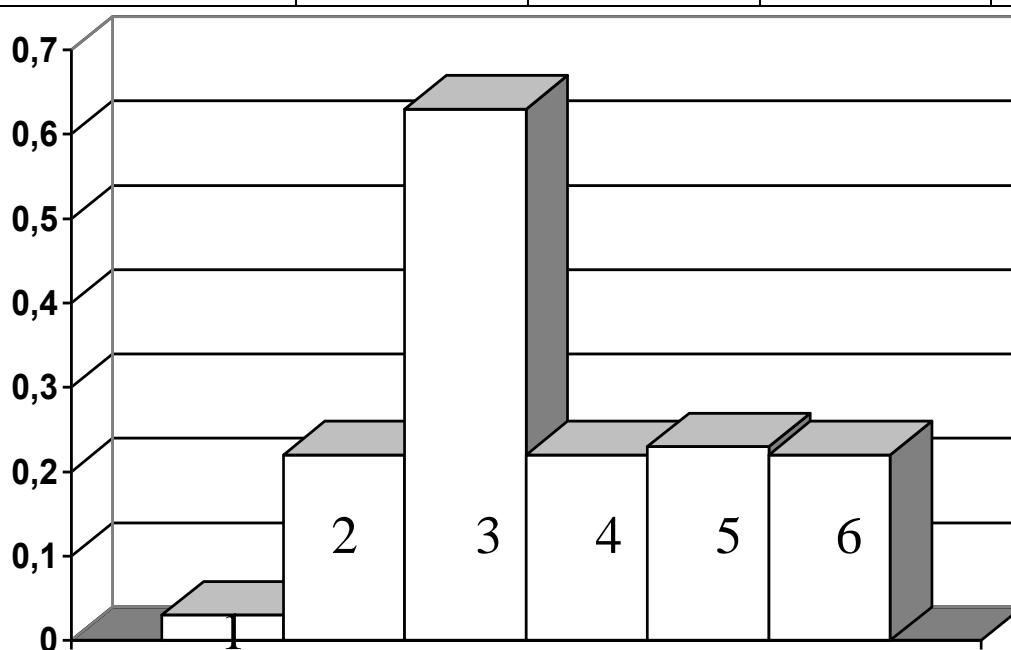


Рис. 7.35. Гістограма зміни припуску по довжині пальця А01 при обробці партії пальців у виробничих умовах у кількості 100 шт.: 1, 3, 4, 6 - значення припуску на крайових ділянках обробленого пальця; 2, 5 - значення припуску посередині обробленого пальця; 1, 2, 3 - обробка пальця за схемою стиснення; 4, 5, 6 - обробка пальця за схемою зі зміною опорного торця

Шорсткість поверхні після ДПР є важливою характеристикою якості обробленої поверхні й у сукупності із залишковими напругами, зміцненням, ресурсом використаної пластичності відповідальна за втомну міцність і довговічність деталей.

Відомо [52, 104, 208], що ДПР забезпечує сприятливий стосовно зносостійкості й втомній міцності мікрорельєф і форму шорсткості. На обробленій поверхні відсутні гострі виступи й западини, надрізи й тріщини. Так як при роботі пальців максимальні розтягуючі напруження, виникають на внутрішній поверхні, то стан її поверхневого шару істотно впливає на довговічність пальця [52, 153, 182].

Вихідна шорсткість отвору пальця, обробленого різанням, відповідає грубому розточенню ($Rz = 40 \div 80$ мкм). Розкид значень шорсткості значний, що обумовлено низькою стійкістю різального інструменту в умовах масового виробництва. На поверхні отвору є вириви, глибокі западини. ДПР значно знижує шорсткість обробленої поверхні. Зниження залежить від числа деформуючих елементів, протягнутих через отвір. Попередній розрахунок висотного параметра Ra після протягування двох елементів здійснювали за методикою [91] оснований на функціональному зв'язку параметра Ra із сумарним контактним тиском, накопиченим на всіх стадіях деформування. Шуканий параметр Ra залежить від вихідної шорсткості й тому розраховувався по залежності (7.12):

$$\frac{Ra}{Ra_{\text{исх}}} = \frac{0,0081 HB^{0.87}}{10 HB^{\frac{17,7}{0,93} \Sigma q}} \quad (7.12)$$

Сумарний контактний тиск, до якого справедлива залежність (7.12), визначається виходячи із запропонованого в роботі [91] співвідношення (7.13):

$$\Sigma q = 0,0515 (HB - 20). \quad (7.13)$$

Значення контактного тиску на кожному із циклів деформування розраховується виходячи з відомої залежності:

$$q = \frac{Q \cos \eta}{\pi dl_2 \sin(\alpha + \eta)} \quad (7.14)$$

Вхідні в залежність (7.14) значення l_2 , Q , η визначаються по розробленій моделі осередку деформації. Розрахунки по залежності (7.12) показали співпадання з експериментальними результатами, наведеними на рис. 7.36.

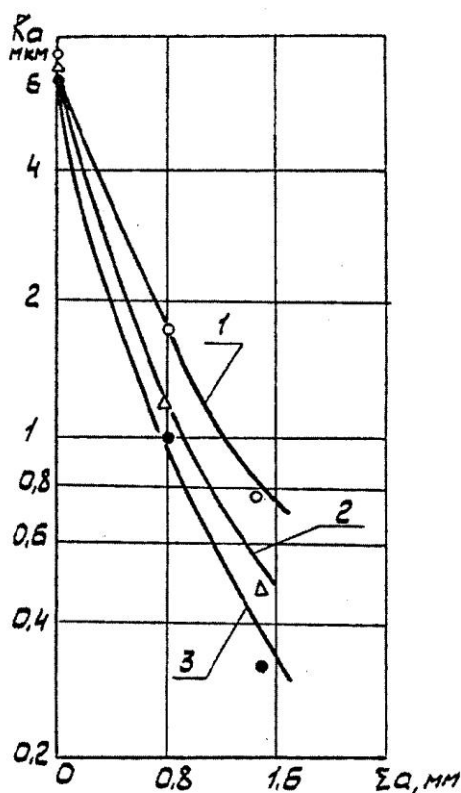


Рис. 7.36. Залежність параметра Ra обробленої поверхні отвору пальця від сумарного натягу при обробці деформуючими елементами з кутом α : 1 – 2° ; 2 – 6° ; 3 – 8°

Зниження шорсткості отвору після ДПР ($Ra = 0,7\text{--}0,9$ мкм рис. 7.36), а також отримання сприятливого стосовно втомної міцності, мікрорельєфу поверхневого шару отвору [52] дозволяє, згідно даним робіт [107, 173, 182, 197], за рахунок зміни коефіцієнта якості поверхні ϵ_n , збільшити втомну міцність пальця, відновленого з використанням ДПР на 20% у порівнянні з новими пальцями, технологія виготовлення яких не включає деформуюче протягування.

7.4.2. Розробка конструкції установки для роздачі отвору в поршневому пальці у виробничих умовах

Технічні вимоги до створюваної установки враховують необхідність створення автоматизованого устаткування, номенклатуру й розміри оброблюваних пальців, а також рекомендації, наведені в розділі 6, по вибору схеми деформування та режимів протягування, а також геометрії інструмента.

Існуючі технічні рішення відомих установок [185, 209, 210] не забезпечують реалізації наведених технічних вимог.

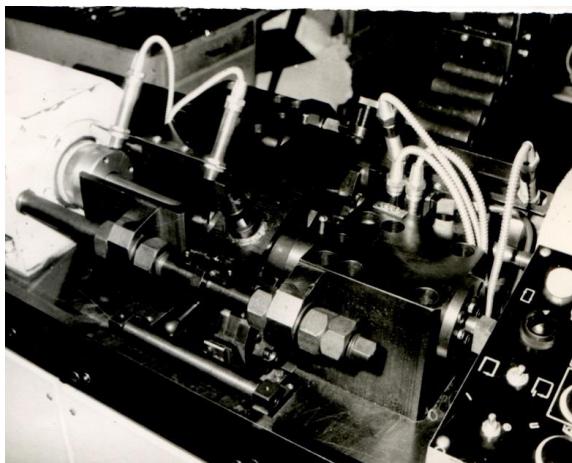
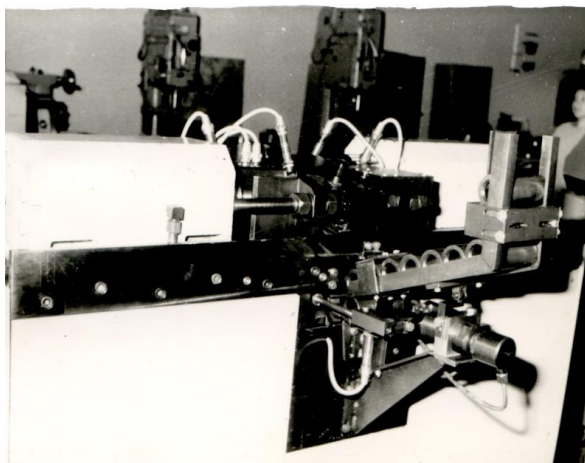
ТЕХНІЧНІ ВИМОГИ

1.	Тип роботи	автоматичний
2.	Продуктивність пальців/годину	250
3.	Максимальне зусилля робочого циліндра, кН	100
4.	Схема роздачі	У два цикли деформування зі зміною опорного торця.
5.	Хід поршня робочого циліндра, мм	150
6.	Діапазон розмірів відновлюваних пальців, мм	$D = 25 \div 50$ $L = 70 \div 110$

Тому для обробки пальців ДПР в умовах крупносерійного і масового виробництв в ІНМ розроблена, виготовлена й впроваджена у виробництво принципово нова конструкція установки для роздачі пальців [79, 101] в автоматичному режимі (рис. 7.37, а).

Установка (рис. 7.38) складається з основи 1, механізму подачі заготовки в зону обробки, виконаного у вигляді ротора 2. По обох сторонах від торців ротора паралельно його осі розташовані прошивки 3 і 4, розміри й геометрія яких вибиралася відповідно до рекомендацій розділу 6 та розмірів оброблюваних пальців. Прошивки 3 і 4 жорстко пов'язані із приводами 5 і 6, виконаними у вигляді гідроциліндрів, встановлених на основі 1. Також на основі 1 співвісно прошивкам закріплені опори 7, 8, 9 і 10. Вони мають отвори для переміщення інструмента та базові поверхні 11 і 12, 13 і 14 для базування опорних торців пальців.

а)



б)

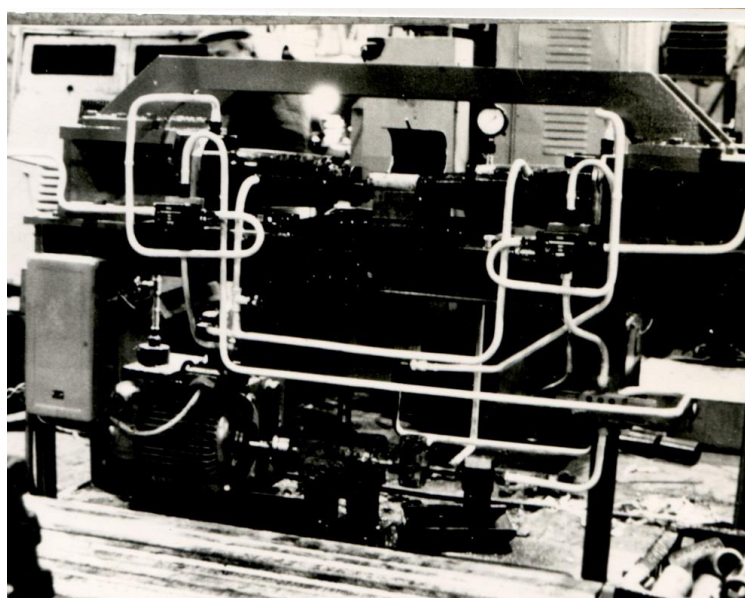


Рис. 7.37. Обробка поршневих пальців у виробничих умовах:

а) пальці А01, Д37; б) пальці 10Д100

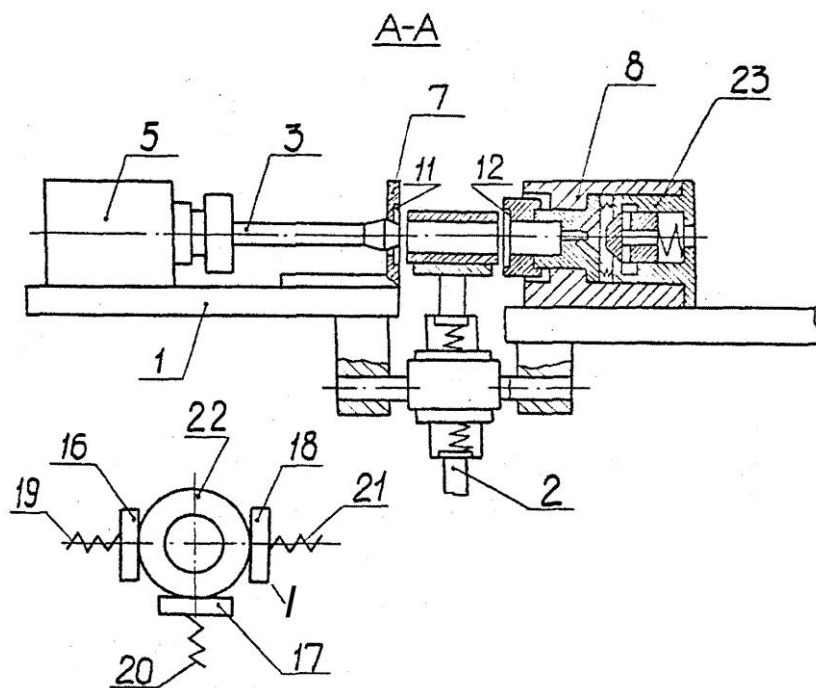
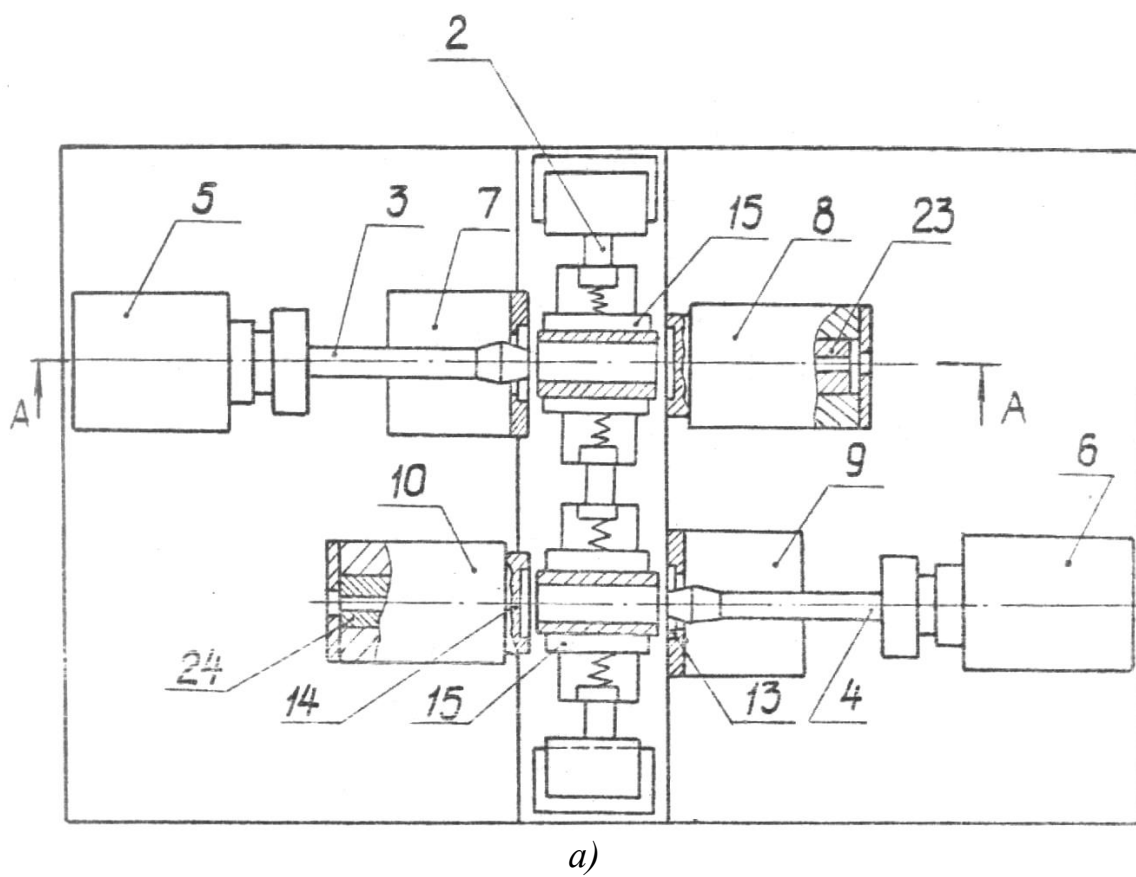


Рис. 7.38. Установка для роздачі пальців: а – вид зверху; б – вид А-А. І – центруюча призма

Базові поверхні 12 і 14 опор 8 і 10, виконані з можливістю фіксованого осьового переміщення й пов'язані з механізмом подачі змащення в зону обробки.

На зовнішній поверхні ротора розташовані центруючі призми 15. Вони складаються із трьох пластин 16, 17 і 18, що мають піддатливість у радіальному напрямку, забезпечуваний пружинами 19, 20 і 21. Пластини 16 і 17 рівновіддалені від осі інструмента на відстань рівну номінальному радіусу пальця 22. Пластина 18 віддалена від осі інструмента на відстань рівну мінімальному радіусу пальця. Жорсткість пружини 13 і 20 однакова й більше жорсткості пружини 21.

Конструкція установки має переваги перед відомими конструкціями [185, 209, 210] по наступних міркуваннях. Виконання механізму подачі заготовок у вигляді ротора забезпечує подачу пальців для одночасної обробки на двох робочих позиціях. Прошивки на цих позиціях розташовані по обох сторонах ротора зустрічно один одному. У результаті цього реалізується умова по зменшенню похибок зовнішньої поверхні заготовки, приведена в розділі 6 (рис. 6.35).

Наявність центруючих призм, з піддатливістю в радіальному напрямку, які утворюють із опорами вузол базування, дозволяє здійснити надійне базування заготовки не тільки на початку деформування, а і протягом всього процесу роздачі. Це підвищує надійність роботи інструмента, тому що знижує ймовірність його поломки, у результаті додаткового радіального навантаження, викликаного можливою неспіввісністю інструмента із заготовкою.

Виконання базових поверхонь для торців заготовки з можливістю фіксованого осьового переміщення і одночасну взаємодію їх з механізмом подачі змащення, забезпечує надійну подачу змащення в зону деформування слідуючим чином.

У початковий період деформування робочий конус інструмента входить в оброблюваний отвір. Виникаюче при цьому осьове зусилля переміщає заготовку разом із прошивкою і опорою на фіксовану відстань, після чого включається механізм подачі змащення. Змащення подається безпосередньо в отвір заготовки з боку опорного торця. Робочий конус інструмента в цей момент перебуває в заготовці та перешкоджає витіканню змащення і вона ефективно змащує оброблювану поверхню, надійно потрапляючи в зону обробки інструмента з

виробом. Це поліпшує якість обробки, підвищує довговічність інструмента й надійність роботи установки.

Працює установка в такий спосіб. При включенні робочого циклу заготовка 22 попадає в призму 15, розташовану на зовнішній поверхні ротора 2. Ротор повертається й заготовка переміщається в зону обробки, установлюючись співвісно із прошивкою 3. Торець пальця встановлюється на базовій поверхні 12 опори 8. Одночасно до місця завантаження підходить наступна призма, у яку попадає інший палець.

Далі прошивка 3 за допомогою приводу 5 переміщається в напрямку заготовки. При вході робочого конуса прошивки 3 в отвір заготовки виникає осьова сила, що переміщає базову поверхню 12 на деяку фіксовану величину, необхідну для включення механізму подачі змащення 23. У результаті цього необхідна кількість змащення впорскується в отвір заготовки, змазуючи оброблювану поверхню. При роздачі заготовки пластини 16, 17 і 18 призми 15 розсовуються на необхідну величину. Після обробки заготовки 22 інструмент 3 за допомогою приводу 5 через оброблений отвір повертається на вихідну позицію. При його поверненні, заготовка базується своїм торцем на базовій поверхні 11 опори 7. Після повернення інструмента 3 у вихідне положення, ротор 2 повертається і палець переміщається в зону обробки інструмента 4.

Одночасно наступний палець подається в зону обробки інструментом 3, а в призму 15 подається нова заготовка. При обробці прошивкою 4 здійснюють відсутню частину деформації, що, як встановлено в розділі 6, вибирається з умови рівності сил за перший і другий цикл обробки. У цьому випадку заготовка базується торцем, що був вхідним на попередньому циклі обробки, розташовуючись на базовій поверхні 14 опори 10. Після початку деформування заготовки включається механізм подачі змащення 24, і отвір оброблюваної заготовки змазується. Після закінчення обробки прошивка 4 приводом 6 через оброблений отвір повертається у вихідне положення. При поверненні інструмента заготовка базується своїм торцем на базовій поверхні 13 опори 9.

Паралельно з обробкою пальця прошивкою 4 відбувається обробка іншого пальця прошивкою 3.

Далі, оброблена інструментом 4 заготовка подається барабаном 2 на вивантаження в збірник, а заготовка, оброблена прошивкою 3, – у зону обробки прошивкою 4, нова заготовка подається в зону обробки прошивкою 3, а в центруючу призму 15 завантажується наступна заготовка, і цикл повторюється.

Робочий рух інструмента, поворот і фіксація ротора, завантаження деталі, подача змащення здійснюється гідравлічним приводом від гідростанції, розробленої для даної установки в ІНМ.

Для роздачі отвору в пальцях тепловозних двигунів розроблена установка [22], що успішно працює на тепловозремонтному заводі в м. Дніпропетровську (рис. 7.37, б).

7.4.3. Термічна обробка пальців і металографічні дослідження

Відновлення геометричної точності зношених поршневих пальців з використанням операції ДПР вимагає певної уваги до інших операцій цього технологічного процесу. Як правило, відновлюються пальці, що пройшли зміцнюючу термічну обробку.

Тому, як показано в розділі 7.4.1, перед деформуванням пальця необхідно виконати відпал, що дозволить відновити вихідний стан його матеріалу і тим самим забезпечити необхідний ресурс пластичності для операції ДПР. Після деформуючого протягування необхідна міцність і зносостійкість пальця досягається послідуною термічною обробкою.

Термічна обробка при цьому ідентична термообробці, виконуваної згідно технологічних режимів, використовуваних при виготовленні нових пальців. Однак є випадки, коли необхідне коректування технологічних режимів. Так, наприклад, при відновленні пальців із цементуємих сталей (20Х, 12ХНЗА та ін.) цементований шар частково втрачає цементацію при відпалі, а також видаляється при остаточній механічній обробці. Якщо глибина цементованого шару відповідає технічним

вимогам до поршневого пальця, то палець після роздачі можна термічно обробляти, якщо не відповідає, то необхідно зробити додаткову цементацію. Однак, з огляду на той факт, що частина цементованого шару на поверхні пальця залишається, час цементації необхідно зменшити.

Режими термічної обробки пальців зі сталі 12ХНЗА перший раз поступаючих на відновлення наступні:

1. Загартування при $t = 760\text{--}780^\circ\text{C}$, витримка при температурі 20–25 хв, охолоджувальне середовище масло.

2. Відпуск при $t = 150\text{--}200^\circ\text{C}$, витримка при температурі 1,5–2 години, охолодження на повітрі.

3. При повторному відновленні таких пальців режим термообробки наступний.

Цементация при $t = 920\text{--}930^\circ\text{C}$ протягом 4 годин;

Загартування I – нагрівання й витримка при $t = 860\text{--}880^\circ\text{C}$, протягом 30–40 хв і наступне охолодження в маслі;

Високий відпуск-нагрівання до $t = 650\text{--}680^\circ\text{C}$, витримка 2–3 години, охолодження на повітрі;

Загартування II – нагрівання до $t = 760\text{--}780^\circ\text{C}$, витримка на 20–25 хв, охолодження в маслі;

Відпустка-Нагрівання до $t = 180\text{--}200^\circ\text{C}$, витримка 1,5–2 години, охолодження на повітрі.

Частина поршневих пальців дизелів тепловозів 10Д100 виготовляються зі сталі 55ПП. Ці поршневі пальці відразу після роздачі піддаються термообробці по режимах, розробленим на ливарно-механічному заводі м. Любліно.

1. Об'ємне загартування при $t = 820\text{--}840^\circ\text{C}$, витримка 30–40 хв, охолодження в маслі;

2. Високий відпуск-нагрівання до $t = 490\text{--}510^\circ\text{C}$, витримка протягом 2 годин, охолодження на повітрі;

3. Загартування зовнішньої поверхні пальця шляхом нагріванням на ТВЧ і охолодженням водою;

4. Відпуск-нагрівання до $t = 180\text{--}200^\circ\text{C}$, витримка 1,5–2 години, охолодження на повітрі.

Для оцінки якості структури матеріалу відновлених пальців виконувалися дослідження зразків зі сталі 12ХН3А, взятих з відновлених поршневих пальців дизелів Д37, Д240, А01, 10Д100, а також зразків зі сталі 55ПП взятих з відновлених поршневих пальців дизелів 10Д100. Для порівняння розглядалися шліфи з нових пальців дизелів зазначених модифікацій.

Розглянемо зразок матеріалу поршневого пальця зі сталі 12ХН3А перед відновленням. У вихідному стані пальця добре видно цементований шар зі структурою мілкодисперсного відпущеного мартенситу (рис.7.39, а) і серцевину зі структурою маловуглецевого мартенситу (рис. 7.39, б). Глибина цементованого шару 1,2-1,3 мм. Твердість зовнішньої поверхні HRC 58...62, серцевини HRC 25...30.

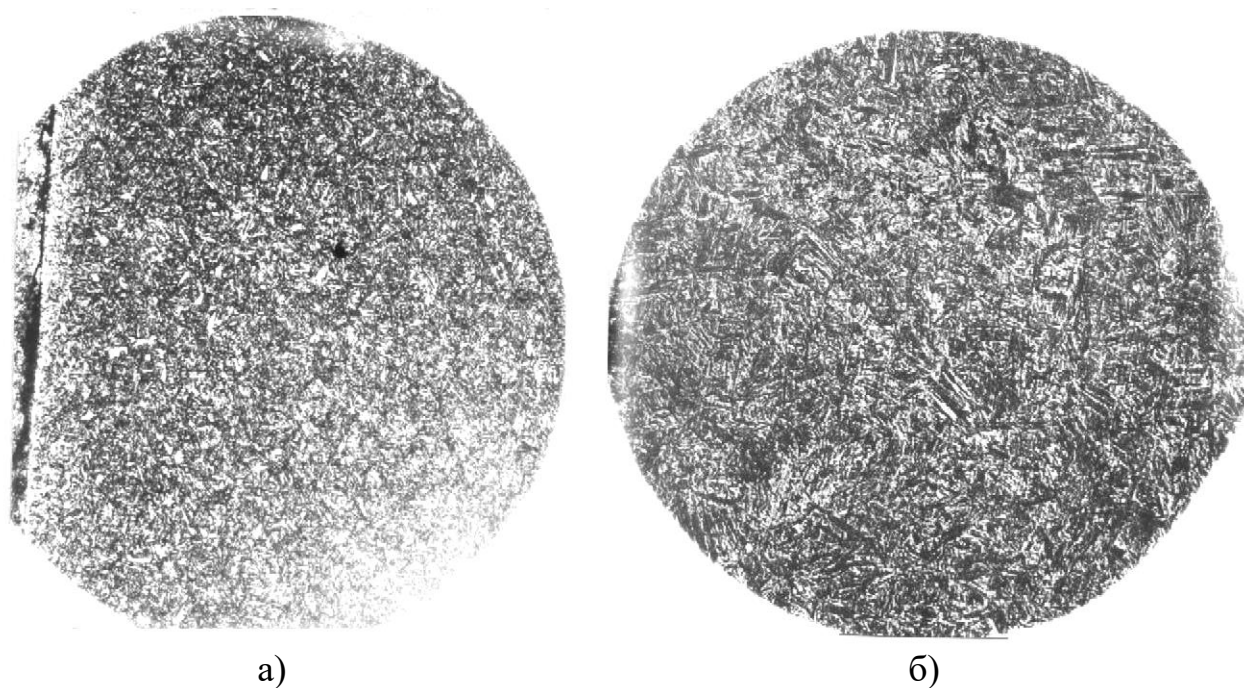


Рис. 7.39. Мікроструктура нового пальця зі сталі 12ХН3А: а) цементований шар; б) серцевина

Після відпалу серцевина й цементований шар мають структуру пластинчастого перліту (рис. 7.40, *а*). При пластичному деформуванні пальця спостерігається інтенсивне дроблення зерен, у результаті чого сталь здобуває структуру, наведену на (рис. 7.40, *б*). Після відпалу й деформуючого протягування глибина цементованого шару 1,0-1,1 мм, що забезпечить наявність після термообробки і шліфування мінімально допустиму глибину загартованого цементованого шару - 0,8 мм.

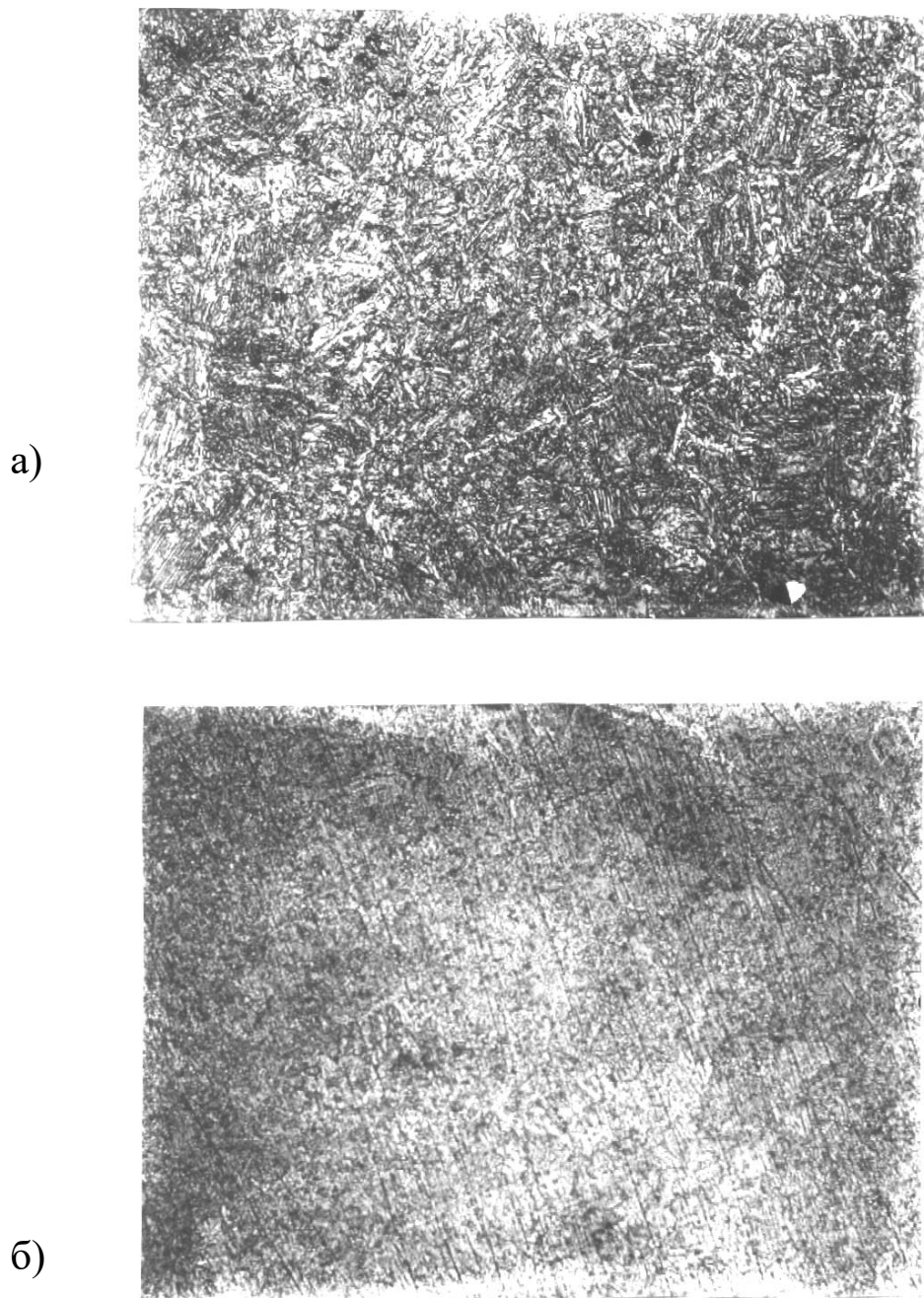


Рис. 7.40. Мікроструктура пальця зі сталі 12ХН3А: а) після відпалу; б) після відпалу й деформуючого протягування

Тому, пальці, відновлювані перший раз, після роздачі не цементуються й піддаються загартуванню по вищенаведених режимах.

Мікроструктура цементованого шару відновленого пальця після термообробки – мілкоголчатий відпущений мартенсит (рис. 7.41, *а*). Структура нижчележачих шарів – маловуглецевий мартенсит (рис. 7.41, *б*).

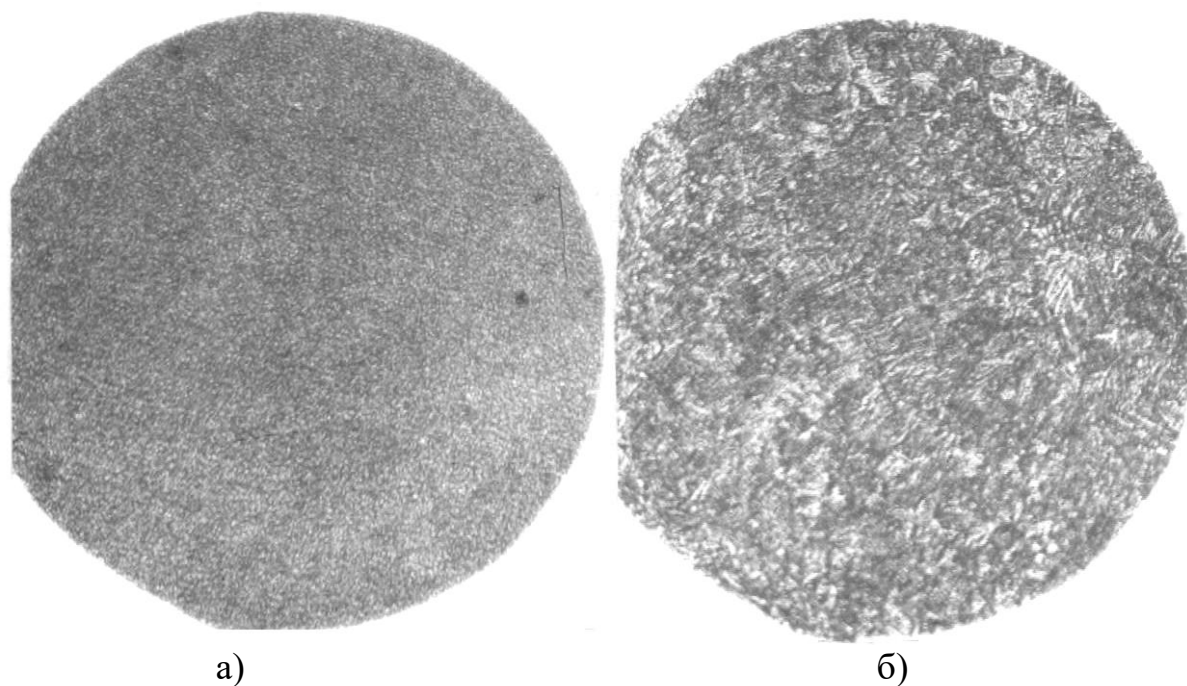


Рис. 7.41. Мікроструктура пальця зі сталі 12ХН3А, відновленого з використанням деформуючого протягування: а) цементований шар; б) серцевина

Розмір зерна менше ніж у нових пальцях, технологія виготовлення яких не включає попередньої пластичної деформації. Слід зазначити, що одержання такої структури підтверджує правильність вибору деформації, яка забезпечує ресурс використаної пластичності згідно виразу (7.4). Дрібнозерниста структура, як зазначено в роботі [197], створює передумови для збільшення втомної міцності пальців, відновлених з використанням операції ДПР.

Отримані результати по вивченню структури відновлених пальців порівнювалися зі структурою пальців, відновлених методом гідротермічної роздачі.

Як показали дослідження, гідротермічна роздача у зв'язку з жорсткими умовами охолодження сталі 12ХН3А (вода), може приводити до появи тріщин у цементованому шарі (рис. 7.42).

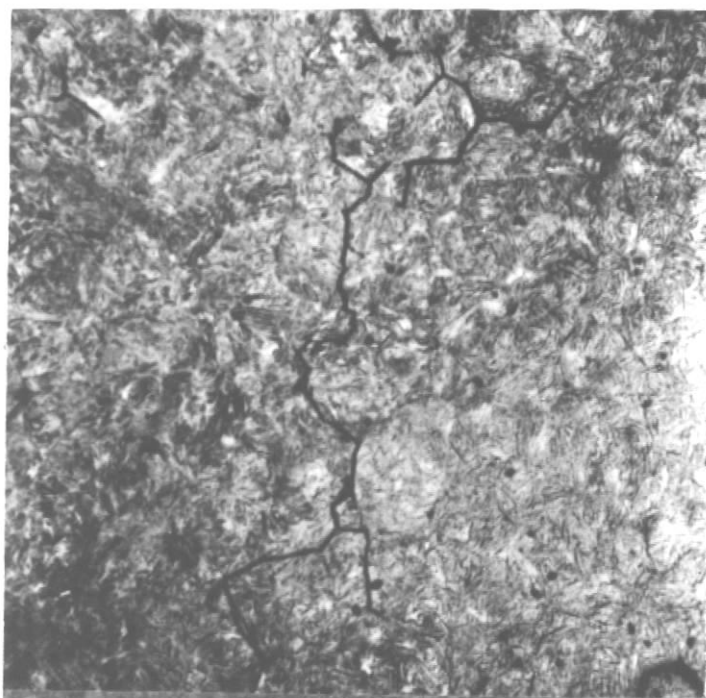
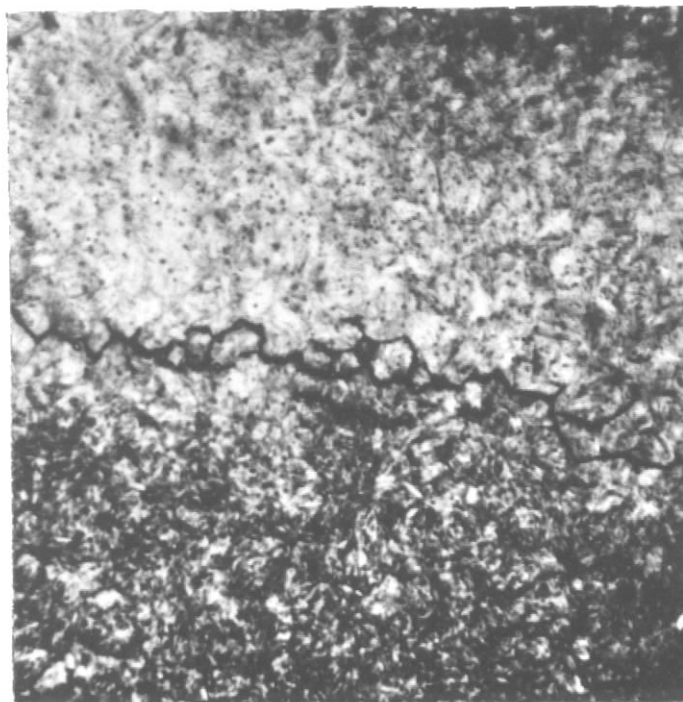


Рис. 7.42. Мікроструктура цементованого шару поршневого пальця, відновленого термопластичною роздачею

На рис. 7.43 представлена мікроструктура пальця, відновленого гідротермічною роздачею, у якому мікротріщини відсутні.

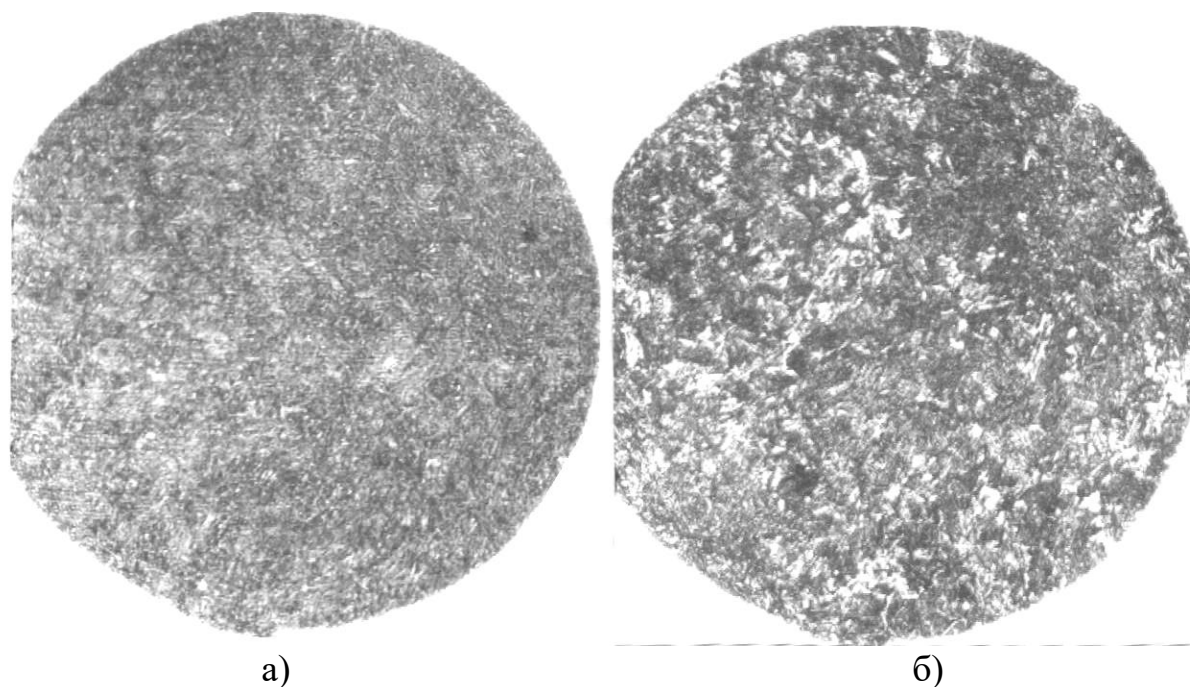


Рис. 7.43. Мікроструктура пальця зі сталі 12ХН3А, відновленого з використанням гідротермічної роздачі: а) цементований шар; б) серцевина

Мікроструктура цементованого шару, відновленого таким способом пальця, складається з мілкодисперсного мартенситу, характерного для звичайного загартування цієї сталі в маслі. Після гідротермічної роздачі серцевина пальця за структурою нагадує перліт. Очевидно, нагрівання для серцевини пальця не досягає точки AC_3 (діаграми залізо-вуглець) і загартування йде в інтервалі $AC_1 - AC_3$.

Точка AC_3 для насиченої вуглецем цементованої зони лежить нижче чим для мало вуглецевої. Тому тут нагрівання достатнє для повного загартування. Незважаючи на те, що структура цементованого шару цих пальців аналогічна структурі пальців, оброблених за традиційною технологією, товщина цементованого шару - 0,5 мм, що не відповідає технічним вимогам до пальців. Крім того, некероване й нерівномірне по довжині деталі збільшення зовнішнього діаметра веде до необхідності зняття значних припусків при шліфуванні зовнішньої поверхні пальців. У результаті навіть у межах одного виробу можуть спостерігатися місця з малою величиною або повною відсутністю цементованого

шару. Це приводить до небажаного явища «плямистої» цементації, що викликає збільшене зношування робочої поверхні пальців [49].

Відсутність стабілізуючого відпуску після гідротермічної роздачі, приводить до наявності в таких пальцях термічних залишкових напруг. Останні можуть викликати появу тріщин, або релаксуватись у процесі роботи пальця під впливом знакозмінних циклічних навантажень. Це викликає втрату робочого розміру пальця. Цей випадок показаний на рис. 7.44.

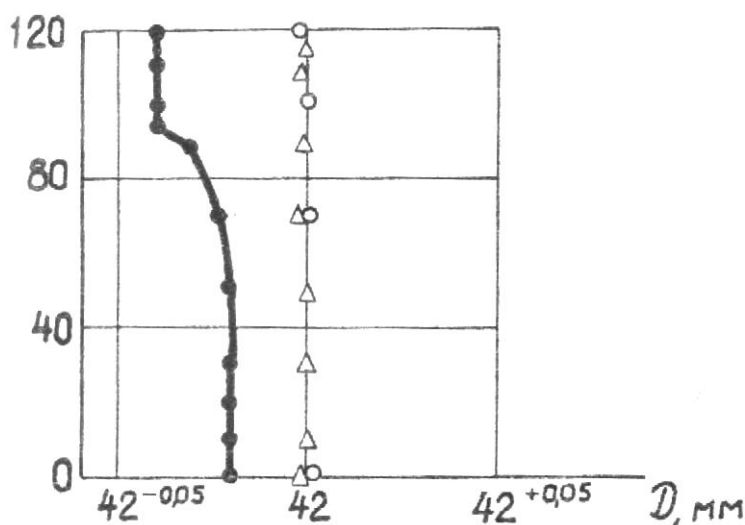


Рис. 7.44. Зміна після відпалу розмірів твірної пальця відновленого різними методами:

- – після гідротермічної роздачі і відпалу;
- Δ – після деформуючого протягування;
- – після деформуючого протягування і відпалу

Відновлення поршневих пальців методом електроконтактного нагрівання і комбінованого спресеного охолодження, що, на думку Ф.М. Капелюшного [50], є більш прогресивним, чим гідротермічна роздача, також має ряд недоліків характерних для способів відновлення деталей на основі використання термічних деформацій. Мікроструктура загартованого цементованого шару відновлених пальців являє собою мартенсит із включенням цементиту, залишкового аустеніту й трооститу [50]. Це вказує на недотримання основних вимог для технологічного процесу термообробки цементуємих сталей [28] при термообробці і приводить до

появи бракувальних ознак в відновлених пальцях (наявність залишкового аустеніту).

Враховуючи негативний вплив гідротермічної роздачі на товщину цементованого шару, можна зробити наступний висновок: відновлення пальців методом гідротермічної роздачі можливо тільки один раз.

У той же час результати досліджень структури пальців, відновлених з використанням ДПР, показало, що деформуюче протягування надає можливість багаторазового відновлення поршневих пальців, з одержанням структури відповідно новим пальцям.

Поршневі пальці зі сталі 55ПП також перед деформуючим протягуванням відпалюються, для повернення вихідної структури. Режимом відпалу $t = 860\text{--}870^\circ\text{C}$ з витримкою в печі на протязі трьох годин. Після відпалу виходить структура зернистого перліту. Сталь із такою структурою має високу пластичність і добре деформується. Порівняно невелика деформація отвору практично не відбивається на структурі відпаленої сталі (рис. 7.45).

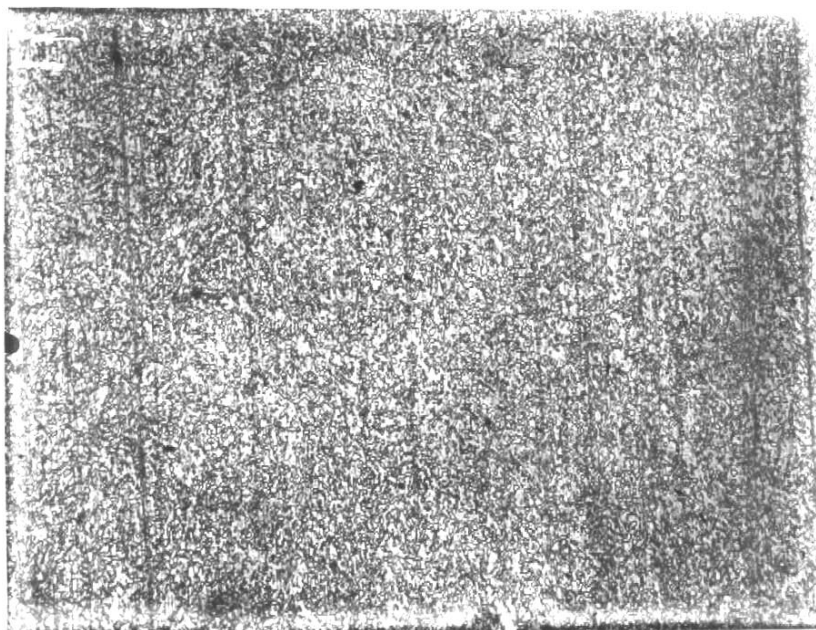
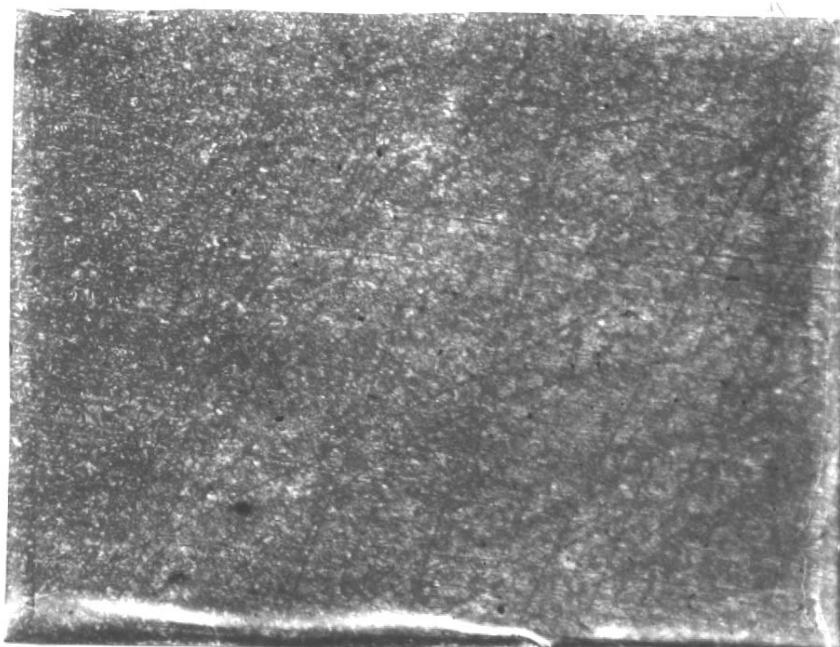


Рис. 7.45 Мікроструктура пальця зі сталі 55ПП, після відпалу й деформуючого протягування

Відповідно до технічних вимог, пред'явлених до пальців зі сталі 55ПП, вони повинні мати високов'язку міцну серцевину (HRC 23...32) і тверду зносостійку

робочу поверхню твердістю HRC 58...62. Зазначені властивості забезпечуються комбінованою термічною обробкою по вищенаведених режимах. Пальці, що пройшли об'ємне загартування й високий відпуск, мають структуру дрібнозернистого сорбіту (рис. 7.46) і твердість по всьому перерізі пальця HRC 25...32.

а)



б)

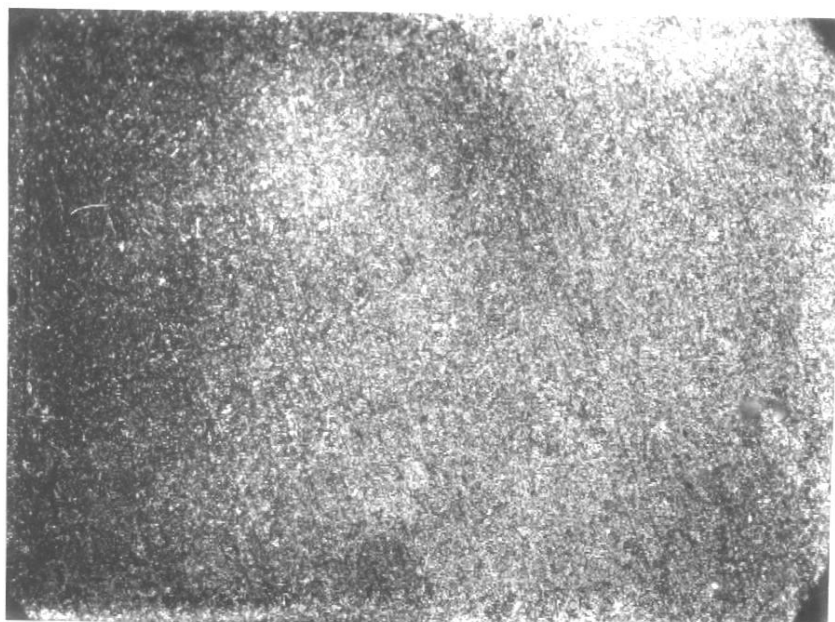


Рис. 7.46. Мікроструктура пальця зі сталі 55ПП після деформуючого протягування й термообробки: а) загартований поверхневий шар; б) серцевина

Безупинно-послідовне поверхнєве загартування з індукційним нагріванням струмами високої частоти забезпечує одержання загартованого шару глибиною 1,8 - 2,2 мм. і твердістю HRC 60...64. Після низькотемпературного відпуску твердість поверхні, як по величині HRC 58...62, так і по розкиду значень (не більше 5 одиниць у межах деталі), відповідає технічним вимогам до поршневого пальця.

Таким чином, розроблений технологічний процес обробки поршневих пальців зі сталі 12ХН3А и стали 55ПП, що включає їх деформування і послідовну термічну обробку. Алгоритм цього техпроцесу наведений на рис. 7.47. Це забезпечило одержання поршневих пальців, якість яких відповідає вимогам, пред'явлених до нових пальців.

7.4.4. Оцінка міцності відновлених пальців

У процесі відновлення поршневого пальця відбувається знімання припуску з його зовнішньої поверхні, що викликає утонення стінки і, можливо, зменшення міцності пальця.

Тому необхідно оцінити міцність пальця, відновленого за допомогою операції деформуючого протягування.

Існують методики оцінки міцності пальця [59, 121], згідно яким палець розглядається як балка із шарнірно-опорними кінцями, навантажена рівномірно розподіленим навантаженням по довжині підшипника верхньої головки шатуна (рис. 7.48).

У таблиці 7.8 наведені конструктивні й технічні характеристики для розрахунку порівняльної міцності нових і відновлених пальців дизелів А01 і Д237. Необхідна умова міцності на вигин:

$$\sigma_{\text{н}} \leq [\sigma] . \quad (7.15)$$

Для матеріалу пальця $[\sigma] = 200 \text{ МН/м}^2$. У середньому перерізі пальця виникаючі напруження від вигину визначаються по формулі, запропонованій в роботі [121]:

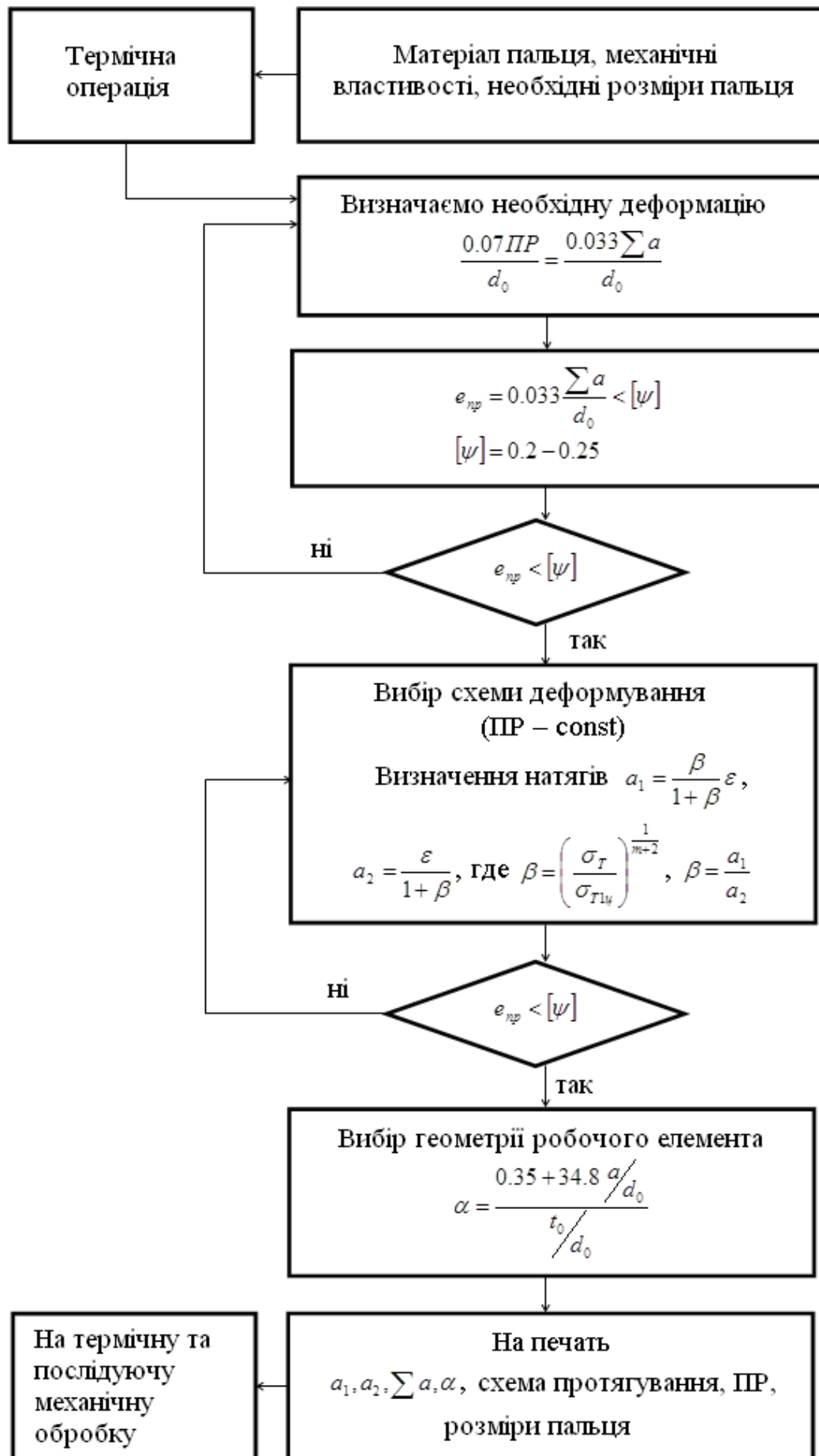


Рис. 7.47. Схема алгоритму техпроцесу відновлення поршневих пальців

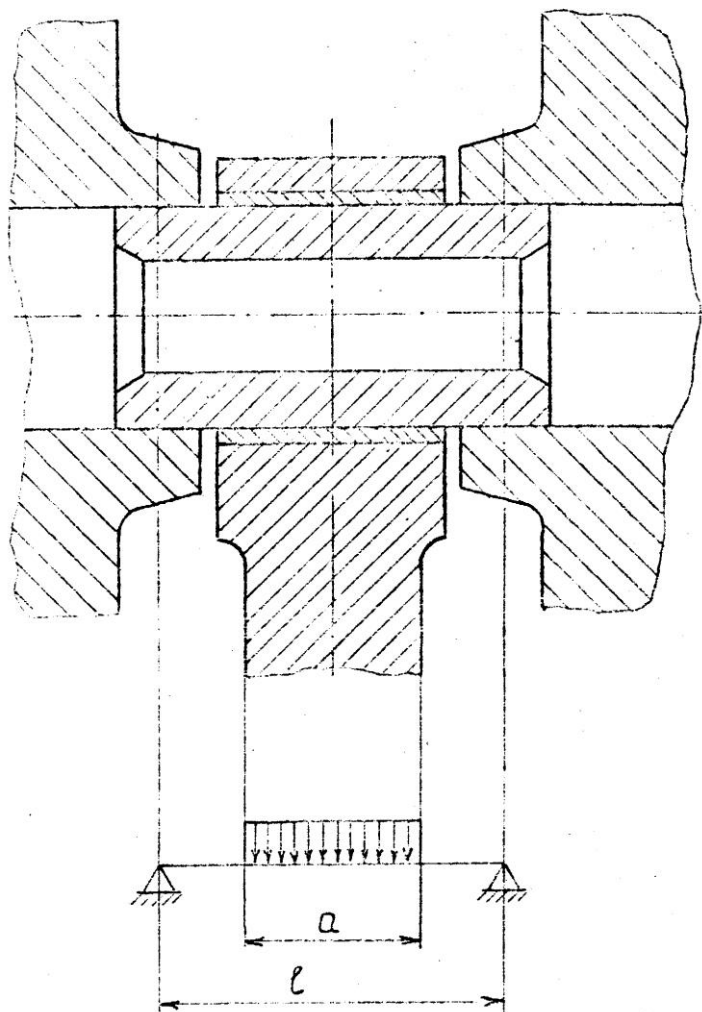


Рис. 7.48. Схема закріплення пальця в поршні

$$\sigma_{\text{н}} = \frac{P(l + 2b - 1,5L)}{1,2(1 - Ky^4)D^3}, \quad (7.16)$$

де $K_y = \frac{d}{D}$.

Зниження міцності пальця за умовою міцності на зріз у перерізах між бобишками і головкою шатуна оцінювалося по наступній залежності:

$$\tau_{\text{сп}} = \frac{0,85P(1 + Ky - Ky^2)}{(1 - Ky^4)D^2} \leq [\tau_{\text{сп}}], \quad (7.17)$$

де $[\tau_{\text{порівн}}] = 120 \text{ МН/м}^2$.

Результати розрахунків по залежностях (7.15-7.17) наведені в таблицях 7.9 і 7.10, відповідно для пальців А01 і Д37.

Таблиця 7.8. Дані для розрахунку міцності пальців

N	Позначення	Пальці А01			Пальці Д37		
		новий	1 відн.	2 відн.	новий	1 відн.	2 відн.
1	Зовнішній діаметр D , мм	50	50	50	35	35	35
2	Внутрішній діаметр d , мм	29,2	29,9	30,8	17,3	17,9	18,5
3	Довжина пальця l , мм	110	110	110	89	89	89
4	Довжина втулки a , мм	47	47	47	38	38	38
5	Відстань між торцями бобишок b	52	52	52	42	42	42
6	Модуль пружності матеріалу пальця $E \cdot 10^{-5}$, МН/м ²	2,2	2,2	2,2	2,2	2,2	2,2
7	Максимальний тиск робочої суміші P , МН/м ²	0,141	0,141	0,141	0,041	0,041	0,041

Таблиця 7.9. Дані за розрахунками міцності пальців А01

N	Позначення	Нові	Відновлені			
		$d = 29,2$	$d = 29,9$	$d = 30,8$	Відхилення %	
					1 відн.	2 відн.
1	P , МН	0,141	0,141	0,141		
2	$K_y = d/D$	0,584	0,598	0,616	2,4	5,5
3	σ_n , МН/м ²	152,6	154,6	157,6	1	3
4	τ , МН/м ²	105	107	109	2	5
5	ΔD_{max} , мм (7.18)	0,084	0,098	0,11	16	23
6	ΔD_{max} , мм			0,058	У межах допуску	

Таблиця 7.10. Дані за розрахунками міцності пальців Д37

N	Позначення	Нові	Відновлені			
		d = 17,3	d = 17,9	d=18,6	Відхилення %	
					1 відн.	2 відн.
1	P, МН	0,041	0,041	0,041		
2	$K_y = d/D$	0,49	0,51	0,53	4	7,7
3	$\sigma_{\text{н}}$, МН/м ²	98	98,9	100	0,9	2,2
4	τ , МН/м ²	52,2	54	55,6	3,3	6,9
5	ΔD_{max} , мм (7.18)	0,016	0,018	0,02	15	19,8
6	ΔD_{max} , мм			0,01	У межах допуску	

Для пальців з перерізом $K_y \geq 0,4$ істотне значення для їхньої працездатності має деформація пальця в пружній області (овалізація). Згідно до роботи [59] її максимальне значення визначається з вираження:

$$\Delta D_{\text{max}} = \frac{1,35P}{EL} \left(\frac{1+K_y}{1-K_y} \right)^3 (0,1 - (K_y - 0,4)^3). \quad (7.18)$$

Результати розрахунку, виконаного по залежності (7.18), наведені в таблицях 7.9 і 7.10, рядок 5.

З них слідує, що значення ΔD_{max} , розраховані по формулі (7.18), трохи завищені, як для нових пальців, так і для відновлених. Обумовлено це тим, що залежність (7.18) отримана виходячи із прийнятої в роботі [59] схеми деформації пальця під дією експлуатаційного навантаження. Відповідно неї палець розглядається, як балка із шарнірно-опорними кінцями рис. 7.48. Однак з роботи [102] слідує, що більш прийнятною схемою є схема згідно якої палець в робочому стані розглядається як балка, кінці якої мають жорстке закріплення (рис. 7.49, а). Слід відразу зазначити, що така схема є більш жорсткою, при якій всі деформації (у

тому числі овалізація зовнішньої робочої поверхні) будуть менше, ніж розраховані за схемою із шарнірним опиранням.

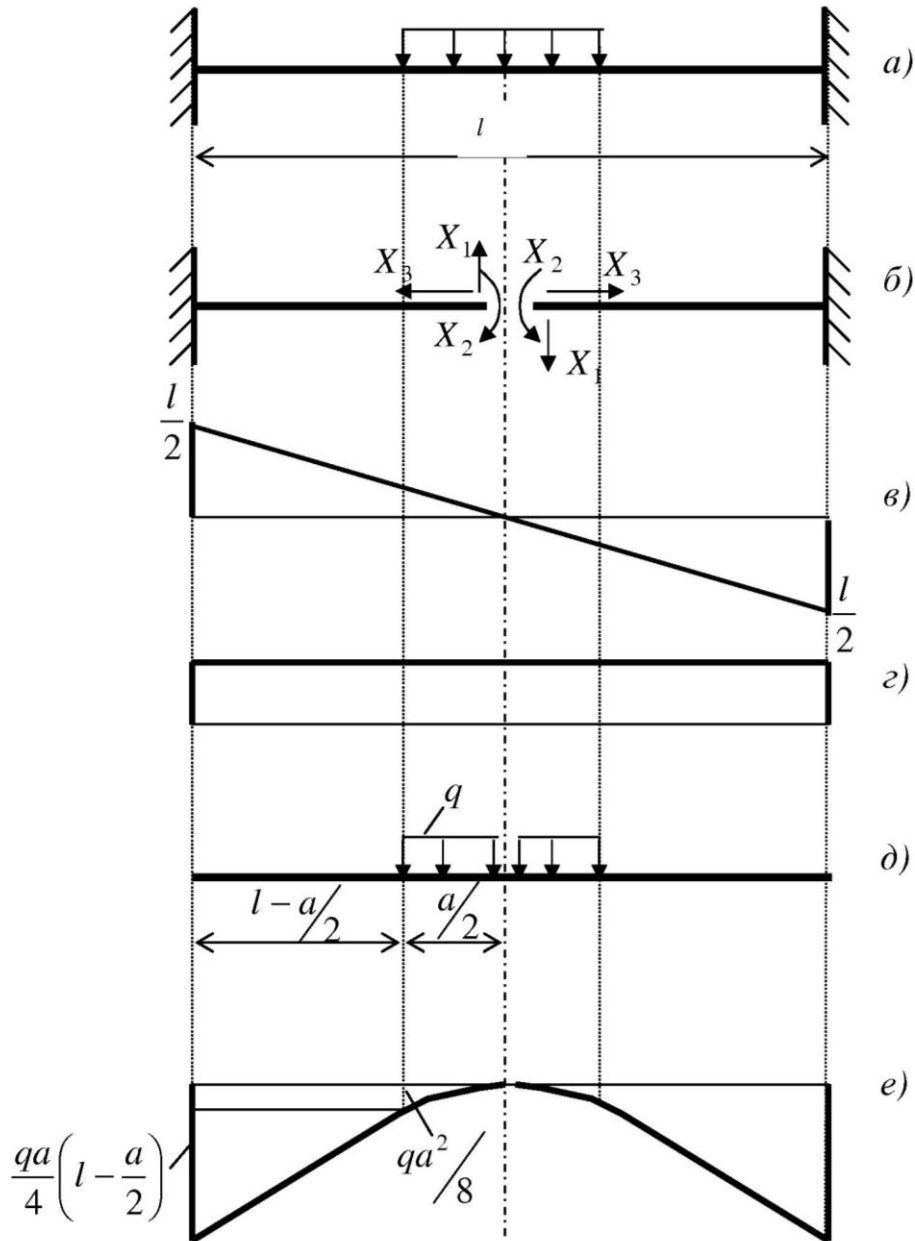


Рис. 7.49. Розрахункова схема вигину пальця

Розглянемо як зміняться значення ΔD_{\max} при використанні схеми із жорстким закріпленням вільних кінців. Для цього розрахуємо статично невизначену балку (рис. 7.49, а). Для її розрахунку використовуємо метод сил [206]. Як основну систему вибираємо схему (рис. 7.49, б). Для невідомих сил X_1 і X_2 маємо систему канонічних рівнянь:

$$\begin{aligned} X_1 \delta_{11} + \Delta_1 &= 0; \\ X_2 \delta_{22} + \Delta_2 &= 0. \end{aligned} \quad (7.19)$$

Очевидно, що поздовжня сила $X_3 = 0$.

Для визначення невідомих переміщень δ_{11} і δ_{22} будемо одиничні епюри (рис.7.49, в, г).

Тоді:

$$\begin{aligned} EI\delta_{11} &= 2 \cdot \frac{1}{2} \cdot \frac{l}{2} \cdot \frac{l}{2} \cdot \frac{2}{3} \cdot \frac{l}{2} = \frac{l^3}{12}; \\ EI\delta_{22} &= l. \end{aligned} \quad (7.20)$$

Для розрахунку Δ_1 й Δ_2 будемо вантажну епюру (рис. 7.49, е) для еквівалентної системи (рис. 7.49, д). Через перемножування симетричної (рис.7.49, д) і косиметричної (рис. 7.49, в) епюр:

$$\Delta_1 = 0,$$

а

$$EI\Delta_2 = \frac{qa}{8} \left[\frac{a^2}{3} + \frac{a(l-a)}{2} + \frac{(l-a)\left(l-\frac{a}{2}\right)}{1} \right].$$

Обчислимо чисельні значення коефіцієнтів відповідно до конструктивних параметрів вузла (рис. 7.48, табл. 7.8).

Для пальців А01 – $q = 3000$ МПа, Д37 – $q = 1080$ МПа.

Для спрощення чисельних розрахунків в якості одиничної довжини приймаємо a . Тоді $l \approx 2a$ (рис.7.49, д).

У цих одиницях:

$$EI\delta_{11} = \frac{8}{12} a^3 = 0,667a^3;$$

$$EI\delta_{22} = 2a;$$

$$EI\Delta_{2p} = \frac{qa}{8} \left[\frac{a^2}{3} + \frac{a^2}{2} + \frac{a^2}{2} \right] = 0,16qa^3.$$

Вирішуємо систему рівнянь (7.19):

$$X_1 = 0;$$

$$X_2 = \frac{0,167qa^3}{2a}.$$

Для пальця А01: $X_2 = -0,553$ кНм;

Для пальця Д37: $X_2 = -0,13$ кНм.

З урахуванням знайдених значень X_1 і X_2 розрахуємо максимальний прогин посередині пальця (рис.7.49) використовуючи схему еквівалентної системи (рис. 7.50).

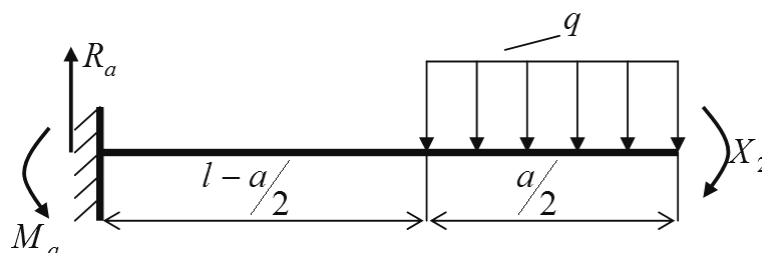


Рис.7.50 Еквівалентна розрахункова схема вигину пальця

Визначимо опорні реакції R_a й M_a .

Для пальця А01:

$$R_a = 70,5 \text{ кН.}$$

$$M_a = 1,94 \text{ кНм.}$$

Для пальця Д37:

$$R_a = 20,5 \text{ кН;}$$

$$M_a = 0,455 \text{ кНм.}$$

Універсальне рівняння пружної лінії балки для серединного перерізу має вигляд:

$$EIy_{max} = EIy_o + EI\Theta_o \frac{l}{2} + R_a \frac{\left(\frac{l}{2} - 0\right)^3}{6} + M_a \frac{\left(\frac{l}{2} - 0\right)^2}{2} - q \frac{\left[\frac{l}{2} - \frac{l-a}{2}\right]^4}{24}.$$

Для нашої задачі $y_o = \Theta_o = 0$.

Тоді, приймаючи $l = 2a$, маємо:

$$EIy_{\max} = R_a \frac{1}{6} a^3 - M_a \frac{1}{2} a^2 - q \frac{1}{24} \frac{a^4}{16}.$$

З урахуванням значень R_a, M_a, a для пальців А01

$$EIy_{\max} = -9,2 \cdot 10^{-4} \text{ нм}^3,$$

Для пальців Д37:

$$EIy_{\max} = -1,47 \cdot 10^{-4} \text{ нм}^3.$$

Розрахунок прогину пальця в цьому ж перерізі для схеми балки із шарнірно обпертими кінцями показав, що для пальців А01:

$$EIy_{\max} = -40,3 \cdot 10^{-4} \text{ нм}^3.$$

Для пальців Д37:

$$EIy_{\max} = -6,1 \cdot 10^{-4} \text{ нм}^3.$$

Як видно, перехід від схеми із шарнірно-опорними кінцями до схеми з абсолютно жорстким закріпленням кінців збільшує жорсткість пальця більш ніж в 4 рази.

Якщо додатково проаналізувати умови закріплення пальця в поршні (рис. 7.48), то можна відзначити, що конструктивні приливи поршня, в отвори яких вставляють палець, у силу своєї конструкції мають піддатливість. Тому, усереднюючи для інженерних розрахунків, можна прийняти, що реальна жорсткість пальця в умовах експлуатаційного навантаження (рис. 7.48) в 2 рази більше жорсткості, визначеної відповідно до розрахункової схеми із шарнірно-опорними кінцями.

Експериментальна перевірка наведеного розрахунку виконувалася в такий спосіб. Випробуваний палець 1 закріплювали в роз'ємних призмах 2 (рис. 7.51).

Зверху на ділянку рівною довжини контакту пальця із шатуном накладали алюмінієвий елемент 3 товщиною 10 мм, що своєю внутрішньою поверхнею сполучався із зовнішньою поверхнею пальця, а по зовнішній поверхні мав плоску контактну площадку, на якій і прикладалося навантаження.

Призми співвісно закріплювалися на плиті 4, що встановлювалася на пресі ПММ-200.

Пуансоном 5 здійснювалося навантаження необхідною експлуатаційною силою.

У навантаженому стані за допомогою індикаторної головки 6 вимірявся прогин в 5 перерізах по довжині.

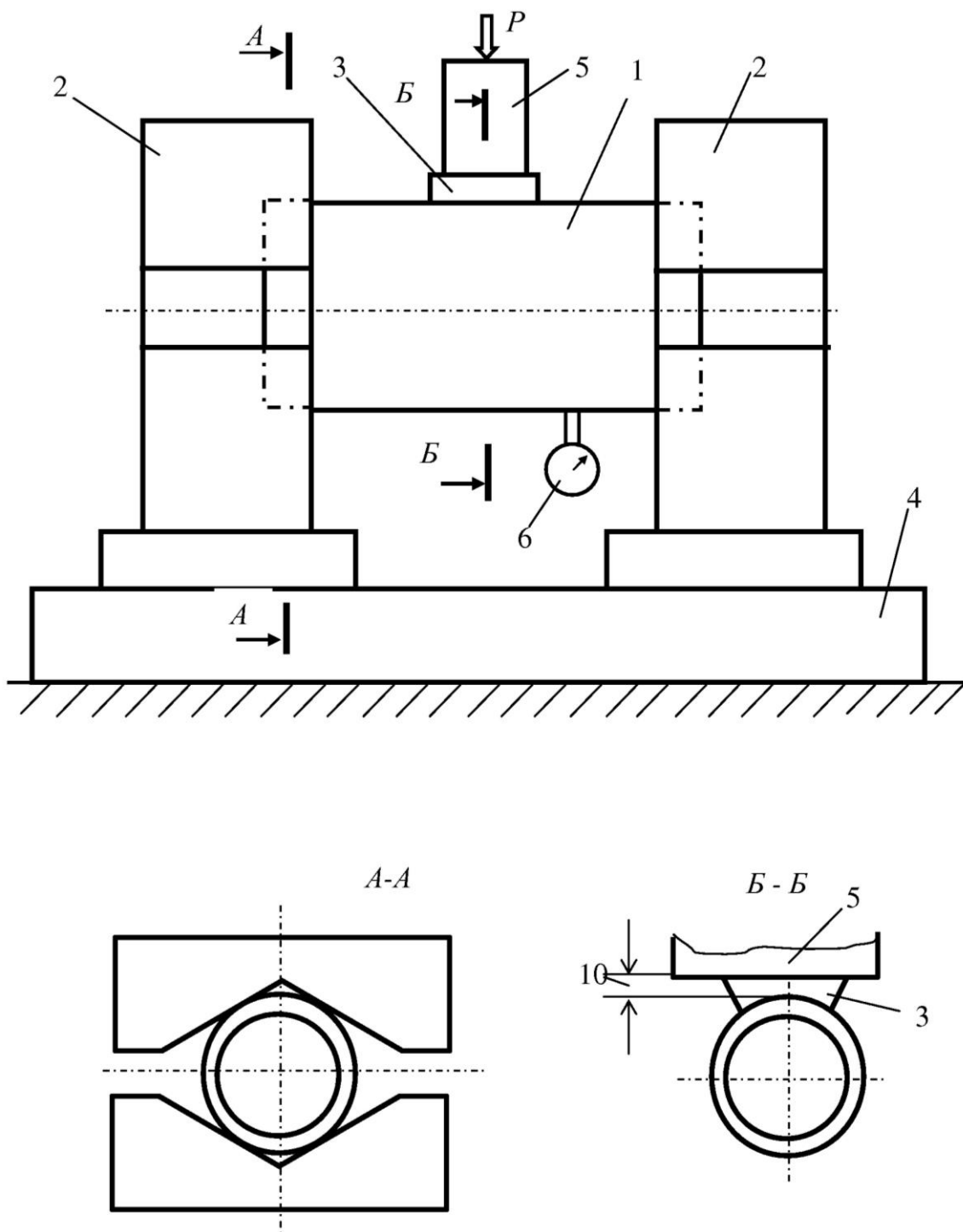


Рис. 7.51. Схема установки для дослідження жорсткості відновлених пальців

Результати вимірів переміщень для пальця А01 відновленого двічі під експлуатаційним навантаженням $P = 141$ кН, наведені на рис. 7.52.

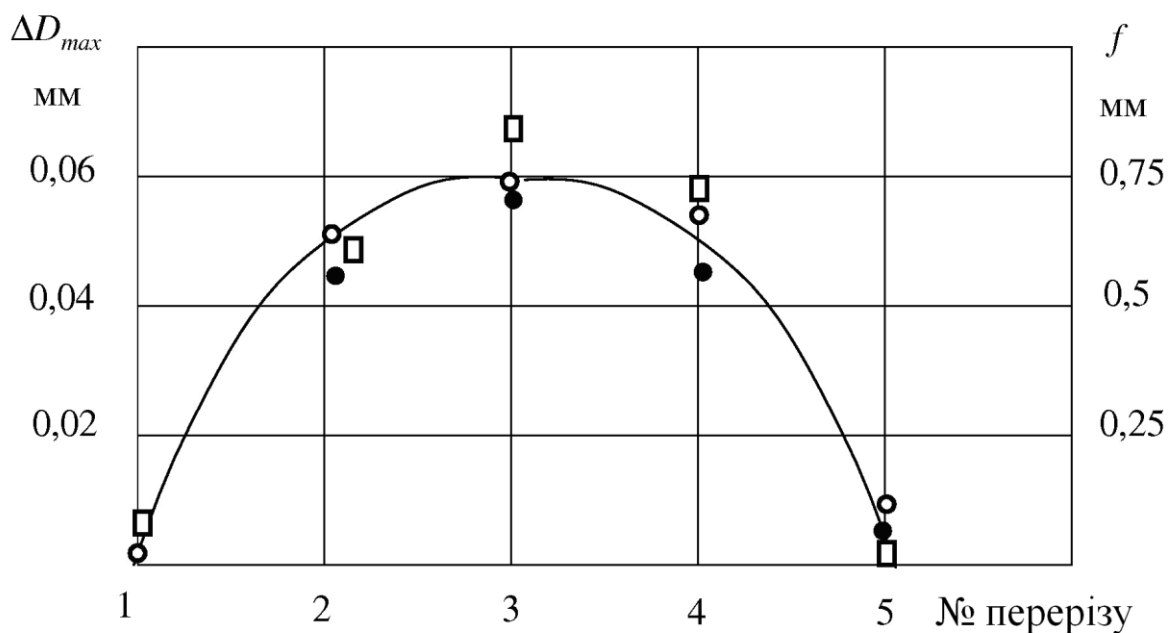


Рис. 7.52. Зміни некруглості робочої поверхні пальця ΔD_{max} і прогину пальця f уздовж його довжини:

- – ΔD_{max} експериментальні;
- – ΔD_{max} розрахункові;
- – f експериментальні.

Як слідує із рис. 7.52, максимальний прогин має місце в середньому перерізі.

Крім того, спостерігається гарна кореляція між ΔD_{max} і прогином f . У середньому можна прийняти, що $\Delta D_{max} = 0,067 f_{max}$.

Це також експериментально підтверджує прийняте раніше положення про пропорційний зв'язок ΔD_{max} із прогином f , що використовувався для теоретичного розрахунку ΔD_{max} .

Оцінимо зміну вигинної жорсткості відновленого пальця в порівнянні із жорсткістю нового.

Вигинна жорсткість EI для однакового матеріалу пропорційна осьовому моменту інерції:

$$I = \frac{\pi D^4}{64} (1 - K_y^4); \text{ де } K_y = \frac{d}{D}.$$

Розглянемо цю зміну для пальця А01. Зовнішній діаметр пальця не змінюється – $D = 50$ мм.

Внутрішній діаметр нового пальця $d_0 = 29,2$ мм, а вдруге відновленого – $d_2 = 30,8$ мм.

Тоді співвідношення між вигинними жорсткостями нового й відновленого пальця β дорівнює:

$$\beta = \frac{(1 - \alpha_0^4)}{(1 - \alpha_2^4)} = \frac{0,884}{0,856} = 1,03.$$

Як видно з табл. 7.9, 7.10, рядок 6, незначне зменшення товщини стінки відновленого пальця змінює його вигинну жорсткість не більше, ніж на 3%.

З відомих співвідношень для визначення вигинних напружень також слідує, що міцність відновленого пальця зменшується не більш, ніж на 3%. (табл. 7.9).

Таким чином, встановлено, що навіть дворазове відновлення незначно змінює міцність та геометричні характеристики пальців.

7.4.5. Висновки

- на підставі виконаних досліджень розроблена блок-схема алгоритму побудови технологічного процесу відновлення геометричної точності зношених поршневих пальців ДВС із використанням деформуючого протягування;

- розробка такого технологічного процесу здійснювалася на основі розроблених технологічних шляхів керування параметрами точності, а саме: забезпечення точності зовнішньої поверхні пальця;

- забезпечення точності зовнішньої поверхні пальця обробленого деформуючим протягуванням здійснювалася за рахунок використання розроблених науково-технологічних положень: установленого зв'язку, сумарної деформації отвору з величиною необхідного припуску на зовнішній поверхні пальця; обробкою за схемою зі зміною опорного торця; вибору режимів протягування й

геометрії інструмента, що забезпечує нульову зміну довжини пальця при його обробці;

– використання розробленого технологічного процесу дозволяє відновлювати поршневі пальці з показниками якості на рівні нових;

– розроблений технологічний процес пройшов виробниче випробування й впроваджений на трьох підприємствах.

7.5. Відновлення зношених розширювачів для алмазного буріння

Для нормальної роботи забійних інструментів і попередження їхнього передчасного зношування при бурінні міцних порід використовуються розширювачі.

Розширювач складається зі сталевого трубчастого корпусу з різьбовими ділянками на кінцях, за допомогою яких він приєднується до бурової коронки та колонкової труби. На зовнішній поверхні його корпусу в пазах розміщені робочі елементи, що мають форму довгастих пластин, оснащених вставками зі зносостійких матеріалів [138]. Одним з основних недоліків таких розширювачів є те, що його вставки, працюючи в абразивному середовищі, швидко зношуються і втрачають необхідні розміри. Внаслідок цього розширювач, хоча його вставки повністю не зношені, стає непридатним до подальшої експлуатації.

Відомий цілий ряд методів відновлення [100, 164, 168] порожнистих осесиметричних деталей шляхом роздачі внутрішнього отвору деформуючим елементом. Однак використання цих методів для відновлення розширювачів відомої конструкції не дало позитивних результатів, тому що в процесі роздачі руйнувалося кріплення робочих пластин у корпусі. Тому для того, щоб процес відновлення робочого розміру частково зношеного розширювача був ефективним, окружній пластичній деформації повинні піддаватися лише певні ділянки корпусу, у той час, як місця кріплення пластин повинні залишитися недеформованими, тобто жорсткими.

Представлена в розділі 5.3 модель роздачі нерівножорсткої труби із сильнозмінюючою товщиною стінки, дозволила розробити новий спосіб роздачі

нерівножорстких трубчастих заготовок із керованою схемою пластичного деформування [131]. Відповідно до цього способу, у поперечному перерізі труби створюються жорсткі (недеформовані) ділянки, а пластична деформація локалізується на конкретних пластичних ділянках. Досягається поставлена мета за рахунок забезпечення необхідного співвідношення товщини стінок жорстких – $t_{ж}$ і пластичних ділянок $t_{пл}$.

Для локалізації розтягуючих окружних деформацій, у корпусі розширювача між робочими вставками виготовлялись спеціальні канавки певних розмірів і форми. Тоді місця кріплення пластин у корпусі (пази) за рахунок створення необхідного співвідношення товщини стінок у канавках t_k і пазах t_n будуть залишатися жорсткими в процесі роздачі розширювача. Необхідне співвідношення визначається виходячи із залежності (5.57) і рис. 7.53, б:

$$\frac{t_k}{t_n} = \frac{\sigma_T e^{\frac{\varepsilon}{1-\beta}}}{K_{nl} \left[\sigma_T + A \left(\frac{2}{\sqrt{3}} \right)^n \cdot \left(\frac{\varepsilon}{1-\beta} \right)^n \right]}.$$

Крім співвідношення t_k/t_n важливими параметрами, що впливають на процес відновлення розширювача, є ширина й розташування канавок.

Із технологічних міркувань основи канавок найбільш просто виконати у вигляді ділянок граней правильного багатокутника. Як показали експерименти, це забезпечує симетричність деформації, внаслідок чого крок між пластинками, а також зовнішній розмір кожної з них зростає на практично однакову величину.

При виборі довжини жорстких ділянок – Δ , що у свою чергу визначає довжину пластичних ділянок, враховуються тільки конструктивні особливості закріплення робочих пластин у пазах, тобто величина Δ повинна бути мінімально необхідною. Необхідну окружну деформацію пластичних ділянок e_ϕ , визначену по залежності (5.43):

$$\frac{e_\phi}{e_{\phi_0}} = \frac{1}{1 - \frac{4\Delta}{\pi d_0}},$$

перевіряли на вичерпання ресурсу пластичності по співвідношенню

$$e_{\varphi} \leq e_{\text{пр}} (\text{при } \eta + 1,73),$$

де $\eta = \frac{3\sigma}{\sigma_0}$ – показник жорсткості напруженого стану (+1,73), що відповідає приблизно двохосьовому розтягненню в умовах плоскої деформації [212].

Визначені в результаті виконаних розрахунків, конструктивні параметри розширювача лягли в основу розробки його нової конструкції [151]. Ця конструкція здатна збільшувати робочий діаметр без руйнування кріплення пластин при роздачі внутрішнього отвору корпусу деформуючим елементом. Параметри корпусу ($r_{\text{вн}}$, R_n , рис. 7.53) відповідали розмірам розширювачів, що випускаються серійно.

Не менш важливим фактором, що впливає на процес відновлення розширювачів, є вибір режимів роздачі й геометрії інструмента, які, як відомо [213], впливають на ресурс пластичності. В якості експериментального критерію для вибору режимів роздачі й геометрії інструмента приймався ступінь осьової деформації e_z , матеріалу корпусу на ділянках з товщиною стінки t_k , і t_n .

Для її визначення, згідно методики (див. розділ 2), на зовнішню поверхню досліджуваних ділянок наносилися мітки, ступінь деформації e_z оцінювали по зміні відстані між мітками:

$$e_z = \frac{l - l_0}{l_0}.$$

Ця зміна визначалася на інструментальному мікроскопі БМІ-1.

Крім того, зміна ступеня деформації при різних режимах роздачі оцінювалося виходячи з розподілу мікротвердості по товщині деформованої стінки [29, 52]. Для зазначеної мети за методикою наведеної в главі 2 виготовляли металографічні шліфи досліджуваних ділянок обробленої поверхні розширювача. Мікротвердість вимірялася на приладі ПМТ-3 при навантаженні 0,5 Н. Роздача розширювача здійснювалося набором твердосплавних деформуючих елементів на пресі ПММ-200 з використанням опори звичайної конструкції [154].

Як показано в розділі 4 найбільш істотно на процес деформування впливають кут α , натяг на деформуючий елемент a/d_0 , а також сумарний натяг.

Для дослідження впливу кута α розширювач деформували набором елементів з натягами $a/d_0 = 0,0065$ і кутами $\alpha = 2^\circ$ і 4° . Збільшення $\alpha > 4^\circ$ недоцільно, тому що це сильно збільшує розміри позаконтактних зон [106], що приводить до зростання нерівномірності деформацій вигину в стінці корпуса й робочих пластинах.

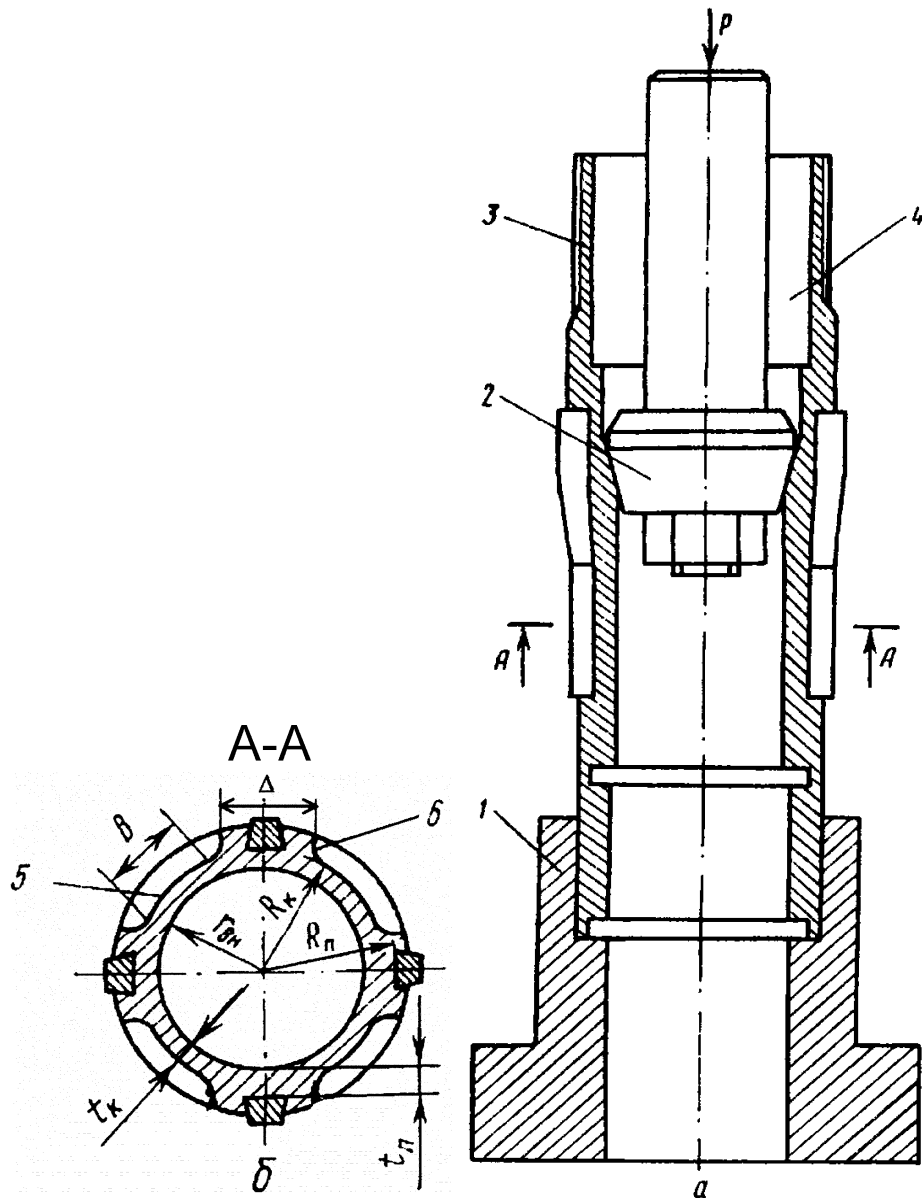


Рис.7.53. Схема роздачі (б) і поперечний переріз розширювача (а): 1 – опора; 2 – деформуючий елемент; 3 – розширювач; 4 – виточки; 5 – канавки в корпусі; 6 – бічні поверхні канавок

Це негативно впливає на міцність закріплення пластин у корпусі. Експерименти показали, що при роздачі розширювача характер деформації

матеріалу канавки і паза різний (рис. 7.54). Так у випадку протягування навіть трьома елементами з $\alpha = 2^\circ$ при $\Sigma a/d_0 = 0,0225$ поверхня паза залишається практично недеформованою (рис. 7.54, крива 2). Тільки після протягування четвертого елемента, тобто $\Sigma a/d_0 = 0,026$ вона трохи деформується (рис. 7.54, а, крива 2).

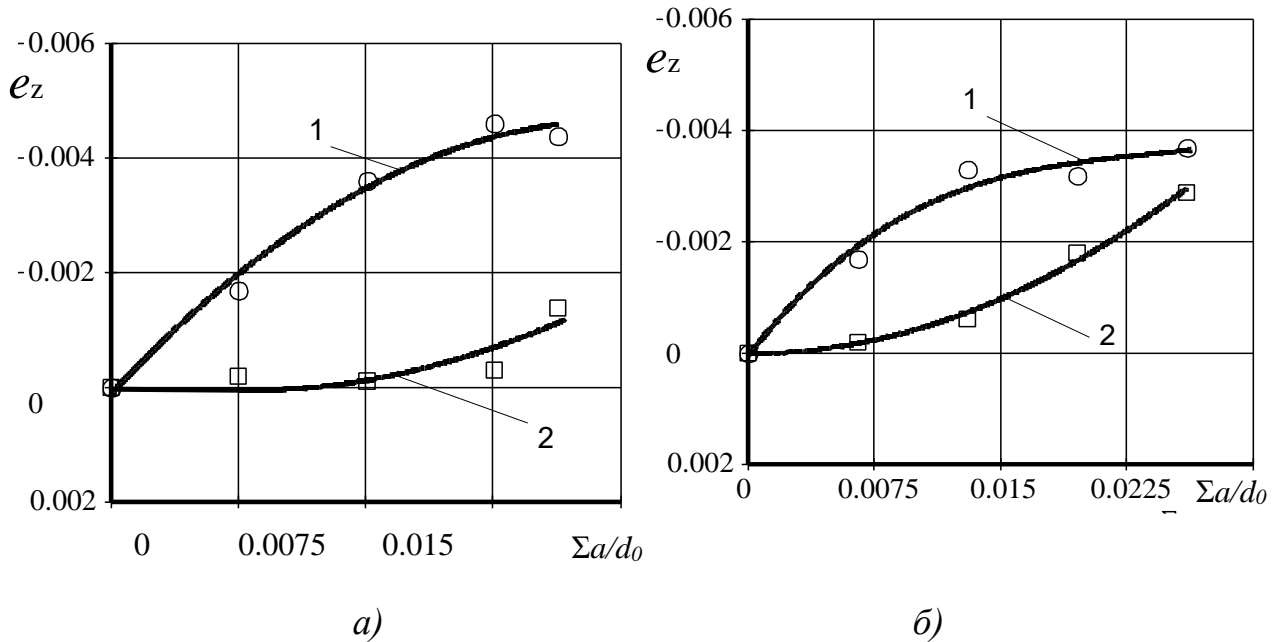


Рис. 7.54. Залежність осової деформації канавки (1) і паза (2) корпуса розширювача від сумарного натягу при роздачі деформуючим елементом з кутом $\alpha = 2^\circ$ (а) і 4° (б)

Те, що поверхня паза виявляється недеформованою після обробки, при $\Sigma a/d_0 = 0,0225$, підтверджується відсутністю тріщин у місцях кріплення пластин у корпусі.

Деформація на поверхні канавки в міру проходження деформуючих елементів зростає спочатку практично пропорційно, що свідчить про повну локалізацію пластичної деформації на ділянках корпуса обмежених канавками. Після протягування четвертого елемента ріст деформації трохи вповільнюється, що свідчить про часткове деформування жорсткої ділянки, тобто ділянки корпуса обмеженого пазом.

Подібна картина спостерігається й при роздачі розширювача елементами з $\alpha = 4^\circ$, хоча локалізація пластичної деформації спостерігається тільки при роздачі

другим елементом. При роздачі третім елементом деформація має місце, як на поверхні канавки, так і на поверхні паза (рис. 7.54, б). При цьому в місцях кріплення робочих пластин з'являються тріщини.

Викладене підтверджують дані про розподіл мікротвердості по товщині стінки t_k , і t_n (рис. 7.55).

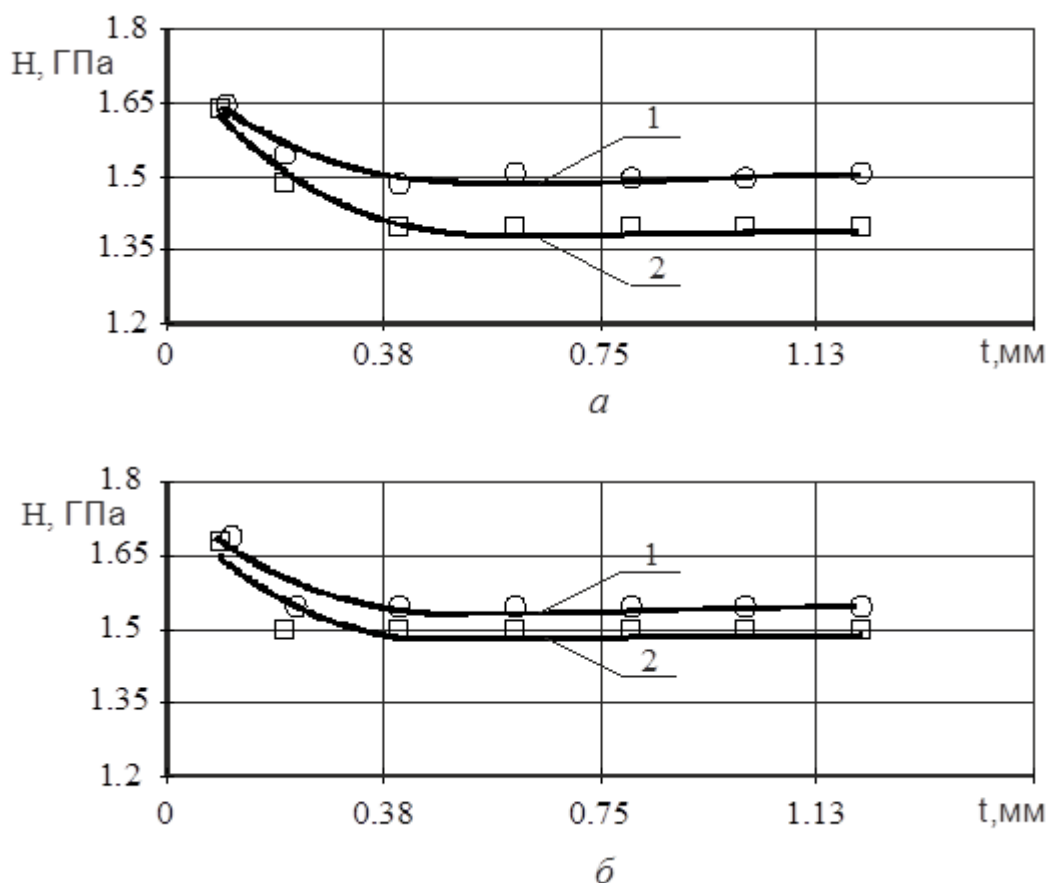


Рис. 7.55. Розподіл мікротвердості по товщині стінки розширника під канавкою (1) і пазом (2) після роздачі деформуючим елементом з кутами α : а – 2° ; б – 4°

Характер зміни мікротвердості не відрізняється від відомого характеру її зміни по товщині стінки заготовок оброблених ДПР [52]. Деяке підвищення твердості внутрішньої поверхні розширювача пояснюється наявністю текстурованого шару, що утворився в результаті дії контактної тертя, яке викликає появу деформацій зсуву в поверхневому шарі. Матеріал корпусу під канавкою (рис. 7.55, крива 1) зміцнюється сильніше, ніж під пазом (рис. 7.55, крива

2), що також свідчить про локалізацію деформації на ділянках корпусу, обмежених канавками.

Порівняння експериментальних даних по визначенню зміцнення матеріалу корпусу під канавкою й під пазом при роздачі розширювача елементами з кутом $\alpha = 2^\circ$ (рис. 7.55, а) і 4° (рис. 7.55, б) показало, що роздача деформуючими елементами з кутом $\alpha = 2^\circ$ більш ефективна для наших вимог.

Збільшення натягу на елемент (рис. 7.56) приводить до інтенсивного зростання окружних деформацій корпусу, що зменшує локалізацію деформації на пластичних ділянках.

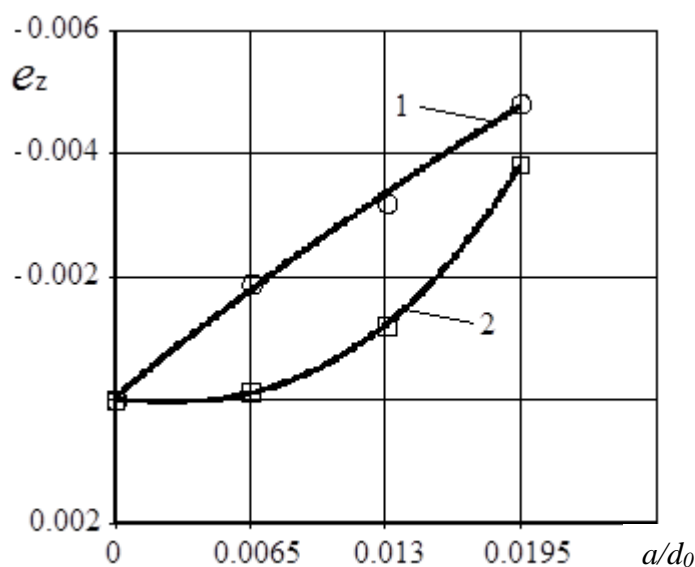


Рис. 7.56. Залежність осьової деформації матеріалу в канавці (1) і пазу (2) від натягу на елемент при роздачі деформуючими елементами з кутом $\alpha = 4^\circ$

У результаті експериментальних досліджень визначені наступні оптимальні режими відновлення зношеного розширювача, натяги $a/d_0=0, 0065-0,009$; сумарна деформація $\Sigma a/d_0 = 0,013-0,018$; кут $\alpha \leq 2^\circ$.

Таким чином, розроблена ремонтпридатна конструкція розширювача для буріння, що дозволяє відновити геометричну точність зношеного розширювача за рахунок роздачі його внутрішнього отвору деформуючим елементом; визначені оптимальні режими роздачі зношеного розширювача й необхідна геометрія

деформуючого елемента. Ремонтпридатна конструкція розширювача і режими його роздачі пройшли виробничі випробування й впроваджені в умовах Норильської комплексно-геологорозвідувальної експедиції.

7.5.1. Висновки

- на підставі виконаних досліджень по розробці теоретичної моделі деформування нерівножорсткої труби, що має жорсткі та пластичні ділянки, розроблена ремонтпридатна конструкція розширювача для буріння гірських порід;
- визначені раціональні режими протягування отвору розширювача і геометрія інструмента, що забезпечують відновлення його геометричної точності;
- ремонтпридатна конструкція розширювача, режими його деформування й геометрії інструмента пройшли виробничі випробування в умовах Норильської комплексно-геологорозвідувальної експедиції.

7.6. Обробка отворів втулок із чавуну деформуюче-різальним протягуванням

На підставі виконаних досліджень, що стосуються обробки виробів з малими натягами була розроблена, випробувана й передана у виробництво комбінована протяжка для обробки отворів у деталях із чавуну.

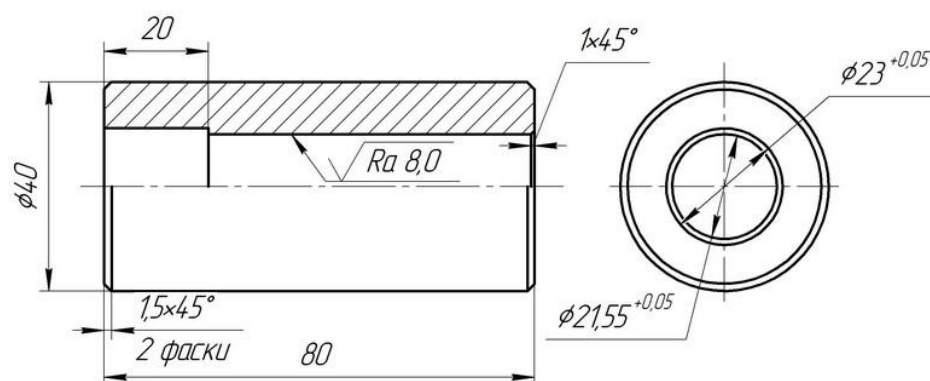


Рис. 7.57. Оброблювана деталь, матеріал СЧ20; НВ 2,12 ГПа

При розробці її конструкції врахована можливість ефективно використовувати зворотний хід інструмента, як робочий. Це зменшує час обробки, збільшує жорсткість інструмента, що поліпшує якість обробки.

Вибір натягів на деформуючий елемент робили з урахуванням рекомендацій, приведених у розділі 6 по деформуванню заготовок із чавуну. Діаметри ріжучих зубців розраховувалися з урахуванням значень усадки отвору після обробки деформуючими елементами. Усадка визначалася по залежності 6.12 (розділ 6).

На рис. 7.57 наведена конструкція деформуюче-різальної протяжки [40]. Для ефективного використання зворотного ходу інструмента, як робочого додатковий ріжучий елемент встановлений проти робочого ходу інструмента таким чином, щоб він розташовувався в максимумі позаконтактної зони. Ця відстань визначалася згідно виконаних у розділі 3 досліджень (рис. 3.3).

Групове розташування деформуюче-різальних елементів забезпечує центрування ріжучого елемента деформуючим відносно осі отвору. Більше того, розміщення ріжучих елементів між деформуючими, як запропоновано в розділі 7.3.1, стабілізує процес різання, зменшує вібрації ріжучого елемента, що підвищує якість обробленої поверхні.

Інструмент (рис. 7.58) складається з деформуючих елементів 1, 2, 4, 6 і ріжучих зубців 3, 5.

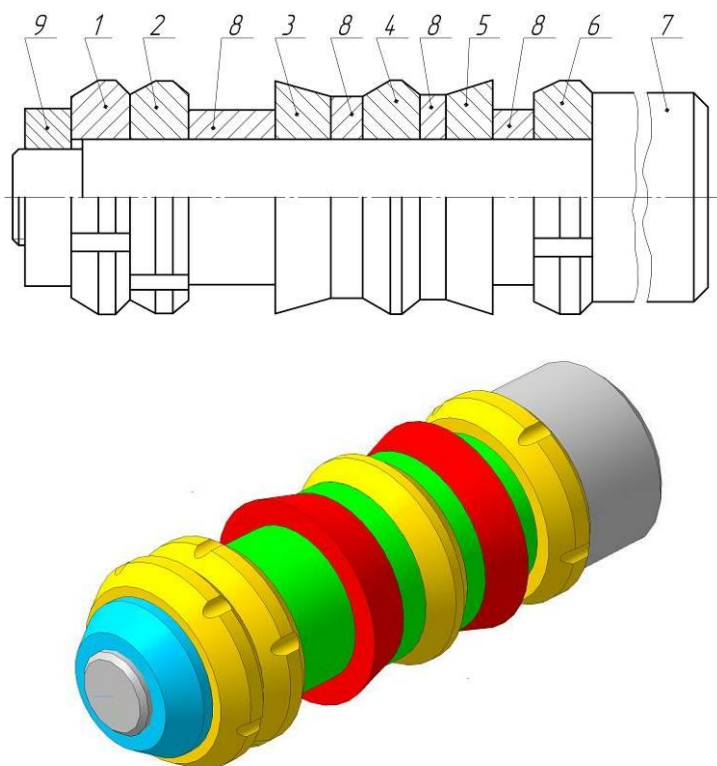


Рис. 7.58. Комбінована деформуюче-різальна протяжка, що працює на прямому й зворотному ході

Ріжучий зуб 3 зорієнтований по напрямку прямого руху інструмента, а ріжучий зуб 5 - зворотного. Діаметр ріжучого зуба 5 не перевищує діаметра деформуючого елемента 6. Робочі елементи розташовані на стержні протяжки 7 і стягнуті дистанційними втулками різної довжини та гайкою 9.

Протяжка працює в такий спосіб. При прямому ході інструмента $V_{пр}$ (рис. 7.59, а), деформуючі елементи 1 і 2, які мають канавки для реалізації дискретного деформування, згідно [40], попередньо деформують поверхневий шар заготовки, а різальний зуб 3 зрізує заданий припуск товщиною a_z . У процесі різання відбувається розподіл стружки на сегменти. Деформуючий елемент 4 додатково деформує поверхню заготовки після різального протягування. Крім того, він служить задньою напрямною групи елементів 1, 2 і 3, стабілізуючи при цьому роботу елемента 3. Різальний зуб 5 на прямому ході не працює.

Під час зворотного ходу $V_{обр}$ (рис. 7.59, б), після виходу деформуючого елемента 4 із зони обробки, хвиля позаконтактної деформації зникає, відбувається пружне часткове відновлення отвору деталі. Різальний зуб 5 на зворотному ході зрізує припуск товщиною a_z' , попередньо деформованого шару деформуючими елементами 4 і 6, причому елемент 6 реалізує схему дискретного деформування за рахунок канавок на ньому. Різальний елемент 3 на зворотному ході не працює.

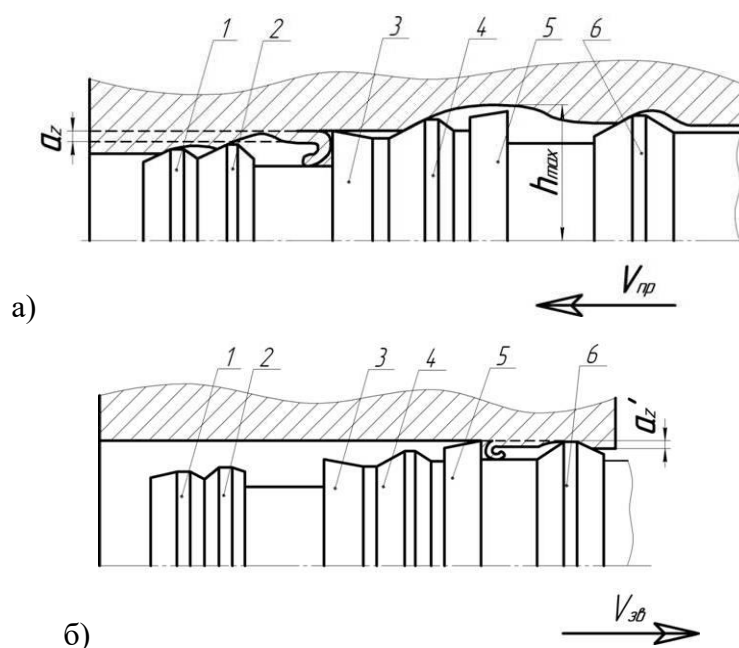


Рис. 7.59. Схема роботи інструмента:

а) при прямому ході; б) при зворотному ході

Випробування розробленого інструмента підтвердили його ефективну роботу. Як показано на рис. 7.60, у процесі різання після дискретного деформування кільцеподібна стружка розламується на окремі сегменти, які легко видаляються із зони обробки стисненим повітрям або ополіскуванням МОР.

Досліди показали працездатність розробленої конструкції інструмента на прямому й зворотному ході. Зменшення довжини протяжки за рахунок використання зворотного ходу, як робочого, крім економії часу, забезпечило необхідну якість обробки, відхилення діаметра обробленого отвору в межах допуску й шорсткість у межах Ra 4 мкм. Таке протягування рекомендується використовувати в складі автоматизованих ліній обробки з ЧПУ, де використовуються змінний інструмент різного призначення.



Рис. 7.60. Зовнішній вигляд стружки після обробки

Порівняння розробленого способу обробки отворів у виробах із чавуну комбінованим протягуванням з розвертуванням і різальним протягуванням показали високу ефективність розробленого способу.

Результати досліджень і технічна документація на виготовлення розроблених комбінованих протяжок передані для впровадження на завод по виготовленню рульової гідравліки підприємства ПАТ НВП «Радій» м. Кропивницький.

7.6.1. Висновки

- на підставі виконаних досліджень розроблена конструкція комбінованої деформуюче-різальної протяжки, що працює на прямому й зворотному ході;
- одержання необхідної точності й шорсткості обробленої поверхні забезпечено за рахунок використання розроблених науково-технологічних положень: визначення параметрів позаконтактних зон, розробка умов необхідних для пластичного деформування деталей із чавуну, визначення умов необхідних для пластичної деформації поверхневого шару отвору заготовки на зворотному ході інструмента;
- результати дослідження й технологічна документація на виготовлення комбінованих протяжок передана для впровадження на завод по виготовленню рульової гідравліки ПАТ НВП «Радій» м. Кропивницький.

ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ

У результаті виконаних теоретично-експериментальних досліджень обґрунтована та вирішена науково-технічна проблема, що має важливе народногосподарське значення: створення наукових основ технологічного управління параметрами точності деталей, оброблених деформуючим протягуванням, які полягають в розробці математичних та експериментально-аналітичних моделей, що забезпечують встановлення причин утворення геометричних похибок та шляхів технологічного управління їх величиною, визначення особливостей деформування різнотовщинних заготовок та обробці деталей з малими натягами, а також розробці науково-обґрунтованих схем, способів протягування, інструментів та технологічних рекомендацій, що забезпечують необхідну точність обробки. Більш детально основні висновки по роботі можна сформулювати в такий спосіб:

1. Розроблена математична модель осередку деформації при деформуючому протягуванні, яка дозволила встановити шляхом комп'ютерного моделювання закономірність течії матеріалу у осередку деформації: у зоні контакту процес деформування носить стійкий характер, а у позаконтактних зонах має явно виражений нестійкий характер. На підставі цього обґрунтоване важливе науково-технологічне положення: інтенсивне утворення похибок форми отвору деталі відбувається у позаконтактних зонах осередку деформації.

2. На підставі експериментального дослідження осьових деформацій оброблених заготовок встановлені причини утворення похибок в зоні контакту, які обумовлені варіацією осьових деформацій ділянок різнотовщинних в окружному напрямку заготовок. Це дозволило розробити аналітично-експериментальну модель викривлення осі оброблених деталей, на основі якої встановлені технологічні шляхи управління величиною цієї похибки, що дозволило зменшити її величину в 1,5-2 рази.

3. Розроблено математичну модель деформування заготовки з вихідною різнотовщинністю в окружному напрямку. Установлено зв'язок між деформацією

отвору і кутовим розміром пластичної області φ_0 в залежності від вихідної різновтовщинності заготовки та її механічних властивостей. Результати численного моделювання дозволили визначити мінімально необхідну деформацію, яка забезпечує пластичне деформування всього об'єму заготовки, що дозволило зменшити брак оброблених деталей по параметру граничних деформацій з 17 до 3%.

4. При використанні розробленої моделі осередку деформації визначено його геометричні параметри: довжину позаконтактних зон та довжину ділянки контакту. Показано, що довжину контакту необхідно розраховувати по двох моделях осередку деформації, одна із яких враховує вплив висоти напливу, що виникає в локальній зоні пластичного деформування. При контактному тиску, який менший за критичний, використовується модель без врахування висоти напливу, у цьому випадку спостерігається збіг розрахункових значень із експериментальними; при досягненні контактним тиском критичного значення, розрахунок довжини контакту необхідно виконувати по моделі, що враховує висоту напливу.

5. За допомогою розробленої моделі осередку деформації виконано аналіз впливу режимів протягування та геометрії інструмента на загальну потужність формоутворення W та на її складові: потужності тертя – W_{mp} ; потужності на утворення позаконтактних зон $W_{e,3}$; потужності деформування на контактній ділянці – W_2 . Установлено, що величина відносної потужності W_{mp}/W інваріантна до режимів протягування та розмірів заготовки, і визначається тільки коефіцієнтом тертя та кутом α . Науково обґрунтовані шляхи технологічного управління енерговитратами на формоутворення через зміну технологічних факторів, що впливають на її складові, що дозволило знизити енерговитрати на процес на величину до 50%.

6. На підставі експериментального дослідження деформацій оброблених заготовок встановлено:

- із збільшенням товщини стінки укорочення заготовки переходить у подовження, що обумовлено спільним впливом контактного тиску і схеми

протягування;

- при досягненні контактним тиском критичного значення якісно змінюється схема формоутворення - укорочення заготовки переходить у подовження; при критичному контактному тиску її довжина не міняється;
- величина критичного контактного тиску визначається тільки властивостями оброблюваного матеріалу і залежить від товстостінності, кута α і натягу на елемент, що дозволяє забезпечити його наявність за рахунок зміни цих факторів;
- розроблено інженерну методику визначення кута α , якій забезпечує незмінність довжини заготовки в процесі її роздачі;
- при роздачі заготовок деформуючими елементами з кутом $\alpha > 6^\circ$, коли контактний тиск досягає критичного значення, змінюється відомий характер залежності контактного тиску від натягу a , тобто збільшення a приводить до росту контактного тиску;
- вплив матеріалу на зміну осьових розмірів заготовки та довжину контакту необхідно враховувати у випадку, коли контактний тиск досягає критичного значення.

7. Запропоновано спосіб протягування нерівножорсткої заготовки з гарантованою локалізацією пластичної деформації за рахунок створення в ній жорстких і пластичних ділянок та розроблена теоретична модель деформування такої заготовки, що забезпечує можливість деформування деталей зі значним перепадом товщини стінки в поперечному перерізі.

8. Встановлено особливості деформування виробів з малими натягами. Показано, що роздачу деталей із кінцевою товщиною стінки із чавунів необхідно здійснювати з малими пластичними деформаціями поверхневого шару отвору при відсутності їх поблизу зовнішньої поверхні. Розроблено схему деформування з використанням зворотного ходу інструменту, що реалізує цю умову. Визначальним режимним параметром для досягнення необхідної точності при деформуванні з малими натягами є величина сумарної пластичної деформації, що обмежується необхідною точністю форми отвору, а при обробці виробів з напівкрихких матеріалів необхідною точністю та ресурсом пластичності оброблюваного

матеріалу.

9. Виділено та систематизовано основні види геометричних похибок заготовок, оброблених деформуючим протягуванням. Експериментально встановлено вплив режимних факторів обробки та геометрії інструмента на величину геометричних похибок, що дозволило підтвердити висновки, отримані за допомогою розроблених теоретичних моделей по визначенню причин утворення геометричних похибок оброблених деталей.

10. Визначено шляхи технологічного управління параметрами точності при ДПР. Показано можливості значного зниження похибок за рахунок: впливу зовнішніх стабілізуючих факторів, які усувають нестійкість деформування у позаконтактних зонах; зменшення в зоні контакту варіації осьових деформацій ділянок різнотовщинних в окружному напрямку заготовок; усунення збурюючих факторів, що спотворюють осесиметричність деформування; виключення похибок форми зовнішньої поверхні заготовок. Розроблено науково-обґрунтовані способи деформування, що включають нові схеми протягування; конструкції інструментів; визначені раціональні режими протягування, що дозволяють знизити похибки обробки до 2 раз.

11. Виконані дослідження дозволили одержати аналітичні залежності для розрахунку: осьових деформацій, максимальної похибки деталі при обробці по схемах стиснення та розтягнення, розробити алгоритми технологічного управління схемою формоутворення заготовки, а також параметрами точності при розробці технологічних процесів: деформування різнотовщинних заготовок, відновлення геометричної точності зношених поршневих пальців.

12. Результати роботи пройшли промислову апробацію та лягли в основу розробки ресурсозберігаючих ефективних технологічних процесів обробки різнотовщинних заготовок стволів та хвилеводних вигинів; робочих поверхонь отворів гільз ДВЗ із чавуну; технологічних процесів відновлення геометричної точності зношених поршневих пальців ДВЗ, розширювачів для алмазного буріння та комбінованих протяжок для обробки отворів у чавунних заготовках.

ЛІТЕРАТУРА

1. Абель В.В. К вопросу определения деформацией стенки детали при деформирующе-режущем протягивании [Текст] / В.В. Абель, Т.Н. Ковбас // Автомоб. пром-сть. – 1979. – № 8. – С. 28–29.
2. Авицур Б. Обжим и раздача труб [Текст] / Б. Авицур // Конструирование и технология машиностроения. Тр. амер. об-ва инж.-механиков. Сер. В. – 1965. – Т. 87, № 1. – С. 85–93.
3. Альшевский Л.Е. Тяговые усилия при холодном волочении труб методом раздачи [Текст] / Л.Е. Альшевский. – М. : Metallurgizdat, 1952. – 144 с.
4. Анкундинов Д.Т. Малобазные тензодатчики сопротивления [Текст] / Д.Т. Анкундинов, К.Н. Мамаев. – М. : Машиностроение, 1968. – 188 с.
5. Апин Л.Р. Изменение упругих, остаточных и температурных деформаций при дорновании в зависимости от жесткости и длины деталей [Текст] / Л.Р. Апин, Я.П. Кочетков // Ученые записки / Рижский политехн. ин-т. – Рига : Латвийское газ.-журн. изд-во. – 1968. – № 23. – С. 40–47.
6. Апин Л.Р. О некоторых явлениях в процессе деформирования деталей при протягивании и дорновании [Текст] / Л.Р. Апин, Я.П. Кочетков // Вопросы точности протягивания. – Рига : Рижский политехн. ин-т, 1967. – С. 3–18.
7. Арляпов А.Ю. Обеспечение точности и качества поверхностного слоя глубоких отверстий малого диаметра в толстостенных заготовках дорнованием твердосплавными прошивками [Текст] : автореф. дис. ... канд. техн. наук. : 05.02.08 / Арляпов А.Ю.; Сибирск. гос. ун-т путей сообщения. – Новосибирск, 2004. – 17 с.
8. Ашихмин В.Н. Некоторые вопросы точности при протягивании отверстий большого диаметра [Текст] / В.Н. Ашихмин // Новые протяжные станки и прогрессивные методы протягивания. – М. : НИИМАШ, 1966. – С. 123–129.
9. Балаганская Е.А. Исследование деформирующего протягивания толстостенных заготовок высокоресурсных изделий [Текст] : автореф. дис. ... канд. техн. наук : 05.03.05 / Балаганская Елена Александровна; Воронежский гос. технич. ун-т. – Воронеж, 2000. – 16 с.
10. Борисов С.И. Величина внутреннего диаметра труб после раздачи в зависимости от внеконтактной и упругой деформации [Текст] / С.И. Борисов, В.И. Стрижак // Производство труб. – 1961. – № 5. – С. 35–42.
11. Борисов С.И. Определение деформации при холодной раздаче труб [Текст] / С.И. Борисов, В.И. Стрижак // Бюл. науч.-техн. информации. – Харьков : Metallurgizdat, 1960. – № 6/7. – С. 100–111.
12. Борисов С.И., Стрижак В.И. Влияние внешних зон очага деформации на усилие раздачи труб [Текст] / С.И. Борисов, В.И. Стрижак // Производство труб. – 1962. – № 6 – С. 59–63.
13. Бубнова Л.В. Напряжения и деформации при формоизменении тонкостенных труб [Текст] / Л.В. Бубнова, Н.Н. Малинин // Изв. вузов. Машиностроение. – 1965. – № 10. – С. 199–203.
14. Бубнова Л.В. Расчет формоизменения тонкостенных труб [Текст] / Л.В. Бубнова // Изв. вузов. Машиностроение. – 1965. – № 11. – С. 139–142.

15. Бусел Ю.Ф. Влияние некоторых параметров конструкции протяжек и режимов деформирующего протягивания на краевой эффект [Текст] / Ю.Ф. Бусел, А.И. Кодрик // Сверхтвердые материалы. Производство и применение: сб. тр. / Ин-т сверхтвердых материалов АН УССР. – К., 1977. – С. 123–125.
16. Бусел Ю.Ф. Исследование процесса протягивания точных отверстий в пакетах из некоторых авиационных материалов [Текст] : автореф. дис. ... канд. техн. наук : 05.164 / Бусел Юрий Федорович; Отд-е физ.-техн. наук АН Белорусской ССР. – Минск, 1972. – 18 с.
17. Бусел Ю.Ф. Перспективы интенсификации деформирующего протягивания с помощью колебаний и других видов энергии [Текст] / Ю.Ф. Бусел, Э.К. Посвятенко // Прогрессивные процессы механической обработки и режущие инструменты. – Тула : ВНТО, 1981. – С. 18–21.
18. Бусел Ю.Ф. Повышение точности тонкостенных деталей деформирующим протягиванием в упруго-жестких обоймах [Текст] / Ю.Ф. Бусел, Э.К. Посвятенко // Использование методов поверхностного пластического деформирования материалов в машиностроении. – Владимир : ВНТО, 1981. – С. 7–8.
19. Валяев Ф.Ф. Выбор оптимального угла заборного конуса дорнующей протяжки [Текст] / Ф.Ф. Валяев, В.И. Петренко // Чистовая обработка, отделка, упрочнение : сб. статей / [ред. коллегия: Ю. Г. Проскуряков (отв. ред.) и др.]; Рост. н/Д ин-т с.-х. машиностроения. – Ростов н/Д: [б. и.], 1972. – С. 54–60.
20. Верник Е.Б. Алмазосодержащий прокат [Текст] / Е.Б. Верник, Г.А. Виноградов, О.А. Катрус // Синтетические алмазы. – 1974. – Вып. 4. – С. 24–26.
21. Влияние числа и относительного расположения деформирующих элементов протяжки, одновременно находящихся в работе, на силы протягивания, ширину контакта, и изменение размеров детали [Текст] / О.А. Розенберг, Ю.Ф. Бусел, Я.Б. Немировский, В.В. Мельниченко // Физические явления при деформирующем протягивании и резании пластичных металлов: [сб. статей] / под ред. А.М. Розенберга; Ин-т сверхтвердых материалов АН УССР. – К., 1978. – С. 94.–119.
22. Восстанавливаем поршневые пальцы [Текст] / Я.Б. Немировский, А.И. Геровский, В.А. Наталенко, О.А. Копьев // Электрическая и тепловозная тяга. – 1987. – № 11. – С. 22–23.
23. Геровский А.И. Осевые напряжения в заготовке при деформирующем протягивании по схеме с ограничением осевой деформации [Текст] / А.И. Геровский, Я.Б. Немировский // Повышение эффективности протягивания (Качество обраб.): сб. науч. тр. / Риж. политехн. ин-т; [Редкол.: Ведмедовский В. А. (отв. ред.) и др.]. – Рига : РПИ, 1990. – С. 108–114.
24. Гольдшмидт М.Г. Точность при выглаживающем протягивании неравножестких деталей [Текст] / М.Г. Гольдшмидт, Д.Е. Зайцев, В.Д. Скворцов // Изв. Томского политехн. ин-та. – 1975. – Т. 263: Механика и машиностроение. – С. 51–53.
25. Голикова Т.И. Каталог планов второго порядка [Текст] / Т.И. Голикова, Л.А.

- Панченко, М.З. Фридман. – М. : Изд-во Моск. ун-та, 1974. – 387 с.
26. Гриценко Э.И. Влияние способа базирования детали при деформирующем протягивании на точность обработанного отверстия [Текст] / Э.И. Гриценко, И.В. Казаков // Физические явления при деформирующем протягивании и резании пластичных металлов: сб. тр. / Ин-т сверхтвердых материалов АН УССР. – К., 1978. – С. 44–51.
 27. Гриценко Э.И. Повышение точности и качества обработки гидроцилиндров деформирующим протягиванием [Текст] / Э.И. Гриценко, Л.А. Маликов, Л.Л. Пахомова // Физические явления при деформирующем протягивании и резании пластичных металлов: сб. тр. / Ин-т сверхтвердых материалов АН УССР. – К., 1978. – С. 120–126.
 28. Гуляев А.П. Металловедение [Текст]: [учеб. для вузов] / А.П. Гуляев. – М. : Металлургия, 1986. – 542 с.
 29. Дель Г.Д. Технологическая механика [Текст] / Г.Д. Дель. – М. : Машиностроение, 1978. – 174 с.
 30. Дель Г.Д. Исследование напряжений и деформаций в заготовках при деформирующем протягивании [Текст] / Г.Д. Дель, Ю.А. Цеханов, О.В. Соловьев // Повышение эффективности протягивания (Качество обраб.): сб. науч. тр. / Риж. политехн. ин-т; [Редкол.: Ведмедовский В. А. (отв. ред.) и др.]. – Рига : РПИ, 1990. – С. 82–88.
 31. Деформирующее протягивание с растяжением в производстве точных труб [Текст] / О.А. Розенберг, А.И. Геровский, Я.Б. Немировский, Г.А. Сизоненко // Вестн. машиностроения. – 1987. – № 10. – С. 42–44.
 32. Динамометр для измерения усилий протяжки цилиндрической детали [Текст] : а. с. 1254321 СССР : МКИ G 01 L 1/22 / Я.Б. Немировский, А.И. Геровский, О.А. Розенберг. – № 3840659/24–10 ; заявл. 09.01.85 ; опубл. 30.08.86, Бюл № 32. – 3 с.
 33. Динамометр к протяжным станкам [Текст] : а. с. 620846 СССР : МКИ G 01 L 1/22 / А.М. Розенберг, О.А. Розенберг, Ю.Ф. Бусел и др. – № 2412764/10 ; заявл. 15.10.76 ; опубл. 15.09.78, Бюл. № 31. – 4 с.
 34. Динамометр к протяжным станкам [Текст] : а. с. 718733 СССР : МКИ G 01 L1/22 / А. Д.Крицкий, Ю.Ф. Бусел, Э.К. Посвятенко. – № 2669380/18–10 ; заявл. 03.10.78 ; опубл. 28.02.80, Бюл. № 8. – 2 с.
 35. Дистанционная втулка [Текст] : а. с. 366038 СССР : МКИ В 23 d 43/02 / А.М. Розенберг, О.А. Розенберг, Ю.Ф. Бусел, Э.К. Посвятенко. – № 1624425/25–8 ; заявл. 24.02.71 ; опубл. 16.01.73, Бюл. № 7. – 2 с.
 36. Дорн [Текст] : а. с. 250639 СССР : МКИ В 23 d / Ю.Г. Проскураков, Ю.А. Акименко. – № 1256150/25–8 ; заявл. 05.07.68 ; опубл. 12.08.69, Бюл. № 48. – 2 с.
 37. Дорн [Текст] : а. с. 299306 СССР : МКИ В 23 d 43/02 / Ю.Г. Проскураков, В.А. Кохановский, В.И. Федотов. – № 1384016/25–8 ; заявл. 8.12.69 ; опубл. 26.03.71, Бюл. № 12. – 2 с.
 38. Дорн [Текст] : а. с. 366037 СССР : МКИ В 23 d 43/02 / Ю.Г. Проскураков, В.А. Кохановский, И.Б. Сайко, Ю.А. Акименко, Г.М. Бурков, В.И. Федотов. – № 1623587/25–8 ; заявл. 22.02.71 ; опубл. 16.01.73, Бюл. № 7. – 2 с.

39. Дорн [Текст] : а. с. 396209 СССР : МКИ В 23 d 43/02 / Ю.Г. Проскуряков, А.Н. Исаев, В.И. Федотов. – № 1493075/25–27 ; заявл. 26.11.70 ; опубл. 29.08.73, Бюл. № 36. – 2 с.
40. Єрємін П.М. Підвищення ефективності обробки отворів у деталях із чавунів комбінованим протягуванням: автореф. дис... канд. техн. наук: 05.03.01 / Єрємін Павло Миколайович; КНТУ. – Кіровоград. 2015. – 20 с.
41. Зайцев Д.Е. Напряженное состояние материала при дорновании [Текст] / Д.Е. Зайцев, В.Д. Дель // Станки и инструмент. – 1972. – № 1. – С. 36–37.
42. Зайцев Д.Е. Напряженное состояние при деформирующем протягивании [Текст] / Д.Е. Зайцев, В.Д. Дель, Г.Д. Дель // Вестн. машиностроения. – 1973.– № 6. – С. 63–65.
43. Изменение размеров деталей типа втулки и труб при деформирующем протягивании по схеме растяжения [Текст] / О.А. Розенберг, А.И. Геровский, Я.Б. Немировский, Ю.А. Цеханов // Технология и автоматизация машиностроения: межвед. республ. науч.-техн. сб. – К., 1987. – Вып. 40. – С. 86–94.
44. Ильюшин А.А. Пластичность. Ч. 1. Упруго-пластические деформации [Текст] / А. А. Ильюшин. – М.-Л. : Гостехиздат, 1948. – 376 с.
45. Исаев А.И. Особенности формирования наружной и внутренней поверхностей деталей типа втулок и гильз в процессе дорнования цилиндрических отверстий [Текст] / А.И. Исаев // Упрочняюще-калибрующие и формообразующие методы обработки деталей : тез. к науч.-техн. конф., 13–15 нояб. 1970 г. / Рост. н/Д обл. правл. науч.-техн. о-ва машиностроит. пром-сти. Сев.-Кавказ. центр. науч.-техн. информации. – Ростов-н/Д. : [б. и.], 1970. – С. 105–109.
46. Исаев А.Н. Точность формы отверстий трубчатых деталей при обработке их методом дорнования с большими натягами [Текст] / А.Н. Исаев // Чистовая обработка, отделка, упрочнение: сб. статей / Ростовский-на-Дону ин-т с./х. машиностроения. – Ростов-н/Д., 1972. – С. 61–65.
47. Казакевич И.И. Расчет процессов обжима и раздачи труб [Текст] / И.И. Казакевич // Вестн. машиностроения. – 1959. – № 6. – С. 48–51.
48. Казакевич И.И. Расчет процессов осесимметричного деформирования осесимметричных оболочек [Текст] / И.И. Казакевич // Машины и технология обработки металлов давлением. – М. : Машгиз, 1960. – С. 174–202.
49. Капелюшний Ф.М. Вплив експлуатаційних факторів на зношування поршневих пальців дизельних двигунів [Текст] / Ф.М. Капелюшний // Праці Таврійської держ. агротехн. акад. – Мелітополь, 2001. – Т. 17, вип. 2. – С. 113–117.
50. Капелюшний Ф.М. Удосконалення технології термічної обробки поршневих пальців дизельних двигунів при їх відновленні [Текст] : автореф. дис. ... канд. техн. наук: 05.16.01 / Капелюшний Федір Михайлович ; Запорізький нац. техн. ун-т. – Запоріжжя, 2004. – 18 с.: рис.
51. Качанов Л.М. Основы теории пластичности [Текст] : [учебное пособие для ун-тов] / Л.М. Качанов. – 2-е изд-е, перераб. и доп. – М.: Наука, 1969. – 420 с.

52. Качество поверхности, обработанной деформирующим протягиванием [Текст] / А.М. Розенберг, О.А. Розенберг, Э.И. Гриценко, Э.К. Посвятенко. – К. : Наук. думка, 1977. – 188 с.
53. К вопросу использования алмазов для изучения контактного взаимодействия инструмента с деталью при деформирующем протягивании [Текст] / А.М. Розенберг, О.А. Розенберг, Ю.А. Цеханов, Я.Б. Немировский, В.В. Кривошея // Сверхтвердые материалы. – 1984. – № 3. – С. 39–43.
54. Кирсанов С.В. Повышение производительности и точности обработки отверстий мерными инструментами [Текст]: автореф. дис. ... д-ра техн. наук: 05.03.01 / Кирсанов Сергей Васильевич; МГТУ «Станкин». – М., 2000. – 43 с.
55. Кирсанов С.В. Расчетное обоснование структурной схемы самоустанавливающихся приспособлений протяжных станков [Текст] / С.В. Кирсанов // Вестн. машиностроения. – 1993. – № 11. – С. 36–37.
56. Колмогоров В.Л. Напряжения. Деформации. Разрушения [Текст] / В.Л. Колмогоров. – М. : Металлургия, 1970. – 229 с.
57. Колмогоров В.Л. Исследование с помощью вариационных методов деформаций и усилий при волочении труб [Текст] / В.Л. Колмогоров // Инженерные методы расчета технологических процессов обработки металлов давлением: [докл. конф.] / под ред. И.Я. Тарновского. – М. : Metallurgizdat, 1964. – С. 242–247.
58. Колмогоров В.Л. Деформация стенки при волочении труб раздачей [Текст] / В.Л. Колмогоров, В.А. Алешин, А.Д. Шнее // Сталь. – 1959. – № 7. – С. 638–639.
59. Колчин А.И. Расчет автомобильных и тракторных двигателей [Текст] / А.И. Колчин, В.П. Демидов. – М. : Высшая школа, 1971. – 344 с.
60. Кочетков Я.П. Обеспечение точности при протягивании [Текст] / Я.П. Кочетков. – М. : Машиностроение, 1979. – 77 с.
61. Кочетков Я.П. Определение минимального натяга для обеспечения пластического деформирования по всему сечению заготовки при деформировании [Текст] / Я.П. Кочетков // Некоторые вопросы протягивания: сб. / под ред. В.А. Ведмедовского; Риж. политехн. ин-т. Мех.-машиностроит. фак. – Рига : [б. и.], 1971. – С. 54–57.
62. Кривошея В.В. Влияние угла рабочего конуса деформирующего элемента на процесс деформирующего протягивания цилиндрических отверстий [Текст] : автореф. дис. ... канд. техн. наук: 05.03.01 / Кривошея Владимир Васильевич; Ин-т сверхтвердых материалов АН УССР. – К., 1988. – 16 с.
63. Кривошея В.В. Тензометрический динамометр двухстороннего действия для измерения осевых усилий [Текст] / В.В. Кривошея // Сверхтвердые и тугоплавкие материалы: сб. науч. тр. – Киев: ИСМ АН УССР, 1982. – С. 93–97.
64. Кривошея В.В. Изменение геометрических размеров обрабатываемой детали при деформирующем протягивании [Текст] / В.В. Кривошея, Г.А. Петасюк // Резание и инструмент в технологических системах. – Харьков: НТУ Украины «ХПИ», 2000. – Вып. 57. – С. 136–144.
65. Крицкий А.Д. Особенности разработки твердосплавных деформирующих

- протяжек для обработки отверстий в деталях из труднообрабатываемых металлов и сплавов [Текст] : автореф. дис. ...канд. техн. наук : 05.03.01 / Крицкий Анатолий Дмитриевич; Ин-т сверхтвердых материалов АН УССР. – К., 1983. – 26 с.
66. Крицкий А.Д. К вопросу обработки тонкостенных деталей деформирующим протягиванием [Текст] / А.Д. Крицкий, Л.В. Лобанова, А.А. Комаров // Повышение эффективности протягивания (Качество обраб.) : сб. науч. тр. / Риж. политехн. ин-т; [редкол.: Ведмедовский В. А. (отв. ред.) и др. – Рига : РПИ, 1990. – С. 89–92.
67. Кроха В.А. Упрочнение металлов при холодной пластической деформации [Текст] : справочник / В.А. Кроха. – М. : Машиностроение, 1980. – 157 С.
68. Кузнецов В.А. Исследование деформированного состояния очага деформации при деформирующе-режущем протягивании отверстий [Текст] / В.А. Кузнецов, В.С. Крылов // Повышение эффективности протягивания (Качество обраб.) : сб. науч. тр. / Риж. политехн. ин-т; [редкол.: Ведмедовский В. А. (отв. ред.) и др. – Рига : РПИ, 1990. – С. 147–152.
69. Ламин А.Б. Определение внутреннего диаметра трубы после раздачи [Текст] / А.Б. Ламин // Цветные металлы. – 1968. – № 11. – С. 81–84.
70. Лахтин Ю.М. Влияние предварительной холодной деформации на цементацию стали [Текст] / Ю.М. Лахтин, В.Д. Кальнер, В.К. Седуков, Т.А. Смирнова // Металловедение и термическая обраб. металлов. – 1971. – № 12. – С. 22–26.
71. Левитас В.И. Большие упруго-пластические деформации материалов при высоком давлении [Текст] / В.И. Левитас; АН УССР. ИСМ. – К. : Наук. думка, 1987. – 231 с.
72. Левитас В.И. Конструкционная прочность твердосплавных рабочих элементов деформирующих протяжек [Текст] / В.И. Левитас, Я.Б. Немировский, С.Б. Полотняк // Пробл. прочности. – 1994. – № 12. – С. 62–68.
73. Лопатенко С.Г. Особенности деформирующего протягивания неравножестких деталей из чугуна [Текст] : автореф. дис. ... канд. техн. наук : 05.03.01 / Лопатенко Сергей Гарнольдovich; ИСМ НАН Украины. – К., 1998. – 18 с.
74. Лошак М.Г. Прочность и долговечность твердых сплавов [Текст] / М.Г. Лошак; АН УССР. ИСМ. – К. : Наук. думка, 1984. – 325 с.
75. Лурье А.И. Теория упругости [Текст] / А.И. Лурье. – М.: Наука, 1970. – 939 с.
76. Макушок Е.М. Механика трения [Текст] / Е.М. Макушок; под ред. В.П. Северденко; АН БССР. Физ.-техн. ин-т. – Минск : Наука и техника, 1974. – 254 с.
77. Малинин Н.Н. Волочение труб через конические матрицы [Текст] / Н.Н. Малинин // Изв. АН СССР. Механика. – 1965. – № 5. – С. 122–124.
78. Математическое моделирование процесса деформирующего протягивания [Текст] / Е.А. Балаганская, Б.А. Голоденко, Я.Б. Немировский, Ю.А. Цеханов; М-во образования Рос. Федерации. Воронеж. гос. технол. акад. – Воронеж : Воронеж. гос. технол. акад., 2001. – 194 с.
79. Металлообрабатывающий станок: а. с. 1511070 СССР, МКИ В 23 Q 39/04 /

- О.А. Розенберг, Я.Б. Немироовский, А.И. Геровский, В.Н. Скалыга, В.В. Смирнин, Ю.Н. Даллакян. – № 4287153/31–08; Заявл. 20.07.1987; Опубл. 30.09.1989. Бюл. № 36. – 3 с.
80. Мещеряков Р.К. Исследование процесса чистой обработки тонкостенных цилиндров пластическим деформированием [Текст] : автореф. дис. ... канд. техн. наук : 05.02.08 / Мещеряков Роберт Константинович; Моск. высш. техн. училище им. Н. Э. Баумана. – М., 1966. – 17 с.
81. Михайлюк Э.А. Повышение точности протягивания отверстий в деталях с переменной жесткостью стенки [Текст] / Э.А. Михайлюк, В.И. Сеницын // Высокопроизводительная точная обработка труднообрабатываемых материалов резанием [Текст] : материалы семинара / Моск. дом науч.-техн. пропаганды им. Ф.Э. Дзержинского. – М. : [б. и.] , 1971. – С. 46–49.
82. Монченко В.П. Исследование и внедрение процесса дорнования отверстий с большими натягами при обработке деталей класса втулок и гильз [Текст] : автореф. дис. ... канд. техн. наук / Владимир Петрович Монченко; РИСХМ. – Ростов н/Д., 1967. – 39 с.
83. Монченко В.П. Некоторые закономерности при дорновании с большим натягом [Текст] / В.П. Монченко // Новые протяжные станки и прогрессивные методы протягивания : материалы Всесоюз. семинара / под общ. ред. В.С. Белова. – М. : [б. и.] , 1966. – С. 142–157. – (Сер. С-1 «Станкостроение» / «ЭНИМС». «НИИМаш»).
84. Монченко В.П. Эффективная технология производства полых цилиндров [Текст] / В.П. Монченко. – М. : Машиностроение, 1980. – 248 с.
85. Монченко В.П. Деформирующая обработка втулок и гильз гидропневмоцилиндров [Текст] : обзор / В.П. Монченко, В.В. Белотелов. – М. : НИИМаш, 1976. – 91 с.
86. Механіка комбінованого протягування графітовмісних чавунів. Монографія [Текст] / Е.К. Посвятенко, Я.Б. Немировський, О.В. Чернявський, П.М. Єрьомін; М-во освіти та науки України, Кіровоградський нац. техн. ун-т. – Кропивницький, 2017. – 286 с.
87. Мюллер П. Таблицы математической статистики [Текст] / П. Мюллер, П. Нойман, Р. Шторм. – М. : Финансы и статистика, 1972. – 271 с.
88. Немировский Я.Б. Анализ энергетических параметров очага деформации при деформирующем протягивании [Текст] / Я.Б. Немировский // Техніка в сільськогосподарському виробництві, галузеве машинобудування, автоматизація : зб. наук. пр. / Кіровоград. нац. техн. ун-т. – Кіровоград, 2003. – Вип. 13. – С. 32–40.
89. Немировский Я.Б. Влияние схемы протягивания на точность изделий, обработанных деформирующим протягиванием [Текст] / Я.Б. Немировский // Високі технології в машинобудуванні: зб. наук. пр. – Харків : НТУ України «ХП», 2007. – Вип. 2 (15). – С. 172–179.
90. Немировский Я.Б. Восстановление калибрующих расширителей для алмазного бурения [Текст] / Я.Б. Немировский // Сверхтвердые материалы. – 2004. – № 1. – С. 64–72.
91. Немировский Я.Б. Исследования процесса деформирующего протягивания

- отверстий с целью оптимизации инструмента с групповым расположением рабочих элементов [Текст] : дис... канд. техн. наук : 05.03.01 / Немировский Яков Борисович; Ин-т сверхтвердых материалов АН УССР. – К., 1981.– 281 с.
92. Немировский Я.Б. Научные основы обеспечения точности изделий, обработанных деформирующим протягиванием [Текст] / Я.Б. Немировский // Сучасні процеси механічної обробки інструментами з НТМ та якість поверхні деталей машин: зб. наук. праць / НАН України. Ін-т надтвердих матеріалів ім. В.М. Бакуля. – К., 2006. – С. 195–208. – (Сер. Г. Процеси механічної обробки, верстати та інструменти).
93. Немировский Я.Б. Обеспечение геометрической точности изделий на основе изучения механики деформирующего протягивания [Текст] / Я.Б. Немировский // Резание и инструмент в технологических системах: междунар. науч.-техн. сб. – Харьков : НТУ Украины «ХПИ», 2002. – Вып. 61. – С. 146–153.
94. Немировский Я.Б. Особенности деформирующего протягивания разнотолщинных заготовок [Текст] / Я.Б. Немировский // Техніка в сільськогосподарському виробництві, галузеве машинобудування, автоматизація : зб. наук. пр. / Кіровогр. нац. техн. ун-т. – Кіровоград, 2013. – Вип. 26. – С. 135–142.
95. Немировский Я.Б. Особенности расчета геометрических параметров очага деформации при деформирующем протягивании [Текст] / Я.Б. Немировский // Техніка в сільськогосподарському виробництві, галузеве машинобудування, автоматизація : зб. наук. пр. / Кіровогр. нац. техн. ун-т. – Кіровоград, 2013. – Вип. 26. – С. 100–111.
96. Немировский Я.Б. Технологическое обеспечение точности при обработке отверстий деформирующим протягиванием [Текст] / Я.Б. Немировский // Резание и инструмент в технологических системах: междунар. науч.-техн. сб. – Харьков : НТУ Украины «ХПИ», 2013. – Вып. 83. – С. 195–207.
97. Немировский Я.Б. Точность отверстий, обработанных деформирующим протягиванием [Текст] / Я.Б. Немировский // Резание и инструмент в технологических системах: междунар. науч.-техн. сб. – Харьков: НТУ Украины «ХПИ», 2003. – Вып. 65. – С. 111–118.
98. Немировский Я.Б. Точность отверстий, обработанных протяжками с групповым расположением деформирующих элементов [Текст] / Я.Б. Немировский // Синтез и применение сверхтвердых материалов : сб. науч. тр. / [отв. ред. П.С. Кислый]; АН УССР. Ин-т сверхтвердых материалов. – К., 1981. – С. 80–87.
99. Немировский Я.Б. Кривизна оси разнотолщинных заготовок обработанных деформирующим протягиванием [Текст] / Я.Б. Немировский, А.И. Геровский // Техніка в сільськогосподарському виробництві, галузеве машинобудування, автоматизація : зб. наук. пр. / Кіровогр. нац. техн. ун-т. – Кіровоград, 2004. – Вип. 14. – С. 222–229.
100. Немировский Я.Б. Восстановление изношенных деталей на основе использования процесса холодного пластического деформирования [Текст] / Я.Б. Немировский, А.И. Геровский, В.В. Кривошея // Интенсификация

- производства и повышение качества изделий поверхностным пластическим деформированием : тез. науч.-техн. конф. 30 мая – 1 июня – Тольятти, Куйбышев, обл. правл. ВНТО машпром, Тольяттин. политехн. ин-т – С. 70.
101. Немировський Я.Б. Відновлення поршневих пальців на основі деформуючого протягування [Текст] / Я.Б. Немировський, Л.І. Деревець // Механізація та електрифікація сільського господарства : міжвідом. темат. наук. зб. / НААН, Нац. наук. центр «Ін-т механізації та електрифікації сіл. госп-ва». – Глеваха: ННЦ «ІМЕСГ», 2003. – Вип. 87.– С. 269–278.
102. Немировский Я.Б. Влияние геометрии деформирующего элемента на его прочность [Текст] / Я.Б. Немировский, Л.И. Деревец, С.Б. Полотняк // Сверхтвердые материалы. – 2004. – № 2. – С. 60–65.
103. Немировський Я.Б. До питання міцності поршневих пальців відновлених деформуючим протяганням [Текст] / Я.Б. Немировський, Л.І. Деревець, Ю.А. Цеханов // Механізація та електрифікація сільського господарства : міжвідом. темат. наук. зб. / НААН, Нац. наук. центр «Ін-т механізації та електрифікації сіл. госп-ва». – Глеваха: ННЦ «ІМЕСГ», 2004. – Вип. 88.– С. 142–151.
104. Немировский Я.Б. Шероховатость поверхностей трения гильз ДВС, обработанных с использованием пластического деформирования [Текст] / Я.Б. Немировский, М.М. Потемкин, А.В. Чернявский // Трение и износ. – 1989. – Т. 10, № 3. – С. 446–451.
105. Немировский Я.Б. Особенности процессов в контактной зоне очага деформации при деформирующем протягивании [Текст] / Я.Б. Немировский, Ю.А. Цеханов // Сучасні технології в машинобудуванні: зб. наук. праць. – Харків : НТУ України «ХПІ», 2013. – Вип. 8. – С. 74–84.
106. Немировский Я.Б. Применение вариационных принципов для анализа энергетических и кинематических параметров процесса деформирующего протягивания [Текст] / Я.Б. Немировский, Ю.А. Цеханов // Резание и инструмент в технологических системах : междунар. науч.-техн. сб. – Харьков : НТУ Украины «ХПИ», 2001. – Вып. 60. – С. 154–159.
107. Немировский Я.Б. Исследование изменения размеров полых осесимметричных заготовок при раздаче их деформирующим протягиванием [Текст] / Я.Б. Немировский, Ю.А. Цеханов, Е.А. Балаганская // Кузнечно-штамповое производство. Обработка материалов давлением. – 2005. – № 2. – С. 12–15.
108. Немировский Я.Б. Математическая модель очага пластических деформаций при деформирующем протягивании [Текст] / Я.Б. Немировский, Ю.А. Цеханов, Е.А. Балаганская // Современные проблемы механики и физико-химии процессов резания, абразивной обработки и поверхностного пластического деформирования: материалы междунар. науч. конф., 14–16 мая 2002 г., г. Киев. – К. : АТМ України, 2002. – С. 110–112.
109. Немировский Я.Б. Пути снижения энергозатрат при деформирующем протягивании трубных заготовок [Текст] / Я.Б. Немировский, Ю.А. Цеханов, Е.А. Балаганская // Изв. Тульского гос. ун-та. Сер. Механика деформирующего твердого тела и обраб. металлов давлением. – 2003. – Вып.

1. – С. 91–100.
110. Немировский Я.Б. Геометрическая точность изделий обработанных деформирующим протягиванием с малыми деформациями [Текст] / Я.Б. Немировский, А.В. Чернявский // Резание и инструмент в технологических системах : междунар. науч.-техн. сб. – Харьков : НТУ Украины «ХПИ», 2005. – Вып. 69. – С. 201–210.
111. Немировский Я.Б. Некоторые вопросы контактного взаимодействия при деформирующем протягивании [Текст] / Я.Б. Немировский, А.В. Чернявский // Резание и инструмент в технологических системах: междунар. науч.-техн. сб. – Харьков : НТУ Украины «ХПИ», 2006. – Вып. 70. – С. 322–331.
112. Немировский Я.Б. Особенности обработки гильз ДВС деформирующим протягиванием [Текст] / Я.Б. Немировский, А.В. Чернявский // Техніка в сільськогосподарському виробництві, галузеве машинобудування, автоматизація : зб. наук. пр. / Кіровоград. нац. техн. ун-т. – Кіровоград, 2004. – Вип. 15. – С. 425–432.
113. Немировский Я.Б. Оценка предельных деформаций при деформирующем протягивании заготовок из чугуна [Текст] / Я.Б. Немировский, А.В. Чернявский // Повышение эффективности протягивания (Качество обраб.): сб. науч. тр. / Риж. политехн. ин-т; [Редкол.: Ведмедовский В. А. (отв. ред.) и др.]. – Рига : РПИ, 1990. – С. 103–108.
114. Немировський Я.Б. Вплив умов базування на точність деталей, оброблених деформуючим протягуванням [Текст] / Я.Б. Немировський // Вісник Тернопільського національного техн. університету: Наук. журнал. – Тернопіль, ТНТУ, 2014. – №3(75). – С. 144-157.
115. Немировский Я.Б. Анализ энергетических параметров очага деформации при деформирующем протягивании [Текст] / Я.Б. Немировский // Техніка в с/г машинобудуванні, автом.: Зб. наук. пр. / Кіровоградський національний техн. ун-т. – Кіровоград, 2003. – вип. 13. – С. 32-40.
116. Немировский Я.Б. Погрешности наружной поверхности заготовок, обработанных деформирующим протягиванием [Текст] / Я.Б. Немировский // Високі технології машинобудування: междунар. научн.-техн. сб. – Харьков: НТУ Украины «ХПИ», 2013. – Вып. (1)23. – С. 130-136.
117. Немировский Я.Б. Особенности расчета усадки отверстий при деформирующем протягивании деталей из чугуна [Текст] / Я.Б. Немировский, А.В. Чернявский, П.Н. Еремин // Високі технології в машинобудуванні: міжнар. наук.-техн. сб. – Харків: НТУ України «ХП», 2014. – Вип. (1)24. – С. 109-121.
118. Новик Ф.С. Математические методы планирования эксперимента в металлведении [Текст] : [учеб. пособие] / Ф.С. Новик; Моск. ин-т стали и сплавов. – М., 1972. – Разд. 1: Общие представления о планировании экспериментов. Планы первого порядка. – 106 с.
119. Новиков Н.В. Конструкционная прочность материалов, чувствительных к масштабному эффекту [Текст] / Н.В. Новиков, В.И. Левитас // Влияние высоких давлений на вещество: в 2 т. – К. : Наук. думка, 1987. – Т. 2: Физика и техника деформирования при высоких давлениях / под ред. Б.И. Береснева.

– С. 71–75.

120. Новиков Н.В. Численное моделирование напряженно-деформированного и предельного состояния элементов аппарата высокого давления с алмазными наковальнями [Текст] / Н.В. Новиков, В.И. Левитас, С. Б. Полотняк // Сверхтвердые материалы. – 1987. – № 1. – С. 3–10.
121. Николаенко А.В. Теория, конструкция и расчет автотракторных двигателей [Текст] / А.В. Николаенко. – М. : Колос, 1984. – 335 с. – (Учеб. и учеб. пособия для высш. с.-х. учеб. заведений).
122. Обработка деталей без снятия стружки [Текст] / Ю.Г. Проскуряков, А.И. Осколков, А.С. Торхов и др. – Барнаул : Алт. кн. изд-во, 1972. – 173 с.
123. Огородников В.А. Оценка деформируемости металлов при обработке давлением [Текст] / В.А. Огородников. – К. : «Вища школа», 1983. – 175 с.
124. Опора для деформирующего протягивания [Текст]: а. с. 761172 СССР : МКИ В 23 Д 41/04 / О.А. Анпилогов, Ю.Ф. Бусел, А.Д. Крицкий и др. – № 2673534/25–08 ; заявл. 16.10.78 ; опубл. 07.09.80, Бюл № 33. – 5 с.
125. Опора к протяжному станку [Текст] : а. с. 453252 СССР : МКИ В 23 Д 41/02 / А.М. Розенберг, О.А. Розенберг, В.П. Деледивка и др. – № 1836811/25–27 ; заявл. 13.10.72 ; опубл. 15.12.74, Бюл. № 46. – 3 с.
126. Опора к протяжному станку [Текст] : а. с. 551089 СССР : МКИ В 23 Д 41/02 / А.М. Розенберг, О.А. Розенберг, Э.И. Гриценко и др. – № 2162107/27 ; заявл. 28.07.75 ; опубл. 25.03.77, Бюл. № 11. – 3 с.
127. Опора к протяжному станку [Текст] : а. с. 606692 СССР : МКИ В 23 Д 41/02 / А.М. Розенберг, О.А. Розенберг, Э.И. Гриценко и др. – № 2426255/25–08 ; заявл. 03.12.76 ; опубл. 15.05.78, Бюл. № 8. – 3 с.
128. Основы теории обработки металлов давлением [Текст] / под ред. М.В. Сторожева. – М. : Машгиз, 1959. – 470 с.
129. Палей М.А. Отклонения формы и расположения поверхностей [Текст] / М.А. Палей. – М. : Изд-во стандартов, 1965. – 118 с.
130. Пановко Я.Г. Устойчивость и колебания упругих систем [Текст] : Современ. концепции, парадоксы и ошибки / Я.Г. Пановко, И.И. Губанова. – 2-е изд., доп. – М. : Наука, 1967 - 420 с.
131. Пат. 68824А Україна, В 24 В 39/02. Спосіб деформування порожнистої вісесиметричної різнотовщинної заготовки [Текст] / Розенберг О.А., Немировський Я.Б., Цеханов Ю.А. (Росія). – № 109799 ; заявл. 31.10.2003 ; опубл. 16.08.2004, Бюл. № 8. – 3 с.
132. Пат. 68825 Україна, В 24 В3 9/02. Спосіб обробки отворів циліндричних виробів [Текст] / Розенберг О.А., Немировський Я.Б., Деревець Л.І., Цеханов Ю.А. (Росія). – № 109800 ; заявл. 31.10.2003 ; опубл. 16.08.2004, Бюл. № 118. – 3 с.
133. Перлин И.Л. Теория волочения [Текст] / И.Л. Перлин. – М. : Металургиздат, 1957. – 424 с.
134. Перлин И.Л. Теория волочения [Текст] / И. Л. Перлин, М. З. Ерманок. – 2-е изд., перераб. и доп. – М. : Металлургия, 1971. – 448 с.
135. Писаренко Г.С. Деформирование и прочность материалов при сложном напряженном состоянии [Текст] / Г.С. Писаренко, А.А. Лебедев; АН УССР.

- Ин-т проблем прочности. – К. : Наук. думка, 1976. – 415 с.
136. Полевой С.Н. Упрочнение металлов [Текст] : справочник / С.Н. Полевой, В.Д. Евдокимов. – М. : Машиностроение, 1986. – 320 с. – (СР Сер. справ. для рабочих).
137. Попов Е.А. Основы теории листовой штамповки [Текст] : [учеб. пособие] – 2-е изд., перераб. и доп. / Е.А. Попов. – М. : Машиностроение, 1977. – 278 с.
138. Породоразрушающий инструмент для геологических скважин [Текст] : справочник / М.И. Корнилов, М.К. Берестень, Д.И. Коган, В.С. Травкин. – М. : Недра, 1979. – 359 с.
139. Посвятенко Э.К. Деформирующее протягивание точных тонкостенных деталей с ограничением укорочения [Текст] / Э.К. Посвятенко // Физические явления при деформирующем протягивании и резании пластичных металлов : [сб. статей]. – К. : ИСМ АН УССР, 1978. – С. 87–93.
140. Посвятенко Э.К. Научное обоснование эффективности процесса деформирующе-режущего протягивания [Текст] : автореф. дис. ... д-ра техн. наук : 05.03.01 / Посвятенко Эдуард Карпович; Ин-т сверхтвердых материалов НАН Украины. – К., 1993. – 35 с.
141. Пресняков А.А. Локализация пластической деформации [Текст] / А.А. Пресняков. – М. : Машиностроение, 1983. – 56 с.
142. Применение износостойких покрытий на рабочих элементах деформирующих протяжек [Текст] / О.А. Розенберг, Я.Б. Немировский, С.Е. Шейкин, З.Г. Власюк // Сверхтвердые материалы. – 1987. – № 1. – С. 36–41.
143. Приспособление к протяжному станку для установки детали [Текст] : а. с. 831434 СССР : МКИ В 23 D 41/02 / Ю.Ф. Бусел, Э.К. Посвятенко. – № 2794765/25–08 ; заявл 13.07.79 ; опубл 23.05.81, Бюл № 19. – 4 с.
144. Проскуряков Ю.Г. Дорнование отверстий [Текст] / Ю.Г. Проскуряков. – М.-Свердловск : Машгиз [Урало-Сиб. отд-ние], 1961. – 192 с.
145. Проскуряков Ю.Г. Зависимость точности обработанных дорнованием отверстий от некоторых технологических факторов [Текст] / Ю.Г. Проскуряков // Вестн. машиностроения. – 1961. – № 4. – С. 64–70.
146. Проскуряков Ю.Г. Технология упрочняюще-калибрующей и формообразующей обработки металлов [Текст] / Ю.Г. Проскуряков. – М. : Машиностроение, 1971. – 208 с.
147. Проскуряков Ю.Г. Обеспечение точности отверстий при дорновании цилиндрических втулок [Текст] / Ю.Г. Проскуряков, А.Н. Исаев // Прогрессивные технологические методы повышения качества машин в механосборочном производстве. – К., 1980. – С. 108–111.
148. Проскуряков Ю.Г. Методика расчета сборных многозубых дорнующих протяжек для обработки отверстий втулок и гильз из труб методом дорнования с большими натягами [Текст] / Ю.Г. Проскуряков, Г.А. Кондраков // Технология машиностроения. – Брянск : БИТМ, 1975. – С. 203–211.
149. Проскуряков Ю.Т. Обработка отверстий многозубыми дорнами [Текст] / Ю.Т. Проскуряков, В.А. Куликовских, И.В. Позднякова // Станки и инструмент. – 1962. – № 4. – С. 29–31.

150. Проскуряков Ю.Г. Объемное дорнование отверстий [Текст] / Ю.Г. Проскуряков, В.Н. Романов, А.Н. Исаев. – М. : Машиностроение, 1984. – 223 с. – (Б-ка технолога).
151. Проскуряков Ю.Г. Обработка отверстий многозубым дорном [Текст] / Ю.Г. Проскуряков, Я.А. Симахин // Машиностроитель. – 1964. – № 9. – С. 38–39.
152. Прочность твердосплавных рабочих элементов деформирующих протяжек [Текст] / А.М. Розенберг, О.А. Розенберг, Ю.Ф. Бусел, А.Д. Крицкий; УкрНИКТИССМИ. – К., «Техніка», 1971. – 124 с.
153. Підвищення надійності деталей машин поверхневим пластичним деформуванням [Текст] : навч. посіб. / І. С. Афтаназів [та ін.] ; Житомирський інж.-технолог. ін-т. – Житомир : ЖІТІ, 2001. – 516 с.
154. Расчет и проектирование твердосплавных деформирующих протяжек и процесса протягивания [Текст] / А.М. Розенберг, О.А. Розенберг, Э.К. Посвятенко и др. / АН УССР. ИСМ. – К. : Наук. думка, 1978. – 256 с.
155. Расчет силы протягивания отверстий твердосплавной деформирующей протяжкой [Текст] : науч.-техн. информация / А.М. Розенберг, О.А. Розенберг, Ю.Д. Крицкий, Ю.Ф. Бусел / АН УССР. ИСМ. – К. : Наук. думка, 1975. – 53 с.
156. Расширитель [Текст] : а. с. 976004 СССР : МКИ Е 21 В 7/28 / А.А. Бугаев, Ю.Ф. Бусел, В.Д. Загнибеда и др. – № 3253465/03 ; заявл. 25.02.81 ; опубл. 23.11.82, Бюл. № 43. – 4 с.
157. Рогов М.Б. Раздача труб методом горячего волочения [Текст] / М.Б. Рогов, И.И. Казакевич, И.В. Петров // Метод раздачи труб горячим волочением / под ред. Л.С. Вальшонка. – М. : ЦБНТИ тяжелого машиностроения, 1958. – С. 3–36.
158. Розенберг А.М. Расчет на прочность деформирующих элементов протяжек [Текст] / А.М. Розенберг, Л.В. Лобанова, С.Б. Полотняк // Повышение эффективности протягивания. – Рига : Рижский политехн. ин-т, 1986. – С. 157–169.
159. Розенберг А.М. О раздаче трубных заготовок внутренним давлением [Текст] / А.М. Розенберг, О.А. Розенберг // Прикл. механика. – 1976. – Т. XII, № 10. – С. 133–137.
160. Розенберг А.М. Твердосплавные режущие прошивки для обработки точных отверстий в деталях из чугуна [Текст] / А.М. Розенберг, О.А. Розенберг, В.П. Деледивка; УкрНИКТИССМИ. – К., 1968. – 34 с.
161. Розенберг А.М. Расчет усадки отверстия при деформирующем их протягивании в деталях с «бесконечной» толщиной стенки [Текст] / А.М. Розенберг, О.А. Розенберг, В.В. Кривошея // Вестн. машиностроения. – 1986. – № 7. – С. 42–44.
162. Розенберг О.А. Механика взаимодействия инструмента с изделием при деформирующем протягивании [Текст] / О.А. Розенберг; АН УССР. ИСМ. – К. : Наук. думка, 1981. – 288 с.
163. Розенберг О.А. Механика взаимодействия инструмента с изделием при деформирующем протягивании как научная основа разработки инструмента

- и режимов его эксплуатации [Текст] : автореф. дис. ... д-ра техн. наук : 05.03.01 / Розенберг Олег Александрович; Ин-т сверхтвердых материалов АН УССР. – К., 1981. – 49 с.
164. Розенберг О.А. Механика взаимодействия инструмента с изделием при деформирующем протягивании – научная основа создания новых малоотходных процессов в машиностроении [Текст] / О.А. Розенберг // Физические явления при резании и холодном пластическом деформировании металлов: сб. науч. тр. – К. : Ин-т сверхтвердых материалов АН УССР, 1988. – С. 81–90.
165. Розенберг О.А. Использование синтетических алмазов для исследования контактных давлений при деформирующем протягивании [Текст] / О.А. Розенберг, Ю.Ф. Бусел, А.Д. Крицкий // Синтетические алмазы. – 1977. – Вып. 4. – С. 24–27.
166. Розенберг О.А. Контактные давления при обработке отверстий твердосплавными деформирующими протяжками [Текст] / О.А. Розенберг, Ю.Ф. Бусел, А.Д. Крицкий // Вестн. машиностроения. – 1979. – № 5. – С. 47–51.
167. Розенберг О.А. Методика определения коэффициента трения при деформирующем протягивании и его зависимость от основных факторов процесса [Текст] / О.А. Розенберг, Ю.Ф. Бусел, А.Д. Крицкий // Физические явления при деформирующем протягивании и резании пластичных материалов: [сб. статей] / под ред. А.М. Розенберга; ИСМ АН УССР. – К., 1978. – С. 3–22.
168. Розенберг О.А. Деформирующее протягивание как научная основа разработки малоотходных технологических процессов [Текст] / О.А. Розенберг, А.Д. Крицкий, Я.Б. Немировский // Новые сверхтвердые материалы и прогрессивные технологии их применения : тез. докл. Всесоюзной конф., сент. 1985, Канев. – К. : ИСМ АН УССР, 1985. – С. 196–197.
169. Розенберг О.А. Сборная твердосплавная протяжка для обработки гильз и цилиндров [Текст] / О.А. Розенберг, Я.Б. Немировский, А.В. Чернявский // Станки и инструмент. – 1986. – № 8. – С. 18–19.
170. Розенберг О.А. Исследование деформирования трубы в зонах вне контакта при протягивании [Текст] / О.А. Розенберг, Ю.А. Цеханов, Я.Б. Немировский // Прикл. механика. – 1983. – Т. XIX, № 10. – С. 78–83.
171. Розенберг О.А. О некоторых закономерностях упрочнения поверхностного слоя при деформирующем протягивании [Текст] / О.А. Розенберг, Ю.А. Цеханов, С.Е. Шейкин // Сверхтвердые материалы. – 2005. – № 4. – С. 56–68.
172. Романов В.Н. Технологическое обеспечение точности отверстий деталей типа гильз и длинных цилиндров, обрабатываемых из трубных заготовок свободным объемным дорнованием по схеме растяжения [Текст] : автореф. дис. ... канд. техн. наук : 05.02.08 / Романов Владимир Николаевич. – Брянск, 1978. – 22 с.
173. Рыжов Э.В. Технологическое обеспечение эксплуатационных свойств

- деталей машин [Текст] / Э.В. Рыжов, А.Г. Суслов, В.П. Федоров. – М. : Машиностроение, 1979. – 175 с.
174. Самоустанавливающаяся опора для протяжных станков [Текст]: а. с. 390878 СССР : МКИ В 23 д 31/02 / В.И. Гиссин, В.П. Монченко. – № 1478797/25–8 ; заявл. 14.09.70 ; опубл. 26.07.73, Бюл. № 31. – 2 с.
175. Самохоцкий А.И. Металловедение [Текст] / А.И. Самохоцкий, М.М. Кунявский. – М. : Металлургия, 1969. – С. 47–48.
176. Сборная деформирующая протяжка [Текст] : а. с. 770688 СССР : МКИ В 23 Д 43/02 / В.В. Морозов, Ю.Ф. Бусел, Я.Б. Немировский, Э.К. Посвятенко, О.А. Розенберг. – № 2747300/08 ; заявл. 04.04.79 ; опубл. 15.10.80, Бюл. № 38. – 3 с.
177. Сборная деформирующая протяжка [Текст] : а. с. 1324831 СССР : МКИ В 24 В 39/02, В 23 Д 43/02 / Я.Б. Немировский, О.А. Розенберг, А.В. Чернявский и др. – № 4007894/31–27 ; заявл. 13.01.86 ; опубл. 23.07.87, Бюл. № 27. – 2 с.
178. Сборник научных программ на Фортране [Текст] : руководство для программиста / пер. с англ. С.Я. Виленкина. – Вып. I: Статистика. – М. : Статистика, 1974. – 316 с.
179. Седов Л.И. Методы подобия и размерности в механике [Текст] / Л.И. Седов. – М. : Наука, 1972. – 440 с.
180. Симахин Я.А. Геометрические параметры многозубого дорна [Текст] / Я.А. Симахин // Вопр. технологии машиностроения. – Курган : Курганский машиностроит. ин-т, 1966. – Вып. 2. – С. 151–163.
181. Симахин Я.А. Исследование процесса обработки цилиндрических отверстий многозубыми дорнами [Текст] : автореф. дис. ...канд. техн. наук / Симахин Я.А. – Челябинск, 1966. – 23 с.
182. Смелянский В.М. Механика упрочнения деталей поверхностным пластическим деформированием [Текст] / В.М. Смелянский. – М. : Машиностроение, 2002. – 300 с.
183. Смирнов В.С. Теория обработки металлов давлением [Текст] / В.С. Смирнов. – М. : Металлургия, 1973. – 496 с.
184. Соловьев О.В. Предельные технологические параметры при деформирующем протягивании [Текст] : автореф. дис. ... канд. техн. наук : 05.03.06 / Соловьев Олег Вениаминович; Воронежский политехн. ин-т. – Воронеж, 1985. – 15 с.
185. Способ восстановления деталей типа крестовин карданного шарнира [Текст] : а. с. 1148206 СССР : МКИ В 23 Р 6–00, В 21 Д 41/02 / А.М. Розенберг, О.А. Розенберг, В.В. Кривошея, Я.Б. Немировский, В.Н. Скалыга, Н.В. Молодык, Ю.Н. Даллакян. – № Заявл. – Опубл. 23.10.88, Бюл. №39. – 4 с.
186. Способ деформирующего протягивания длинномерных деталей [Текст] : а. с. 1459904 СССР : МКИ В 24 В 39/02 / А.И. Геровский, Я.Б. Немировский, Т.А. Сизоненко. – № 4228024/31–27 ; заявл. 13.04.87 ; опубл. 23.02.89, Бюл. № 7. – 2 с.
187. Способ деформирующего протягивания [Текст] : а. с. 1539050 СССР : МКИ В 24 В 39/02, В 23 Д 43/02 / Я.Б. Немировский, А.И. Геровский, В.В.

- Кривошея. – № 4443763/31–27 ; заявл. 06.05.88 ; опубл. 30.01.90, Бюл. № 4 – 3 с.
188. Способ деформирующего протягивания [Текст] : а. с. 1523318 СССР : МКИ В 24 В 39/02, В 23 Д 43/02 / Я.Б. Немировский, А.И. Геровский, О.А. Розенберг. – № 4373116/31–27 ; заявл. 01.02.88 ; опубл. 23.11.88, Бюл. № 43 – 3 с.
189. Способ изготовления металлографических шлифов [Текст] : а. с. 836558 СССР : МКИ G 01 N 1/28 / А.М.Розенберг, О.А. Розенберг, Ю.Ф. Бусел и др. – № 2518967/22–02 ; заявл. 26.07.77 ; опубл. 07.06.81, Бюл. № 21. – 2 с.
190. Способ обработки осесимметричных деталей [Текст] : а. с. 1447649 СССР : МКИ В 24 В 39/02/ Я.Б. Немировский, О.А. Розенберг, А.И. Геровский и др. – № 4207821/31–27 ; заявл. 10.03.87 ; опубл. 30.12.88, Бюл. № 48. – 4 с.
191. Способ остановки процесса деформирующего протягивания [Текст] : а. с. 1395465 СССР : МКИ В 24 В 39/02, В 23 D 41/00 / Я.Б. Немировский, А.В. Чернявский, А.И. Геровский. – № 4141539/31–27, заявл. 31.10.86; опубл. 15.05.88, Бюл. № 18. – 3 с.
192. Способ определения границ фактического контакта инструмента с изделием при волочении и раздаче [Текст] : а. с. 637640 СССР : МКИ G 01 N 3/56 / А.М. Розенберг, О.А. Розенберг, Ю.Ф. Бусел и др. – № 2486786/25–28 ; заявл. 17.05.77 ; опубл. 15.12.1978, Бюл. № 46. – 2 с.
193. Способ определения границ фактического контакта инструмента с изделием при волочении и раздаче [Текст] : а. с. 724980 СССР : МКИ G 01 N 3/56 / О.А. Розенберг, Ю.Ф. Бусел, А.Д. Крицкий, Я.Б. Немировский. – № 7619991/25–28 ; заявл. 30.05.78 ; опубл. 30.03.1980, Бюл. № 12. – 2 с.
194. Способ определения длины волны внеконтактной деформации [Текст] : а. с. 963738 СССР : МКИ В 23 D 43/00, G 01 В 3/00/ А.И. Захаренко, А.И. Кодрик, В.В. Мельниченко. – № 3245047/25–27 ; заявл. 02.02.81 ; опубл. 07.10.82, Бюл. № 37. – 3 с.
195. Способ определения длины волны внеконтактной деформации при протягивании отверстий в изделии [Текст] : а. с. 1282240 СССР : МКИ G OI L I/04 / Я.Б. Немировский, А.В. Чернявский. – № 3864357/25–28 ; заявл. 04.03.85 ; опубл. 07.01.87, Бюл. № 1. – 3 с.
196. Стрижак В.И. Исследование процесса холодной раздачи труб [Текст] : автореф. дис. ...канд. техн. наук / Стрижак В.И.; Трубный институт. – Днепропетровск, 1963. – 18 с.
197. Сулима А.М. Поверхностный слой и эксплуатационные свойства деталей машин [Текст] / А.М. Сулима, В.А. Шулов, Ю.Д. Ягодкин. – М. : Машиностроение, 1988. – 237 с.
198. Схема деформирования при деформирующем протягивании [Текст] / А.М. Розенберг, О.А. Розенберг, Ю.Ф. Бусел, А.Д. Крицкий // Прикл. механика. – 1974. – Том X, № 2. – С. 108–111.
199. Тарнавский А.Л. Неконтактная деформация в процессе волочения [Текст] / А.Л. Тарнавский // Тр. конф. по метизному производству. – Челябинск : ЦБТИ, 1961. – С. 42–47.

200. Тензометрическое устройство и метод определения коэффициента трения при деформирующем протягивании [Текст] / А.М. Розенберг, О.А. Розенберг, Ю.Ф. Бусел, А.Д. Крицкий // Кузнечно-штамповое производство. – 1978. – № 7. – С. 180–20.
201. Теория обработки металлов давлением [Текст] : (Вариационные методы расчета усилий и деформации) / И.Я. Тарновский, А.А. Поздеев, О.А. Ганаго и др.; под ред. И.Я. Тарновского. – М. : Metallurgizdat, 1963. – 672 с.
202. Терликова Т.Ф. Остаточные деформации и точность обработки отверстий при дорновании втулок из стали 35Х [Текст] / Т.Ф. Терликова, А.Н. Исаев, А.А. Череватенко // Технология производства сельскохозяйственных машин : [Сб. статей]. – Ростов-на-Дону : РИСХМ, 1969. – С. 25–28.
203. Тимошенко С.П. Устойчивость упругих систем [Текст] / С.П. Тимошенко. – М. : Гостехиздат, 1955. – 586 с.
204. Тимошенко С.П. Пластины и оболочки [Текст] / С.П. Тимошенко, С. Войновский-Кригер; пер. с англ. В.И. Контовта; под ред. Г.С. Шапиро. – [2-е изд., перераб.]. – М. : Физматгиз, 1963. – 636 с.
205. Увеличение срока службы калибрующих расширителей для алмазного бурения [Текст] / О.А. Розенберг, Я.Б. Немировский, А.А. Бугаев, А.Ф. Полешко // Сверхтвердые материалы. – 1985. – № 6. – С. 52–57.
206. Устройство для деформирующего протягивания длинномерных цилиндрических деталей [Текст] : а. с. 1243936 СССР : МКИ В 24 В 39/02, В 23 D 43/02 / О.А. Розенберг, Я.Б. Немировский, А.И. Геровский и др. – № 3852404/25–27 ; заявл. 04.02.85 ; опубл. 15.07.86, Бюл. № 26. – 3 с.
207. Устройство для измерения границ фактического контакта инструмента с деталью при волочении и раздаче [Текст] : а. с. 1171694 СССР : МКИ G 01 N 3/56 / О.А. Розенберг, А.М. Розенберг, Я.Б. Немировский и др. – № 3559920/25–28 ; заявл. 28.02.83 ; опубл. 07.08.85, Бюл. № 29. – 2 с.
208. Устройство для измерения деформаций детали в процессе обработки отверстия [Текст] : а. с. 432354 СССР : МКИ G 01 L 1/04 / А.М. Розенберг, О.А. Розенберг, А.Д. Крицкий, Ю.Ф. Бусел. – № 1848131/25–27 ; заявл. 20.11.72 ; опубл. 15.06.74, Бюл. № 22. – 4 с.
209. Устройство для обработки отверстий типа колец [Текст] : а. с. 618216 СССР : МКИ / Ю.П. Мурзин, А.Б. Климов. – № Заявл. Опубл. Бюл. № 29. – 3 с.
210. Устройство для протягивания отверстий в деталях типа втулок и колец [Текст] : а. с. 573272 СССР : МКИ / Р.А. Маслов, О.А. Розенберг, А.Б. Менакер, Н.А. Чумак. – № 2376399/08 ; заявл. 21.06.76 ; опубл. 25.09.77, Бюл. № 35. – 3 с.
211. Феодосьев В.И. Сопротивление материалов [Текст] / В.И. Феодосьев. – М. : Наука, 1987. – 512 с.
212. Хван Д.В. Технологические испытания металлов [Текст] / Д.В. Хван. – Воронеж : Изд-во Воронеж. ун-та, 1992. – 152 с.
213. Цеханов Ю.А. Анализ напряженного состояния в контактной зоне при деформирующем протягивании [Текст] / Ю.А. Цеханов // Повышение эффективности протягивания (совершенствование процессов обработки). –

- Рига: Риж. политехн. ин-т, 1988. – С. 90–93.
214. Цеханов Ю.А. К оценке точности изготовления деталей переменной толщины, обрабатываемых деформирующим протягиванием [Текст] / Ю.А. Цеханов // Прикл. механика. – 1978. – Том XI, № 7. – С. 131–136.
215. Цеханов Ю.А. Механика деформирующего протягивания как научная основа оценки качества деталей и работоспособности инструмента с износостойкими покрытиями [Текст] : автореф. дис. ... д-ра техн. наук : 05.02.08 / Цеханов Юрий Александрович; КПИ. – К., 1993. – 43 с.
216. Цеханов Ю.А. Влияние технологических параметров деформирующего протягивания на конечные деформации заготовок [Текст] / Ю.А. Цеханов, Я.Б. Немировский // Високі технології в машинобудуванні: зб. наук. праць / Харківський держ. політехн. ун-т. – Харків, 2000. – Вип. 1 (3). – С. 281–285.
217. Цеханов Ю.А. Оценка деформируемости при деформирующем протягивании тонкостенных труб [Текст] / Ю.А. Цеханов, О.В. Соловьев // Синтез и применение сверхтвердых материалов: сб. науч. тр. / АН УССР. Ин-т сверхтвердых материалов. – К., 1981. – С. 77–80.
218. Цеханов Ю.А. Механика формообразования заготовок при деформирующем протягивании [Текст] / Ю.А. Цеханов, С.Е. Шейкин; М-во образования Рос. Федерации. Воронеж. гос. технол. акад. – Воронеж, 2001. – 200 с.
219. Цеханов Ю.А. Деформирующее протягивание разнотолщинных заготовок [Текст] / Ю.А. Цеханов, Е.А. Балаганская, Я.Б. Немировский // Труды четвертой российской науч.-техн. конференции «Авиакосмические технологии». – Воронеж, ВГТУ, АКТ. – 2003. – С. 34-39.
220. Цеханов Ю.А. Влияние разнотолщинности заготовки на процесс ее раздачи при деформирующем протягивании [Текст] / Ю.А. Цеханов, Е.А. Балаганская, Я.Б. Немировский // Високі технології в машинобудуванні: зб. наук. пр. – Харків: НТУ «ХПІ», 2002. – Вип. 1. – С. 427-431.
221. Чепурко М.И. Внеконтактная деформация при производстве труб и ее влияние на сопротивление деформации [Текст] / М.И. Чепурко // Бюллетень науч.-техн. информации / УкрНИИТИ. – Харьков : Metallurgizdat. – 1958. – № 4/5. – С. 38–50.
222. Чернявский А.В. Повышение эффективности обработки отверстий в деталях из чугуна деформирующим протягиванием [Текст] : автореф. дис. ... канд. техн. наук : 05.03.01 / Чернявский Александр Васильевич; Ин-т сверхтвердых материалов АН УССР. – К., 1988. – 17 с.
223. Чернявский А.В. Тензометрический динамометр для измерения осевых усилий при прошивании гильз цилиндров различных типоразмеров [Текст] / А.В. Чернявский, А.П. Кононец // Сверхтвердые и тугоплавкие материалы: сб. науч. тр. – К. : ИСМ АН УССР, 1985. – С. 159–160.
224. Шалаев В.Д. Изменение толщины трубчатых заготовок при обжиме и раздаче [Текст] / В.Д. Шалаев // Машины и технология обработки металлов давлением. – М. : Машиностроение, 1964. – С. 170–179.
225. Шейкін С.Є. Наукові основи технологічного управління мікрорьєфом поверхні та зміцненням поверхневого шару при деформуєчому протягуванні

- [Текст]: автореф. дис. ... д-ра техн. наук : 05.02.08 / Шейкін Сергій Євгенович; НТУ України «Київський політехн. ін.-т». – К., 2008. – 36 с.
226. Шейкин С.Е. Анализ формирования поверхностного слоя при деформирующем протягивании [Текст] / С.Е. Шейкин, Ю.А. Цеханов, Е.А. Балаганская // Резание и инструмент в технологических системах: сб. науч. тр. – Харьков : НТУ Украины «ХПИ», 2006. – Вып. 70. – С. 502–509.
227. Шельвинский Г.Н. Исследование процесса дорнования цилиндрических отверстий с большими натягами и методика определения рациональных режимов деформирования [Текст] : автореф. дис. ... канд. техн. наук : (05.164) / Шельвинский Г.Н.; Рост. н/Д. ин-т с.-х. машиностроения. – Ростов н/Д, 1969. – 30 с.
228. Schwenxgeiz W.F. Pressendes aus streckendes Anweiten von nahtlos gezogenen Rohren [Text] / W.F. Schwenxgeiz, A. Herrug // Maschinenmarkt. – 1977. – N 28. – S. 541–546.
229. Lu K, Lu S Nanostructure surface layer on metallic materials induced by surface mechanical attrition [Text] / K Lu, S Lu // Mater. Sci & Eng – 2003.
230. Marciniak Z. Odsztafcenia graniczne przytfczenin bladn [Text] / Z. Marciniak : Warszawa, Wydawnictwo naukowo-techniczne. 1971.–232 s.
231. Nemirovskyy Ya Issues about limit plastic deformations of deforming broaching of cast iron parts [Text] / Ya. Nemirovskyy, O. Chernyavskyy, P. Eryomin, Yu. Tsekhanov // Scientific Journal of the Ternopil National Technical University.–N1(81).–Ternopil, TNTU, 2016.–PP. 88-97.
232. Storakes B. Plastic and visko-plastik instability of a thin tube under internal pressure, torsion and axil tension [Text] / B. Storakes // JJMS, 1968.–Vol 10, N6.–PP. 510-529.

ДОДАТКИ

Додаток А

Договір по теоретичній оцінці впливу вихідних похибок заготовок стволів на викривлення осі виробу

ДОГОВІР № 28.117на виконання науково-дослідної роботи
Державний реєстраційний номер: 0117U003576м. Київ
2017 року« 8 » 06

Інститут надтвердих матеріалів ім. В.М. Бакуля НАН України (ІНМ) в особі заступника директора інституту Колесник Інни Денисівни, що діє на підставі довіреності № 5/4 від 10.05.2017, з однієї сторони (далі - Замовник), та Центральноукраїнський національний технічний університет (ЦНТУ) в особі ректора Черновола Михайла Івановича, який діє на підставі Статуту університету з іншої сторони (далі – Виконавець), разом – Сторони, уклали цей договір (далі – Договір), про наступне:

1. Предмет Договору

1.1 **Замовник** доручає, а **Виконавець** зобов'язується виконати науково-дослідну роботу (НДР) за темою «**Теоретична оцінка впливу вихідних похибок заготовок стволів на викривлення осі виробу**», код згідно класифікатору ДК015-97 – I.1 01.02.04.

1.2 Вихідні вимоги у формі головних завдань, показників та характеристик, яким повинні відповідати результати НДР, що є предметом **Договору** визначаються узгодженим **Сторонами Технічним завданням** (Додаток 2), що додається до **Договору** та складає невід'ємну частину даного **Договору**.

1.3 Термін виконання всієї роботи: з моменту підписання договору по 30.11.2017 р.

1.4 Зміст, терміни виконання Договору та очікувані результати визначаються Календарним планом виконання науково-дослідної роботи за темою «**Теоретична оцінка впливу вихідних похибок заготовок стволів на викривлення осі виробу**» (далі – **Календарний план**), який є невід'ємною частиною цього **Договору** (Додаток 3).

2. Вартість роботи та порядок розрахунків

2.1 За виконані роботи, зазначені в п.1 **Договору**, **Замовник** сплачує виконавцю 15000 (п'ятнадцять тисяч) грн., без податку на додану вартість (ПКУ ст.197.1.22), згідно **Калькуляції кошторисної вартості НДР** (Додаток 4), що додається до **Договору**.

2.2 Не пізніше 10-денного терміну з дня підписання **Договору** **Замовник** зобов'язаний перерахувати **Виконавцю** аванс в розмірі 50% від кошторисної вартості робіт, тобто 7500 (сім тисяч п'ятсот) гривень згідно Постанови КМУ від 23.04.2014 р. №117, терміном на 3 місяці. Остаточний розрахунок згідно актів виконаних робіт.

2.3 Остаточний розрахунок здійснюється після здачі та приймання всієї роботи із зарахуванням авансу.

Рахунок **Виконавця** з доданим до нього актом здачі-приймання виконаної НДР оплачуються **Замовником** у встановленому порядку п. 2.3., протягом 10 банківських днів з дня підписання акту.

2.4 Ціна цього Договору може бути скоригована за взаємною згодою Сторін.

3. Порядок здачі та приймання робіт

3.1 Про закінчення виконання роботи в цілому, **Виконавець** повинен повідомити **Замовника** та надати **Замовнику** науково-технічний звіт про виконану роботу, після чого сторони складають двосторонній акт здачі-приймання НДР у двох примірниках, по одному для кожної із сторін.

Додаток А.2

3.2 У випадку, якщо у **Замовника** виявляються зауваження або претензії по виконаній роботі, йому надається право заявити їх **Виконавцю** протягом 10 днів після вручення йому науково-технічного звіту та інших документів.

4. Права та обов'язки сторін

4.1 **Замовник** має право:

- перевіряти хід та якість виконання наукового дослідження.

4.2 **Виконавець** має право:

- самостійно вирішувати способи, техніку і методику проведення наукових досліджень;
- самостійно перерозподіляти суми витрат між статтями кошторису (дод. 4) без зміни кошторисної вартості НДР з виробничої необхідності або змінами в законодавстві України.

4.3 **Обов'язки Виконавця:**

- виконати роботу та передати **Замовнику** звітну документацію згідно умов цього Договору.

4.4 **Обов'язки Замовника:**

- видати **Виконавцю Технічне завдання**;
- протягом 10 робочих днів з дня отримання акту здачі-приймання НДР підписати його, передати **Виконавцю** (або надати мотивовану відмову прийняття роботи) та оплатити виконані НДР.

5. Відповідальність сторін

5.1 У разі невиконання або неналежного виконання своїх зобов'язань за Договором Сторони несуть відповідальність у відповідності до умов Договору та чинного законодавства України.

5.2 У випадках, не передбачених даним **Договором**, сторони керуються чинним Законодавством України.

5.3 За кожен день затримки оплати **Замовник** зобов'язаний сплатити **Виконавцю** штрафні санкції в розмірі облікової ставки НБУ за кожен день затримки платежу.

6. Вирішення спорів

6.1 Усі спори, що виникають з цього **Договору** або пов'язані з ним вирішуються шляхом переговорів між **Сторонами**.

6.2 Якщо спір неможливо вирішити шляхом переговорів, він вирішується в судовому порядку відповідно до чинного законодавства України.

7. Строки дії Договору та інші умови

7.1 Строк дії **Договору** – з моменту підписання договору і до 30.11.2017 року, але в будь-якому випадку до повного виконання **Сторонами** своїх зобов'язань за даним **Договором**.

7.2 Зміни та доповнення до **Договору** та додатки до нього є його невід'ємною частиною і мають юридичну силу у разі, якщо вони викладені у письмовій формі та підписані уповноваженими на те представниками **Сторін**.

7.3 Усі правовідносини, що виникають у зв'язку з виконанням умов даного **Договору** і не врегульовані ним, регламентуються нормами чинного законодавства України.

7.4 Податковий статус **Замовника:**

Замовник є неприбутковою державною установою, що фінансується з Державного бюджету України.

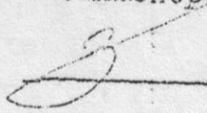
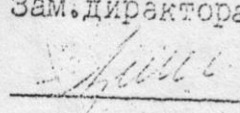
7.5 Податковий статус **Виконавця:**

Виконавець є неприбутковою організацією, код 0031.

7.6 **Замовник** і **Виконавець** частково або повністю звільняється від виконання своїх зобов'язань за умов виникнення форс-мажорних обставин, передбачити які неможливо на час підписання **Договору**, а саме: військові дії, стихійні лиха, громадські заворушення, рішення органів держави про секвестрування Державного бюджету та внесення інших змін до нього, які унеможливають подальше виконання **Договору**.

Додаток Б

Технічний акт по впровадженню технологічного процесу відновлення поршневих пальців 10Д100 в умовах Дніпровського тепловозремонтного заводу

<p>У Т В Е Р Ж Д А Ю 20/ Гл. инженер ДТРС  Н.А. Белоцкий " 12 " 03 1987г.</p>	<p>У Т В Е Р Ж Д А Ю Зам. директора ИСМ АН УССР  В.П. Артаков " 16 " 03 1987г.</p>
<p>ТЕХНИЧЕСКИЙ АКТ</p> <p style="text-align: right;">10 марта 1987г.</p>	
<p>Настоящий технический акт составлен в связи с окончанием работ по договору 2280 от 24 февраля 1986г. между Институтом сверхтвердых материалов АН УССР и Днепропетровским тепловозремонтным заводом МПС, проведенных в период с I кв. 1986 г. по I кв. 1987г.</p> <p>Работа выполнялась по теме 2240 " Разработать и освоить в производстве малоотходный технологический процесс восстановления поршневых пальцев ДВС".</p> <p>Целью работы являлась разработка технологического процесса восстановления поршневых пальцев дизелей типа 10 Д 100 с использованием метода холодного пластического деформирования отверстия пальца.</p> <p>До начала работ по договору изношенный по наружной поверхности палец не подлежал восстановлению, а заменялся новым. Материал пальца - сталь 12ХНЗА или сталь 55ПП, масса - 4,5 кг, стоимость 3,55 руб.</p> <p>В результате проведенных работ решены следующие научные и практические задачи:</p> <ol style="list-style-type: none"> 1. Определено влияние геометрии инструмента на изменение осевых размеров пальца. Выбраны режимы протягивания и схема деформирования. 2. Разработана конструкция инструмента, позволяющего осуществлять раздачу пальца при соблюдении его регламентированной длины. 	

Додаток Б.2

3. Разработан техпроцесс восстановления поршневых пальцев с использованием операции холодного пластического деформирования отверстия.

4. Изучены характеристики качества восстановленных пальцев. Проведены предварительные эксплуатационные испытания, на основании которых установлено, что долговечность восстановленных пальцев не уступает долговечности новых.

5. После восстановления нескольких опытно-промышленных партий пальцев разработанный технологический процесс принят к внедрению в условиях ДТРЗ.

Использование разработки обеспечивает в условиях ДТРЗ экономию 62 тонн металла в год. За рубежом аналогичный техпроцесс восстановления изношенных деталей не известен.

По договору разработана и передана "Заказчику" следующая техническая документация:

1. Чертеж прошивок деформирующих № 02.947.0.0.00 ,
№ 02.947.0.0.00-01.

2. Чертеж оснастки для раздачи поршневого пальца № 10.5338.0.0.0
Заказчику также переданы опытные образцы комплектов прошивок деформирующих в количестве 5 шт.

При проведении работ по данному договору была подана I заявка на предполагаемое изобретение. Ожидаемый экономический эффект от внедрения результатов работы составляет 46,7 тыс.руб. (долевое участие сторон определено при открытии договора).

Рекомендуется внедрение разработанного техпроцесса восстановления пальцев на тепловозоремонтных заводах Главного управления по ремонту подвижного состава МПС. В результате этого годовая программа восстановленных пальцев возрастает до 200 тыс.шт., что обеспечит ожидаемый годовой экономический эффект свыше 500 тыс.руб.

Додаток Б.3

при годовой экономии металла 900 тонн.

Настоящий акт является документом, подтверждающим внедрение технологического процесса восстановления поршневых пальцев дизелей типа Ю Д 100 на Днепропетровском тепловозоремонтном заводе МПС.

Работы по договору выполнены в установленные сроки и в полном объеме.

От ДТРС

От ИСМ АН УССР

Главный технолог

В.А. Наталенко
В.А. Наталенко

Начальник тех. бюро
дизельного цеха

О.П. Копьев
12.03.87
О.П. Копьев

Зав. отделом 20

О.А. Розенберг
9.02.87
О.А. Розенберг

с.н.с. отдела 20

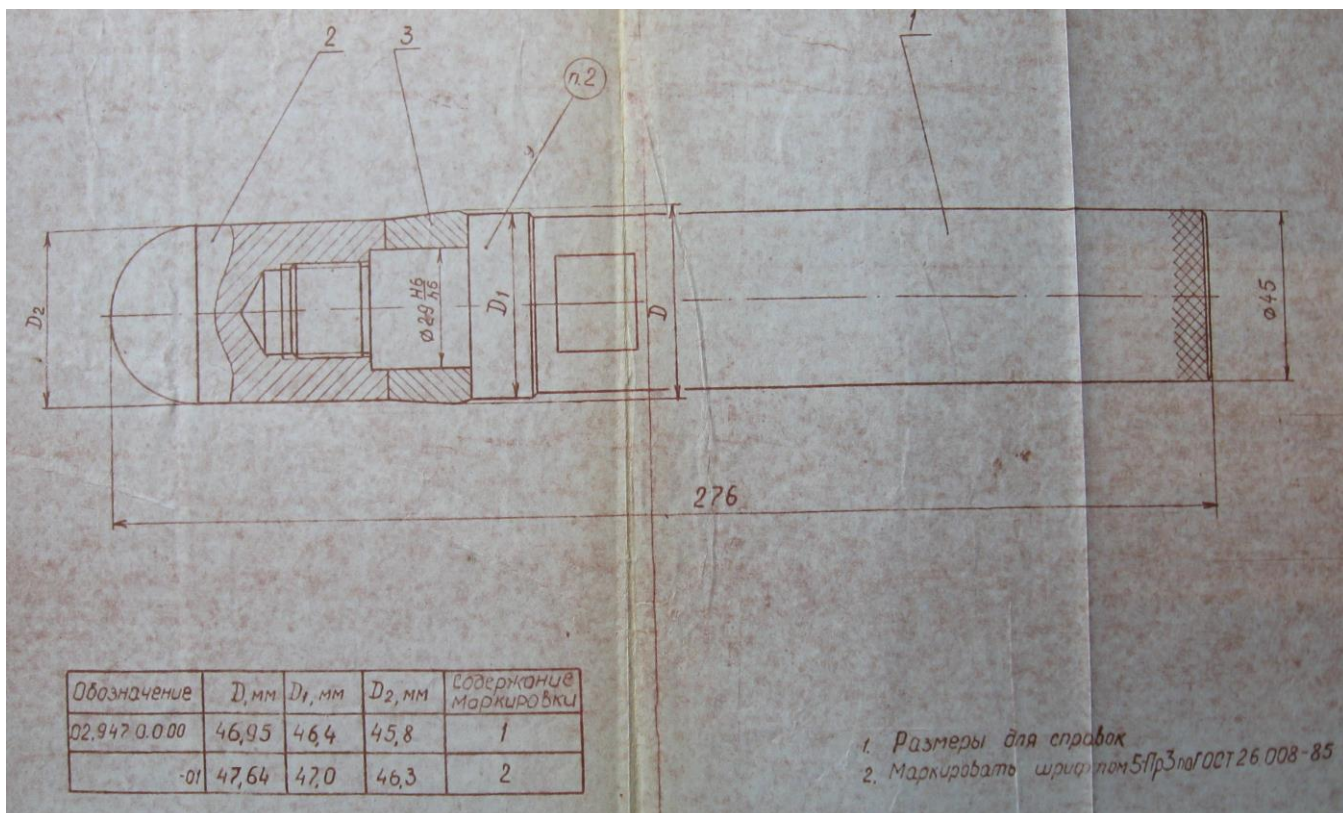
Я.Б. Немировский
Я.Б. Немировский

н. с. отдела 20

А.И. Геровский
А.И. Геровский

В.А. Наталенко

Додаток Б.4
Інструмент для роздачі пальців 10Д100



Додаток В

Акт приемки процессу відновлення поршневих пальців 10Д100

УТВЕРЖДАЮ:



А К Т

Приемки процесса восстановления поршневых пальцев дизелей типа 10Д100 в соответствии с темой 2040 "Разработать и освоить в производстве малостходные технологические процессы восстановления крестовин трансмиссий и поршневых пальцев ДВС"

Организация-исполнитель: Институт сверхтвердых материалов АН УССР
г. Киев

28 марта

Приемочная комиссия, созданная Президиумом АН УССР, по приемке с целью постановки на производство процесса восстановления поршневых пальцев ДВС с использованием деформирующего протягивания, в составе: председателя - Матусевича Я.С., заместителя начальника Днепродзержинского тепловозоремонтного завода (ДТРЗ); Ковалева Б.С., главного технолога по тепловозам, главного управления по ремонту подвижного состава и производства запчастей МПС; Наталенко В.А., главного технолога ДТРЗ; Коньова О.И., начальника техбиро дизельного цеха ДТРЗ; Немировского А.В., ст. науч. сотр. ИОМ АН УССР; Геровского А.И., научного сотр. ИОМ АН УССР; Максимова Н.И., начальника бюро охраны труда ДТРЗ; Фрезька А.А., технического инспектора труда ЦК профсоюза на И.Д. транспорте Приднепровского завода, произвела приемку процесса восстановления поршневых пальцев дизелей типа 10Д100, разработанного Институтом сверхтвердых материалов по техническому заданию ДТРЗ.

Комиссия считает предъявленный к приемке процесс восстановления поршневых пальцев принятым для восстановления в условиях ДТРЗ поршневых пальцев дизелей типа 10Д100 и рекомендует его для использования на предприятиях МПС.

Председатель комиссии
Члены комиссии

Я.С. Матусевич
Б.С. Ковалев
В.А. Наталенко
О.И. Коньов
Н.И. Максимов
А.И. Геровский
В.А. Наталенко
А.А. Фрезька

Додаток Д

Розрахунок очікуваного річного економічного ефекту від впровадження технологічного процесу відновлення поршневих пальців дизелів 10Д100

<p>"УТВЕРЖДАЮ"</p> <p>Зам. директора Института сверхтвердых материалов АН УССР</p> <p><u>В.П. Артюхов</u> 24.05 1987г.</p>	<p>"УТВЕРЖДАЮ"</p> <p>Главный инженер Днепропетровского теп- ловозоремонтного завода</p> <p><u>Н.И. Белоцкий</u> 12.03 1987г.</p>
--	---

РАСЧЕТ

уточненного ожидаемого годового экономического эффекта от разработок по внедрения договору №2280 "Исследование и разработка технологического процесса восстановления поршневых пальцев дизелей 10Д100"

1. Наименование предприятия: Днепропетровский тепловозоремонтный завод (ДТРЗ).
2. Подчиненность: Главное управление по ремонту подвижного состава и производству запчастей МПС.
3. Сроки внедрения мероприятия: I кв. 1987г.
4. Наименование и характеристика обрабатываемой продукции: поршневой палец дизеля типа 10Д100.
5. Краткая характеристика технологического процесса.
 - а) до внедрения: изношенный по наружной поверхности палец не восстанавливается, а заменяется новым;
 - б) после внедрения: техпроцесс восстановления пальцев включает следующие операции: отжиг, раздача внутреннего отверстия, термообработка, бесцентровое шлифование наружной поверхности, полировка наружной поверхности.

Исходные данные для расчета.

Наименование показателей	Условное обознач.	Ед. изм.	Значение показателей до внедр.	Значение показателей после внедр.
1	2	3	4	5
Годовая программа восстановления пальцев	A _T	шт.	-	13400
Стоимость одного нового пальца	Ц _п	руб.	3,55	-

Додаток Д.2

I	2	3	4	5
Затраты на восстановление пальца	C_{II}	руб.	-	0,5422
Коэффициент учета затрат на доставку новых деталей	K_{II}	-	I, II	-
Удельные (на один палец) капитальные вложения	$K_{инв}$	руб/шт	-	1,3
Нормативный коэффициент эффективности капитальных вложений	E_H	-	-	0,15
Масса пальца	m	кг	4,5	4,5
Повышение долговечности пальца после восстановления	$\frac{P_2}{P_1}$	-	-	1,128
Стоимость I тонны металлолома	$C_{л}$	руб.	49,3	-

Расчет экономической эффективности произведен в соответствии с методикой определения экономической эффективности использования в народном хозяйстве новой техники, изобретений и рационализаторских предложений, утвержденной Постановлением Государственного Комитета Совета Министров СССР по науке и технике, Госпланом СССР, Академией наук СССР и Государственным комитетом Совета Министров СССР по делам изобретений и открытий от 14 февраля 1977г. №48/16/13/3.

Годовой экономический эффект от внедрения разработанного технологического процесса рассчитывается по формуле

$$\begin{aligned}
 \mathcal{E} &= \left[C_{II} K_A \frac{\frac{1}{P_1} + E_H}{\frac{1}{P_2} + E_H} - (C_{II} + E_H K) - \frac{C_{л}}{1000} m \right] A_n = \\
 &= \left[3,55 \cdot 1,11 \cdot \frac{1+0,15}{1,128+0,15} - (0,5422 + 0,15 \cdot 1,3) - \frac{49,3}{1000} \cdot 4,5 \right] \cdot 13400 = \\
 &= [3,55 \cdot 1,11 \cdot 1,128 - 0,7372 - 0,2218] \cdot 13400 = 46,7 \text{ тыс. руб}
 \end{aligned}$$

Додаток Д.3

Экономия металла.

За счет восстановления изношенных пальцев, требующих замены новыми; при годовом объеме программы 13400 шт. в условиях ДТРС экономится 62 тонны металла.

Таким образом, годовой экономический эффект от внедрения тех-процесса восстановления поршневых пальцев дизелей типа ИСД10С в условиях ДТРС составит 46,7 тыс. руб. при экономии металла 62 тонны в год.

От ИСМ АН УССР

Зав. отделом

С.А. Розенберг С.А. Розенберг

Зав. отделом технико-экономических исследований

Б.П. Гинзбург Б.П. ГинзбургСтарший научный сотрудник
отдела 20*Я.Б. Немировский* Я.Б. Немировский

От ДТРС

Главный технолог

В.А. Наталенко В.А. Наталенко

Начальник ЦСО

Е.А. Березанский Е.А. Березанский

Додаток Ж

Акт по впровадженню технологічного процесу відновлення поршневих пальців дизелів Д37, Д240 і А01

УТВЕРЖДАЮ

Главный инженер

РНПО "Агропромремонт"



А. А. Линдер

1989 г.

УТВЕРЖДАЮ

Директора ИСМ АН УССР

А. А. Шепелев



1989 г.

А К Т

" " 1989 г.

Настоящий акт составлен в связи с окончанием работ по договору № 2442 от 8 апреля 1987 г. " Разработка деформирующих прошивок и оснастки для осуществления техпроцесса восстановления поршневых пальцев дизелей Д37, Д240 и А01" между Институтом сверхтвердых материалов АН УССР и РНПО " Агропромремонт" г. Ташкент, проведенных в период с I кв. 1987 г. по III кв. 1989 г.

Работа выполнялась в рамках темы 2040 " Разработать и освоить в производстве малоотходные технологические процессы восстановления крестовин трансмиссий и поршневых пальцев ДВС".

Целью разработки является разработка деформирующих прошивок и оснастки для осуществления техпроцесса восстановления поршневых пальцев дизелей Д37, Д240 и А01, что обеспечит получение деталей с эксплуатационными характеристиками, соответствующими новым пальцам.

До начала работ по договору изношенные по наружной поверхности поршневые пальцы дизелей Д37 и Д240 восстанавливались в небольшом количестве (36 тыс.шт.) путем раздачи стальным пуансоном под прессом. Значительный расход инструмента, наличие брака из-за укорочения пальца не позволяли поставить этот техпроцесс на промышленную основу, способную решить проблемы всего региона.

Додаток Ж.2

- 2 -

Палец АОІ в основном восстанавливался только за счет полировки наружной поверхности и подбору под соответствующий поршень.

Для достижения цели работы были решены следующие научные и практические задачи :

1. Определено влияние геометрии инструмента на изменение осевых размеров детали. Выбраны режимы протягивания и схема деформирования.

2. Разработана конструкция инструмента, позволяющая осуществлять раздачу пальца при соблюдении его регламентированной длины.

3. На основании анализа существующих техпроцессов восстановления поршневых пальцев и с учетом результатов исследований механики процесса деформирующего протягивания, а также исследований структуры восстановленных пальцев разработан техпроцесс восстановления поршневых пальцев с использованием операции деформирующего протягивания.

4. Изучены характеристики качества восстановленных пальцев, проведено сравнение этих характеристик с характеристиками пальцев, восстановленных другими методами. Показано, что эксплуатационные характеристики пальцев, восстановленных с использованием деформирующего протягивания превосходят характеристики пальцев, восстановленных методом гидротермической раздачи и не уступают новым.

5. Разработана установка для раздачи пальцев в автоматическом цикле. Установка изготовлена в условиях ИСМ АН УССР и испытана.

6. Согласно разработанного техпроцесса в условиях Таш ОРМЗ восстановлена опытно-промышленная партия поршневых пальцев.

7. Деформирующие прошивки, установка для раздачи пальцев и разработанный техпроцесс приняты к внедрению на Таш ОРМЗ в 1989г. Ожидаемый экономический эффект от внедрения процесса при годовой программе восстанавливаемых пальцев 200 тыс. шт. составит

Додаток Ж.3

- 3 -

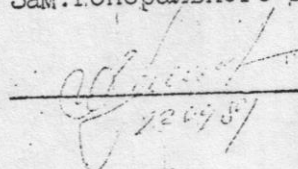
157 тыс.руб. при ожидаемой экономии металла 89 тонн в год (см. "Расчет экономического эффекта"). Долевое участие сторон определено при открытии договора.

В связи с выполнением работы получены положительные решения ВНИИГПЭ по трем заявкам на изобретения.

ИСМ АН УССР все работы, предусмотренные договором 2442, выполнены полностью и в срок.

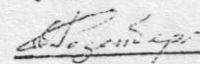
От РНПО "Агропромремонт"

Зам. генерального директора, к.т.н.

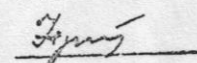

О.И. Зотов

От ИСМ АН УССР

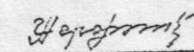
Зав. отделом 20, д.т.н.,
профессор

 О.А. Розенберг

с.н.с. отд. 20

 Я.В. Немировский

н.с. отд. 20

 А.И. Геровский

Додаток 3

Розрахунок економічного ефекту від впровадження технологічного процесу відновлення зношених поршневих пальців дизелів Д37, Д240 і А01

<p style="text-align: center;">" УТВЕРЖДАЮ "</p> <p>Зам. генерального директора РНИО "Агропромремонт"</p> <p style="text-align: right;">О.И. Зотов</p> <p style="text-align: right;">_____ 1989 г.</p>	<p style="text-align: center;">" УТВЕРЖДАЮ "</p> <p>Зам. директора Института сверхтвердых материалов АН УССР</p> <p style="text-align: right;">А.А. Шепелев</p> <p style="text-align: right;">_____ 1989 г.</p>
--	---

Р А С Ч Е Т

ожидаемого экономического эффекта от внедрения деформирующих прошивок и оснастки для восстановления изношенных поршневых пальцев дизелей Д-37, Д-240 и А01

1. Наименование разработки (предмет договора):
Разработка деформирующих прошивок и оснастки для восстановления изношенных поршневых пальцев дизелей Д-37, Д-240, А01, путем раздачи отверстия пальца.
2. Наименование предприятия: Ташкентский опытно-ремонтный механический завод.
3. Подчиненность: Республиканское научно-производственное объединение "Агропромремонт", Агропром УзССР
4. Сроки внедрения мероприятия: I кв. 1989г.
5. Наименование и характеристика обрабатываемой продукции:
Поршневой палец дизелей Д-37, Д-240 и А01 представляет собой термообработанную втулку из стали 12ХНЗА. Износ наружной рабочей поверхности выше 0,03 мм приводит к невозможности дальнейшей эксплуатации пальца. С целью экономии материалов и снижения трудозатрат изношенный палец необходимо восстанавливать.
5. Краткая характеристика технологического процесса:
 - а) до внедрения: техпроцесс восстановления изношенных по наружной поверхности пальцев включает следующие операции: отжиг, раздача внутреннего отверстия пальца, термообработка, бесцентровое шлифование наружной поверхности, полировка наружной поверхности. Операция раздачи внутреннего отверстия изношенного пальца заключается в последовательном пропускании через отверстие пальца нескольких пуансонов из стали У8. Раздаче предшествует сортировка пальцев по величине износа на группы и в зависимости от его каждая группа пальцев раздается определенным числом пуансонов на серийном 40-тонном прессе.

Додаток 3.2

2.
 б) после внедрения: техпроцесс восстановления пальцев включает такие же операции, что и до внедрения: отжиг, раздача внутреннего отверстия, термообработка, бесцентровое шлифование наружной поверхности. Операция раздачи внутреннего отверстия изношенного пальца независимо от величины износа будет выполняться двумя деформирующими элементами специальной конструкции из твердого сплава ВК15. Применение их обеспечит минимально необходимый припуск под последующую мехобработку при сохранении исходной длины пальца. Устранение сортировки пальцев позволит автоматизировать операцию раздачи, что снизит ее трудоемкость. Причем, устройство для раздачи пальцев унифицировано и позволяет раздавать пальцы всех требуемых типоразмеров. Применение твердосплавных элементов устраним очаги схватывания инструментального материала с обрабатываемым, что улучшит качество обработки внутренней поверхности пальца. В результате этого повысится циклическая прочность и, следовательно, долговечность восстановленного пальца.

I. Исходные данные для расчета экономического эффекта

№ п/п	Наименование исходных данных	Условн. обозначение	Ед. измерения	Значение показателей	
				базовых	новых
I	2	3	4	5	6
I.	Годовая программа пальцев				
	<u>дизелей ДЗ7, Д240</u> в т.ч.	$A_{Г_1}$	шт	100 000	100 000
	а) восстанавливаемых	$A_{Г_{1в}}$	шт	36 000	100 000
	б) покупных	$A_{Г_{1п}}$	шт	64 000	-
	<u>дизелей АО1</u> в т.ч.	$A_{Г_2}$	шт	100 000	100 000
	а) восстанавливаемых	$A_{Г_{2в}}$	шт	36 000	100 000
	б) покупных	$A_{Г_{2п}}$	шт	64 000	-
2.	Норма времени на операцию раздачи отверстия пальца				
	дизелей ДЗ7, Д240	t_1	час	0,16	0,025
	дизелей АО1	t_2	час	0,23	0,025
3.	Часовая тарифная ставка для данного вида работ	$Z_{час}$	руб	0,6	0,6
4.	Коэффициент, учитывающий отчисление в фонд соцстраха	$K_{соц}$	-	1,14	1,14
5.	Коэффициент дополнительной заработной платы	$K_{доп}$	-	1,08	1,08

Додаток 3.3

1	2	3	4	5	6
6.	Коэффициент премиальных доплат	$K_{пр.}$	-	1,4	1,4
7.	Стоимость инструмента для выполнения операции раздачи пальцев:				
	<u>дизелей ДЗ7, Д240</u>	$C_{и1}$	руб.	0,9	30
	<u>дизелей АО1</u>	$C_{и2}$	руб.	1,2	38
8.	Коэффициент, учитывающий случайную убыль инструмента	$K_{уб.}$	-	1,05	1,05
9.	Расход инструмента для восстановления пальцев:				
	<u>дизелей ДЗ7, Д240</u>	H_1	шт	1200	8
	<u>дизелей АО1</u>	H_2	шт	1300	8
10.	Стоимость нового пальца				
	<u>дизелей ДЗ7, Д240</u>	C_1	руб.	1,2	-
	<u>дизелей АО1</u>	C_2	руб.	2,25	-
11.	Полная себестоимость восстановления пальца				
	<u>дизелей ДЗ7, Д240</u>	C_{o1}	руб.	0,386	
	<u>дизелей АО1</u>	C_{o2}	руб.	1,49	
12.	Затраты на изготовление нового оборудования (устройство для раздачи пальцев)	$C_{об}$	руб.	-	23 000
13.	Затраты на проведение НИР	$C_{нир}$	руб.	-	30 000
14.	Нормативный коэффициент эффективности капитальных вложений	$E_{п}$	-	0,15	0,15
15.	Коэффициент учета затрат на доставку новых пальцев	$K_{д}$	-	1,1	-
16.	Масса пальца				
	<u>дизелей ДЗ7, Д240</u>	m_1	кг	0,5	0,5
	<u>дизелей АО1</u>	m_2	кг	0,9	0,9

Додаток 3.4

2. Расчет экономической эффективности					
№ п/п	Наименование показателей	Формулы для расчета	Значение показателя		Экономия (-) Перерасход (+)
			До внедрения	После внедрения	
1	2	3	4	5	6
1.	Затраты на заработную плату для операции раздачи пальца: дизелей Д37, Д240	$C_{з1} = Z_{зас} \cdot t_1 \cdot K_{соц} \cdot K_{гон} \cdot K_{пр}$	0,165	0,0258	-0,139
	дизелей АОI	$C_{з2} = Z_{зас} \cdot t_2 \cdot K_{соц} \cdot K_{гон} \cdot K_{пр}$	0,237	0,0258	-0,211
2.	Затраты на инструмент для раздачи пальца: дизелей Д37, Д240	$C_{н1} = \frac{2 \cdot n_1 \cdot H_1 \cdot K_{ус}}{A_{Г1б}}$	0,0315	0,0025	-0,0289
	дизелей АОI	$C_{н2} = \frac{2 \cdot n_2 \cdot H_2 \cdot K_{ус}}{A_{Г2б}}$	0,0454	0,00319	-0,0422
3.	Себестоимость операции раздачи пальца: дизелей Д37, Д240	$C_{оп1,2} = C_{з1} + C_{н1}$	0,1965	0,0283	-0,168
	дизелей АОI	$C_{оп3,4} = C_{з2} + C_{н2}$	0,282	0,0289	-0,253
4.	Себестоимость операции раздачи годового выпуска пальцев: дизелей Д37, Д240	$C'_{Г1} = C_{оп1,2} \cdot A_{Г1б}$	7074	1018	-6056
	дизелей АОI	$C'_{Г2} = C_{оп3,4} \cdot A_{Г2б}$	10152	1040,4	-9111,6
5.	Полная себестоимость восстановления пальца по новому техпроцессу: для дизелей Д37, Д240	$C_{о3} = C_{о2} - C_{оп1} + C_{оп2}$	0,386	0,218	-0,168
	для дизелей АОI	$C_{о4} = C_{о2} - C_{оп3} + C_{оп4}$	1,49	1,237	-0,253
6.	Изменение себестоимости при замене нового пальца восстановленным: для дизелей Д37, Д240	$\Delta C_1 = C_1 \cdot K_g - C_{о3}$			-1,1
	для дизелей АОI	$\Delta C_2 = C_2 \cdot K_g - C_{о4}$			-1,236
7.	Изменение себестоимости при замене годовой программы новых пальцев восстановленными для дизелей Д37, Д240	$\Delta C_{Г1} = \Delta C_1 \cdot A_{Гп}$			-70400
	для дизелей АОI	$\Delta C_{Г2} = \Delta C_2 \cdot A_{Гп}$			-79232

Додаток 3.5

I	2	3	4	5	6
8. Суммарные затраты по себестоимости годовой программы пальцев:					
для дизелей ДЗ7, Д240		$\Sigma C_{r1} = C'_{r1} + \Delta C_{r1}$			-76466
для дизелей А01		$\Sigma C_{r2} = C'_{r2} + \Delta C_{r2}$			-88343,6
9. Годовой экономический эффект $\mathcal{E}_r = \Sigma C_{r1} + \Sigma C_{r2} - \epsilon_n (\text{Цоб.} + \text{Снпр})$					-157300

Таким образом, ожидаемый экономический эффект от внедрения разработанного инструмента и оснастки для восстановления пальцев дизелей ДЗ7, Д-240 и А01 составит 157,300 тыс.руб.

Ожидаемая экономия металла $\mathcal{E} = (m_1 + m_2) A_{r1} = 39,6$ т. в год

Расчет экономического эффекта произведен в соответствии с "Методическими указаниями по определению экономической эффективности использования сверхтвердых материалов", утвержденными Президиумом АН УССР 30.10.78г. и согласованными с Государственным Комитетом СССР по науке и технике 30.10.78 г. и Государственным Комитетом СССР по делам изобретений и открытий.

Главный инженер
Ташкентского ОРМЗ

_____ Д.И. Ванецкин

Нач. ПЭО ОРМЗ

_____ Т.М. Монахова

Нач. ПЭО "РНПО" Агропромремонт"

_____ В.Р. Худякова

Зам.заведующего отд. ремонта
РНПО " Агропромремонт"

_____ Т.И. Натфулин

От ИСМ АН УССР

Зав. отделом № 20

_____ О.А. Розенберг

Зав. отделом технико-экономических исследований

_____ Б.И. Гинзбург

Ст. научный сотрудник отд. 20

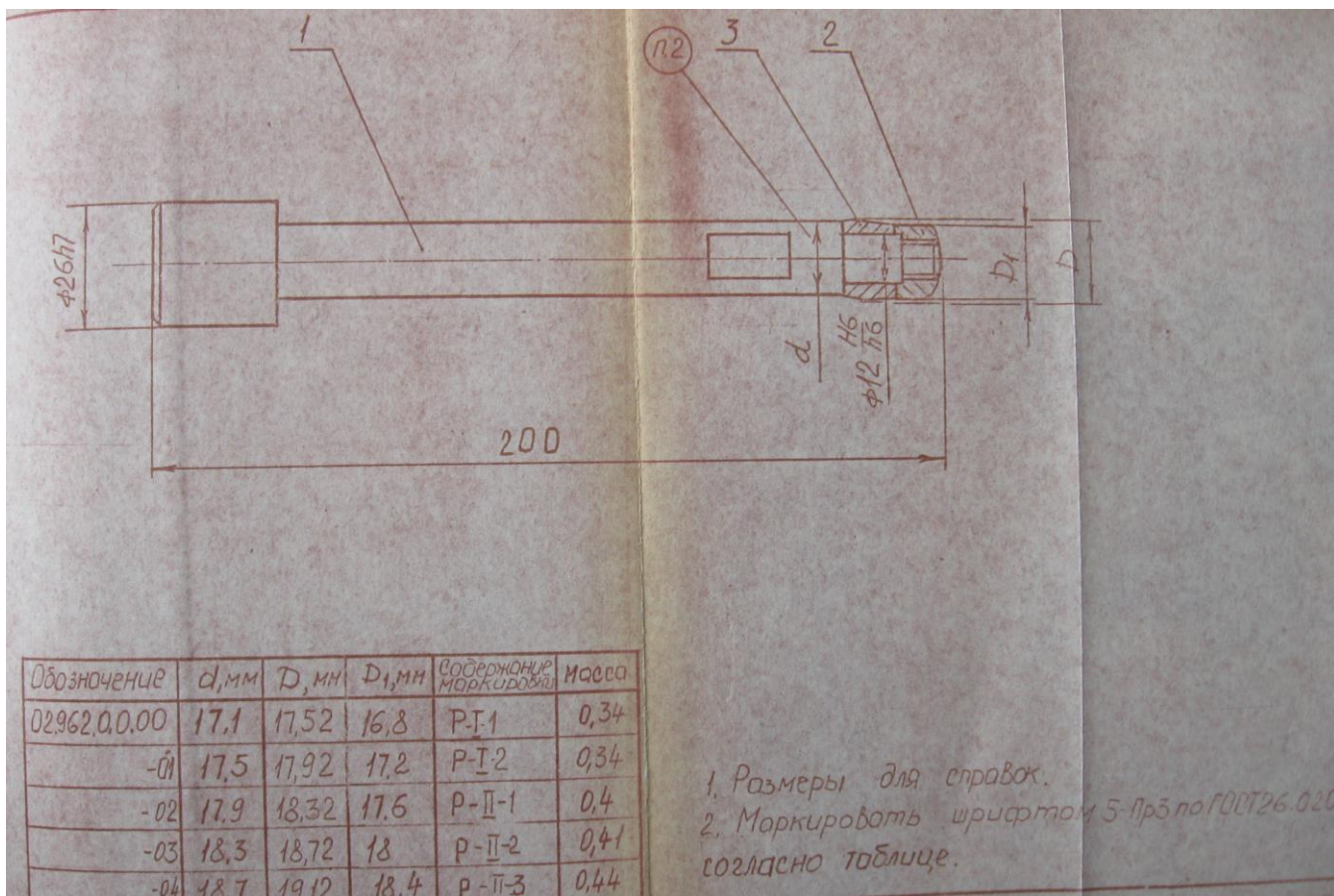
_____ Я.Б. Немировский

Науч. сотрудник отдела технико-экономических исследований

_____ М.С. Зисман

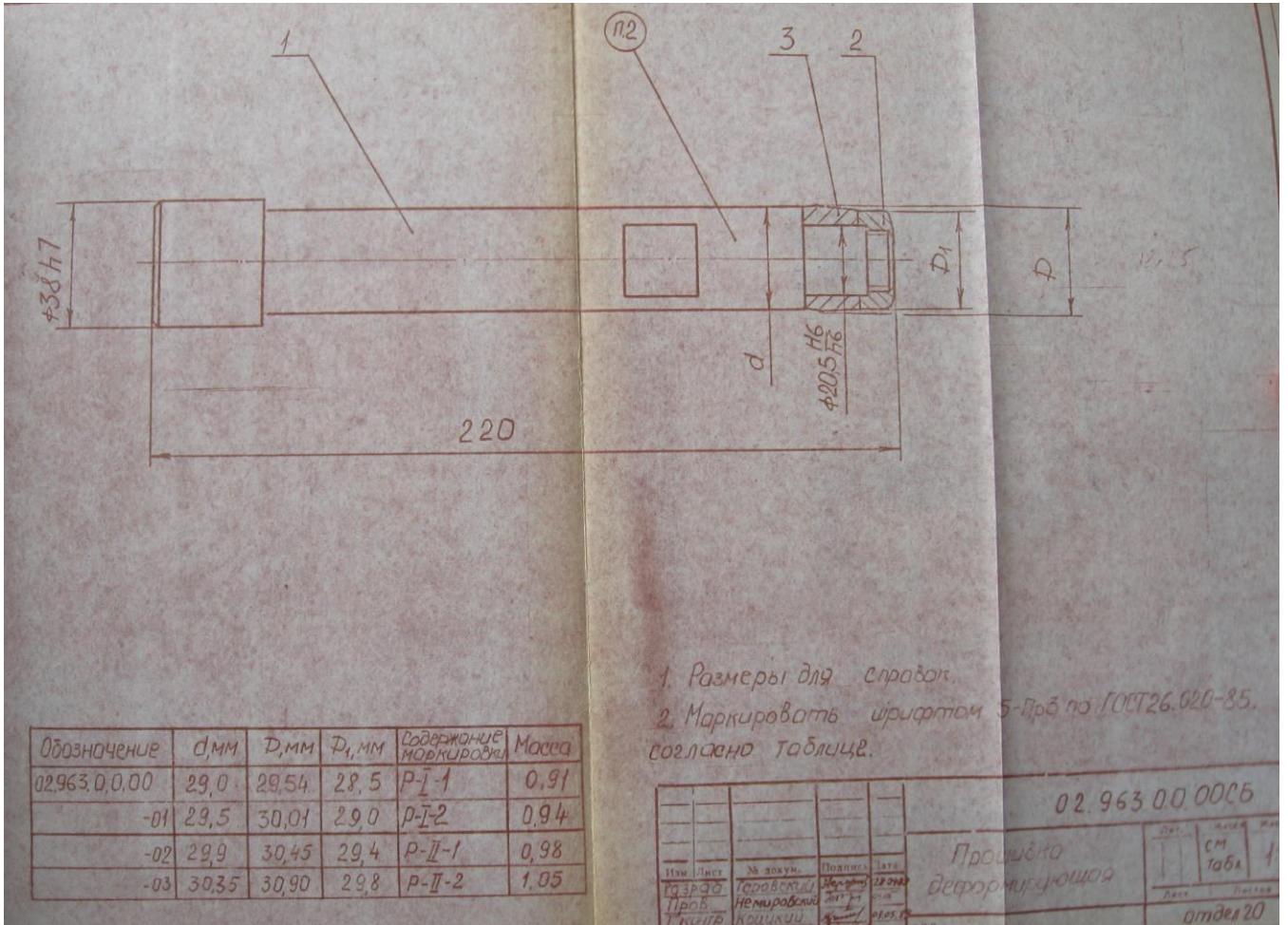
Додаток 3.6

Прошивка деформуюча для роздачі зношених поршневих пальців дизелів ДЗ7



Додаток 3.7

Прошивка деформуюча для роздачі зношених поршневих пальців дизелів А01



Додаток К

Технічний акт по виробничим випробуванням конструкцій розширювача по бурінню гірських порід

УТВЕРЖДАЮ:

Главный инженер
Новокузнецкой КГРЭ
В. В. Белоконов
"24" октября 1983 г.

УТВЕРЖДАЮ:

Зам. директора ИСМ АН УССР
докт. техн. наук, профессор
Э. В. Рыжов
"09" // 1983 г.

ТЕХНИЧЕСКИЙ АКТ

Согласно "Протокола технического совещания представителей ИСМ АН УССР и НКГРЭ" на протяжении 1983 года в условиях НКГРЭ проводились производственные испытания расширителей конструкции ИСМ АН УССР, восстановленных после отработки за счет раздачи корпуса расширителя деформирующим протягиванием.

Для восстановления была отобрана партия снятых с эксплуатации расширителей конструкции ИСМ АН УССР, в количестве 4 шт.

Эксплуатационные данные восстанавливаемых расширителей приведены в табл. I.

Таблица I.

№ расширителя	Начальный диаметр	Проходка до снятия с работы, м	Категория пробуренных пород	Конечный диаметр
1	76,5	450	УП - IX	75,7
2.	76,5	480	УП - IX	75,9
3	76,6	390	УП - X	75,8
4	76,55	220	УШ - X	75,7

Раздача расширителей осуществлялась в условиях мехмастерской НКГРЭ на гидравлическом прессе. Расширители устанавливались в специальную обойму, предотвращающую смятие внутренней резьбы корпуса. Через внутреннее отверстие корпуса расширителя проталкивали деформирующие элементы с диаметрами цилиндрических ленточек 61,5 и 61,9 мм. Это позволило увеличить рабочий диаметр расширителя на величину примерно 0,8 мм. В процессе раздачи окружная деформация, в основном, локализуется на участках с выборками и крепление рабочих пластин в корпусе практически не разрушается.

Размеры восстановленных расширителей приведены в табл. 2.

Додаток К.2

2.

Таблица 2.

№ расширителя	Диаметр до протягивания, мм D_2	Диаметр после протягивания, мм D_1	Разность диаметров, мм $D_1 - D_2$, мм
I	75,7	76,55	0,85
2	75,9	76,60	0,70
3	75,8	76,60	0,80
4	75,7	76,55	0,85

После восстановления расширителей вновь запущены в работу на буровых скважин НКГРЭ. Данные по их отработке приведены в табл.3.

Таблица 3.

№ расширителя	Проходка до восстановления в метрах	Проходка после восстановления	Увеличение ресурса в %
I	450	180	40
2	480	175	36,4
3	390	190	48,7
4	220	130	59

Как следует из приведенных данных производственные испытания восстановленных расширителей показали, что ресурс расширителей увеличивается в среднем на 46%. Кроме того восстановленные расширители в случае необходимости могут быть использованы в роли других элементов КССК, например центраторов.

Додаток К.3

39

В В О Д Н:

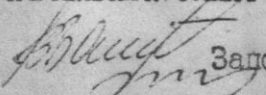
1. Разработанная ИСМ АН УССР новая конструкция расширителя (а.с. СССР № 976004), позволяет при помощи процесса деформирующего протягивания восстанавливать свой рабочий диаметр после снятия расширителя с эксплуатации в результате износа.

2. Восстановление расширителя позволило увеличить его ресурс на 46%

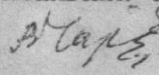
3. Принять к внедрению с 1 января 1984 года конструкцию расширителя а.с. СССР № 976004, разработанную ИСМ АН УССР.

От Норильской КГРЭ:

Начальник ОПИТ

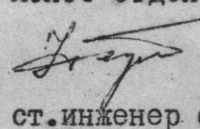
 Зазольский В.И.

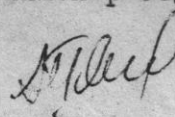
Ответственный исполнитель
по дог. 1785
начальник отряда ОПИТ

 Мартынов В.В.

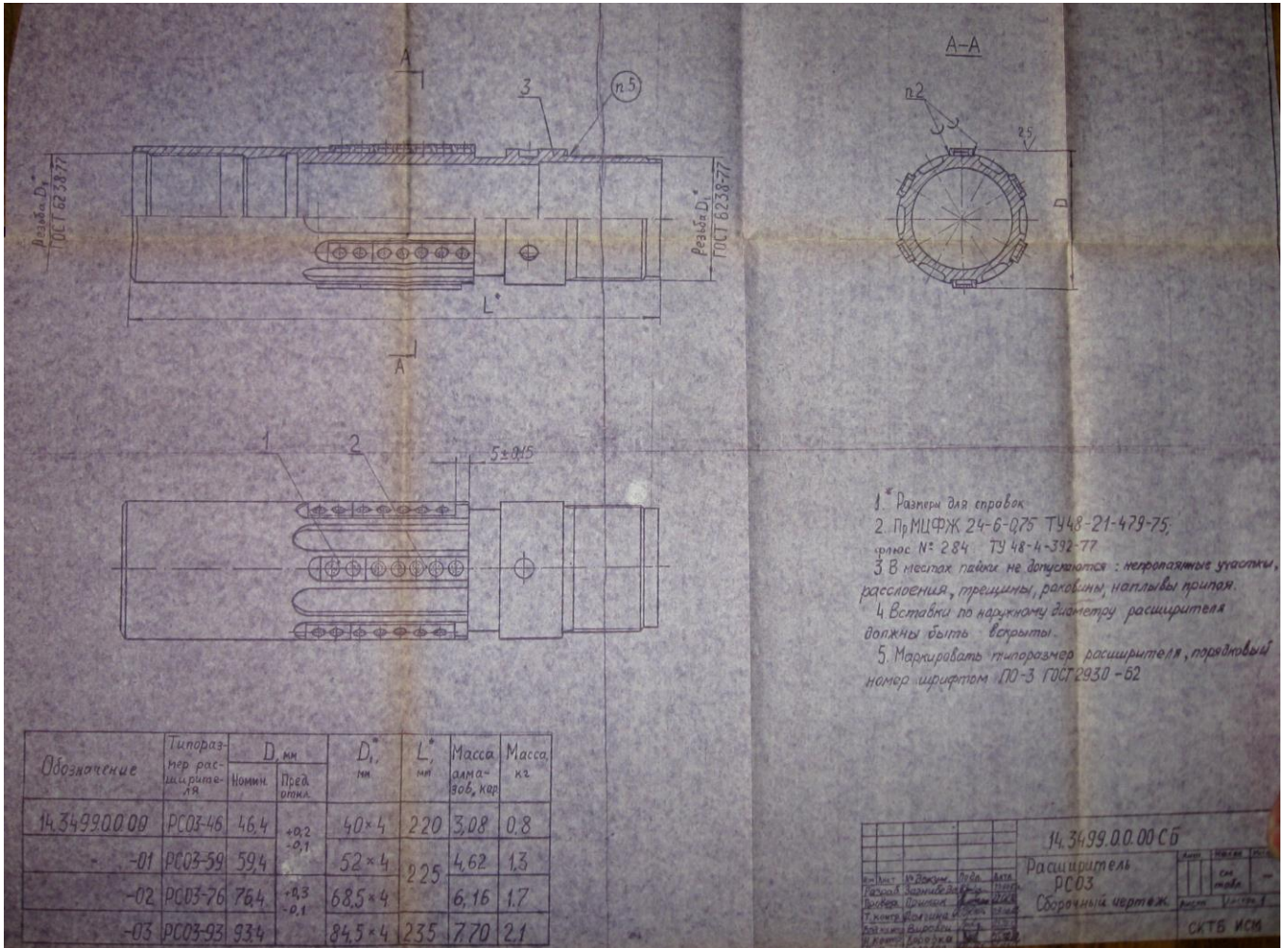
От Института сверхтвердых
материалов:

м.н.с отдела 20

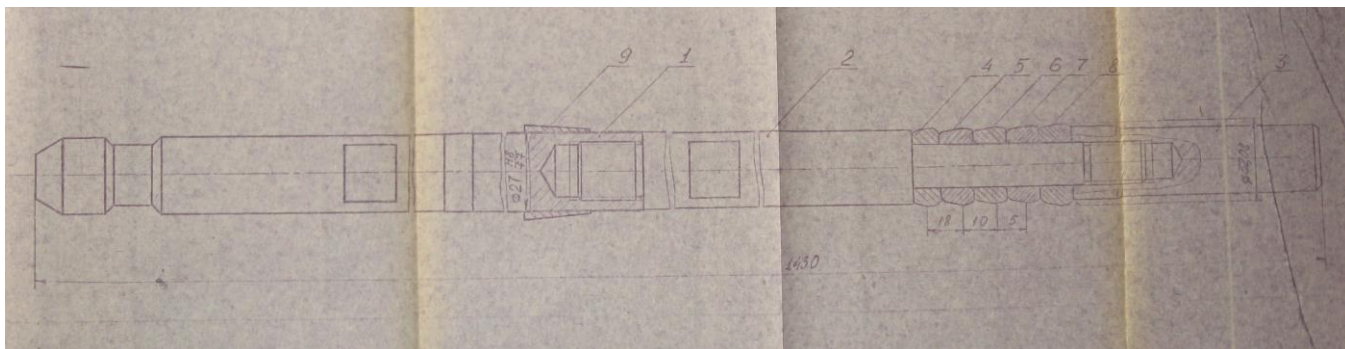
 Немировский Я.Б.
ст. инженер отдела 8

 Полешко А.Ф.

Додаток К.4 Конструкція розширювача для буріння гірських порід

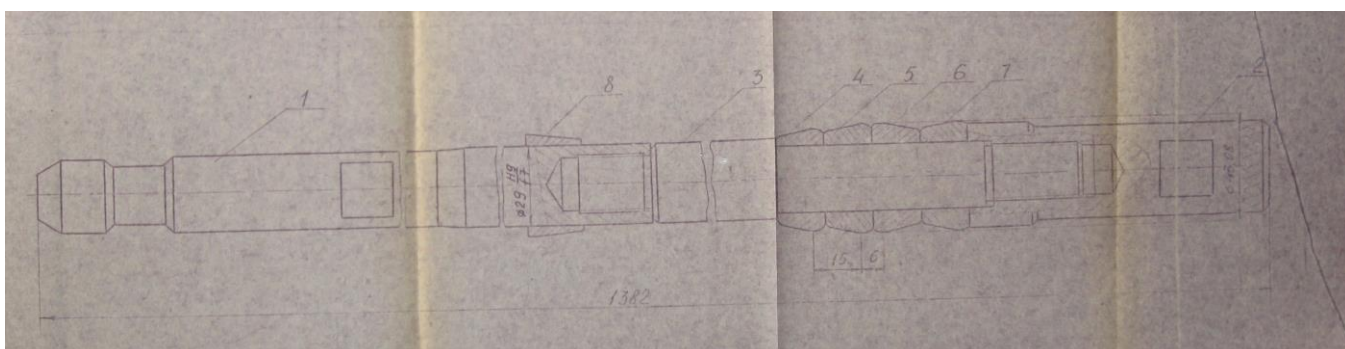


Додаток Л
 Конструкції протяжок для обробки різнотовщинних заготовок хвилеводів:
 із латуні Л63 36×3



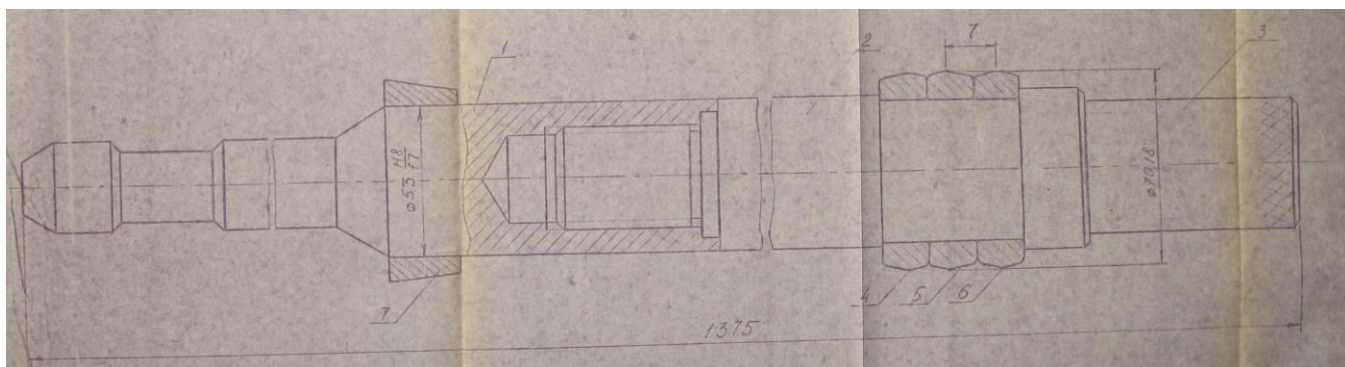
02.938.0.0.00СБ

із латуні Л63 48×3



02.937.0.0.00СБ

із міді М1 77×4



02.939.0.0.00СБ

Додаток М

Технічний акт по обробці гільз ДВС із модифікованого чавуну в умовах Київського
3-го авторемонтного заводу

"ТВЕРЖДАЮ"

Главный инженер Киевского
авторемонтного завода
В.Г.Аверьянов

Заместитель
директора ИСМ АН УССР
по развитию
материалов *В.П.Артюхов*

Киевский институт
авторемонтного
завода

ТЕХНИЧЕСКИЙ АКТ

Киев

"5" августа 1985г.

В ИСМ АН УССР проводятся исследования по использованию мето-
в холодного ступенчатого пластического деформирования для обра-
ботки малопластичных материалов. Для практической проверки ре-
зультатов экспериментальных исследований были проведены работы по
использованию практического использования деформирующего протягивания
и восстановлению гильз ДВС из модифицированного чугуна в усло-
виях Киевского 3 авторемонтного завода.

Существующий технологический процесс обработки отверстия
100 в гильзе при восстановлении в I ремонтный размер предусмат-
ривает следующие операции:

1. Расточка в размер $\phi 100,44^{+0,06}$
2. Черновое хонингование $\phi 100,5^{+0,04}$
3. Чистовое хонингование (полирование) $\phi 100,5^{+0,06}$

Лабораторные исследования показали, что деформирующее протя-
гивание, как операция в техпроцессе обработки малопластичных ма-
териалов может быть использована только при наличии высокой точ-
ности ($\Delta \leq \pm 0,02$) исходного отверстия. При этом пластическая
деформация отверстия $\delta \leq 0,8\%$.

Поэтому для замены операции расточки исходя из вышеизложенных
требований была определена рациональная схема обработки гильз,
осуществляемая конструкцией инструмента, включающей последовательно
размещенные деформирующие - режущий - деформирующие элементы.
Группы деформирующих элементов, расположенные по обе стороны режу-
щего, обеспечивают осесимметричность расположения режущего элемен-
та, а режущий элемент, срезая необходимый припуск, обеспечивает
необходимый натяг на последующие элементы. Первая партия
гильз в количестве 100 шт. была обработана прошивкой, режущее

Додаток М.2

кольцо которой имело следующую геометрию и размеры: диаметр кольца 100,45 мм, передний угол $\gamma = 0^\circ$, задний угол $\alpha = 3^\circ$, прочняющая фаска по задней грани в пределах 0,2–0,3 мм. Натяг на каждый из трех деформирующих элементов, расположенных за режущим — 0,05 мм. Впереди режущего расположены 2 деформирующих элемента с натягом 0,1 мм на каждый. В качестве смазки использовался мульфофрезол, наносимый поливом на инструмент.

Обмер партии обработанных гильз показал, что погрешности отверстия в продольном и поперечном сечениях не превышали 0,04 мм. Однако высотный параметр шероховатости был равен 5–7 мкм, на обработанной поверхности заметны вырывы материала, что объясняется наличием нароста на режущем кольце. Поэтому были проведены дополнительные эксперименты, цель которых заключалась в устранении нароста. Для этого во-первых изменили геометрию режущего кольца $\gamma = 5^\circ$, $\alpha = 3^\circ$, фаска по задней грани ликвидирована. Во-вторых, определили рациональную смазочно-охлаждающую среду и способ ее подачи в зону резания. В качестве смазки в конечном итоге использовали 5% раствор эмульсии в воде, которая подавалась в зону резания под давлением, через центральное отверстие в стержне прошивки. В результате этих изменений удалось полностью устранить нарост на режущем кольце.

Измененной конструкцией прошивки была обработана новая партия гильз в количестве 100 шт. Анализ результатов обмера обработанных гильз показал, что погрешность деталей в продольном и поперечном сечениях не превышает 0,02 мм. Высотный параметр шероховатости находится в пределах $Ra = 1-1,75$ мкм. Упрочнение поверхностного слоя достигает 25%. Глубина залегания упрочненного слоя до 0,5 мм.

Указанные результаты позволили рекомендовать операцию комбинированного протягивания вместо операции расточки. Партия гильз после обработки прошивкой поступила на операцию чернового хонингования. Как показали результаты обработки этой партии, наличие упрочненного слоя и продольного микрорельефа улучшило обрабатываемость гильз, что привело к снижению количества двойных ходов хона более чем в 2 раза. После окончательной обработки чистовым хоном гильзы поступили на сборку и отправлены в эксплуатацию.

Додаток М.3

Выводы

1. Считать необходимым внедрение операции протягивания гильз ДВС комбинированной протяжкой в технологическом процессе восстановления вместо операции черновой расточки.
2. Заводу совместно с институтом провести работы по обеспечению параметра $R_a \leq I_{\text{ММ}}$ после операции протягивания и подбору третьего чистового хона, что позволит исключить операцию черновохонингования.
3. Заводу совместно с институтом необходимо изучить эксплуатационные свойства гильз, обработанных с применением комбинированного протягивания.
4. Для доведения выполненных работ до окончательного внедрения завод приобретает необходимое оборудование, институт подготавливает комплект инструмента для обработки годовой программы гильз и оказывает содействие во внедрении процесса.
5. Заводу совместно с институтом произвести расчет ожидаемого экономического эффекта от внедрения операции протягивания в технологическом процессе восстановления гильз ДВС.

г. 3 авторемонтного завода

начальник техотдела
С.П. Донятехнолог
Л.О. Петерсон

ОТ ИСМ АН УССР

Зав.отделом 20
О.А. РозанбергС.н.с. отдела 20
Я.Б. НемировскийАспирант
А.В. Чернявский

Додаток Н
Акт передачі наукових результатів на підприємство ПАТ «НВП «Радій»

АКТ

передачі основних результатів дисертаційної роботи
Єрьоміна Павла Миколайовича

На завод із виробництва рульової гідравліки науково-виробничого підприємства ПАТ «НВП «Радій» на підставі двосторонньої співпраці передані матеріали дисертаційної роботи Єрьоміна П.М., здобувача кафедри «Металорізальні верстати та системи» Кіровоградського національного технічного університету на тему «Підвищення ефективності обробки отворів в деталях із чавунів комбінованим протягуванням», в тому числі;

- результати теоретичних та експериментальних досліджень процесу комбінованого протягування отворів в деталях із чавунів;
- практичні рекомендації по проектуванню комбінованих протяжок двосторонньої дії для обробки круглих отворів в деталях із чавуну;
- конструкторська документація на комбіновані протяжки для калібрування отворів Ø17 мм у корпусі розподілювача УЯИШ.731167.002 на обробному центрі.

Аналіз вказаних матеріалів фахівцями підприємства дозволяє зробити висновок про можливість використання їх при обробці деталей із чавуну, які входять у склад гідравлічного обладнання.

Науковий керівник, к.т.н.

Немировський Я.Б.

Директор

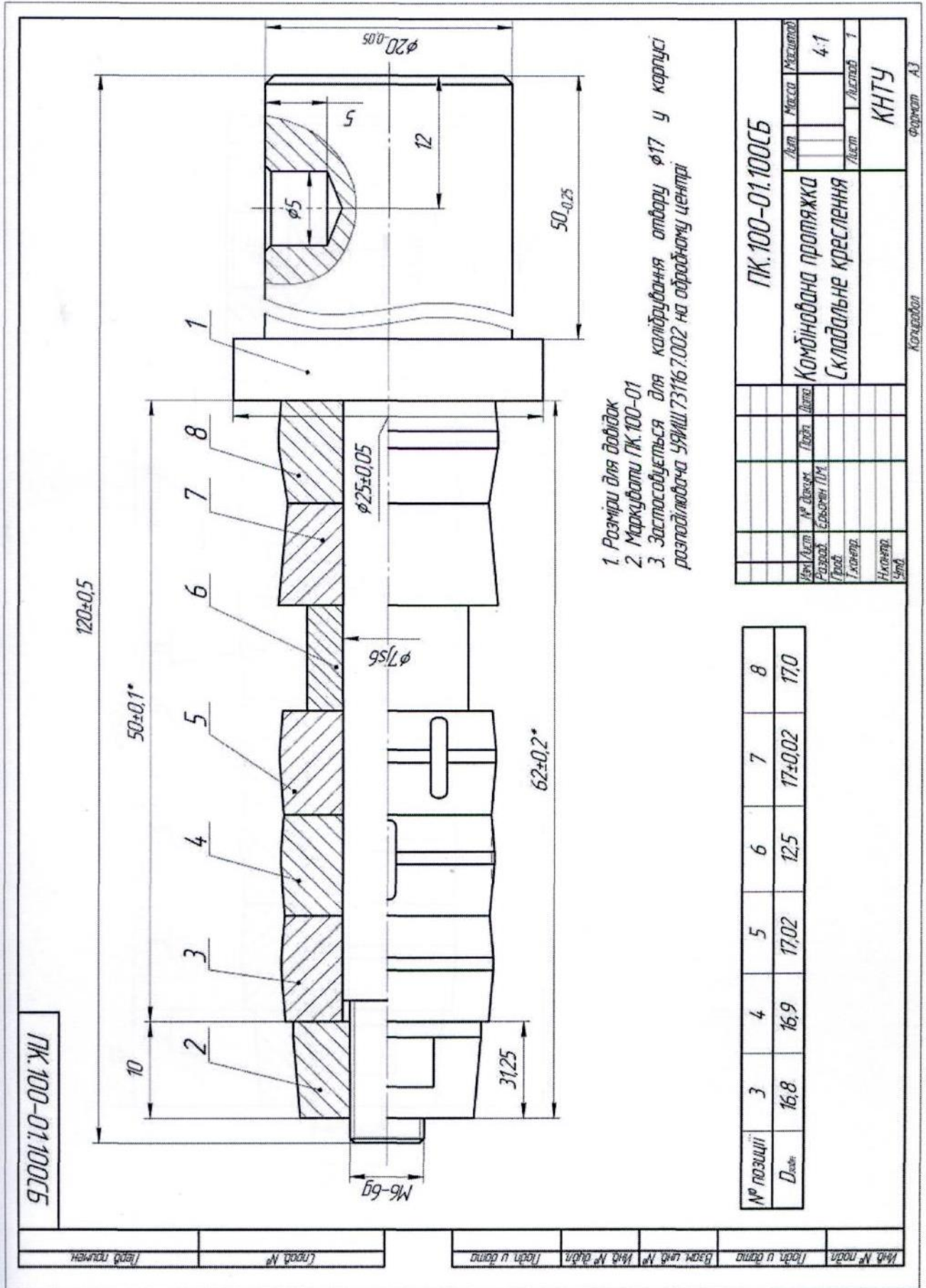
заводу із виробництва рульової
гідравліки ПАТ «НВП «Радій»

Сіренко О.Д.



Додаток Н.2

Креслення комбінованої протяжки для обробки отворів у виробих із чавуну



Додаток П
Список опублікованих праць за темою дисертації

1. Механіка комбінованого протягування графітовмісних чавунів. Монографія [Текст] / Э.К. Посвятенко, Я.Б. Немировський, О.В. Чернявський, П.М. Єрьомін; М-во освіти та науки України, Кіровоградський Нац. техн. ун-т. – Кропивницький, 2017. – 286 с. *(сформульовано і визначені дослідження по вивченню точності деталей, оброблених з малими натягами, визначена схема осередку та його параметри при обробці з малими натягами, описані методики для визначення довжини контакту, коефіцієнта тертя)*

2. Математическое моделирование процесса деформирующего протягивания [Текст] / Е.А. Балаганская, Б.А. Голоденко, Я.Б. Немировский, Ю.А. Цеханов; М-во образования Рос. Федерации. Воронеж. гос. технол. акад. – Воронеж : Воронеж. гос. технол. акад., 2001. – 194 с. *(сформульовані завдання, проведені експериментальні дослідження деформацій оброблених заготовок та визначені граничні умови отриманих моделей)*

3. Немировский Я.Б. Вплив умов базування на точність деталей, оброблених деформуючим протягуванням [Текст] / Я.Б. Немировский // Вісник Тернопільського національного технічного університету: Наук. журнал. – Тернопіль, ТНТУ, 2014. – №3 (75).– С.144-157 *(Журнал входить до наукометричної бази TET Inspec реєстраційний номер ISSN 1727-7108)*.

4. Немировский Я.Б. Технологическое обеспечение точности при обработке отверстий деформирующим протягиванием [Текст] / Я.Б. Немировский // Резание и инструмент в технологических системах: междунар. науч.-техн. сб. – Харьков : НТУ Украины «ХПИ», 2013. – Вып. 83. – С. 195–207 *(Збірник входить до наукометричної бази Ullrich's Periodical's Directory (New Jersey, USA) реєстр. номер ISSN 2078-7105)*.

5. Немировский Я.Б. Особенности деформирующего протягивания разнотолщинных заготовок [Текст] / Я.Б. Немировский // Техніка в сільськогосподарському виробництві, галузеве машинобудування, автоматизація : зб. наук. пр. / Кіровогр. нац. техн. ун-т. – Кіровоград, 2013. – Вип. 26. – С. 135–142.

6. Nemirovskyy Ya. Issues about limit plastic deformatons of deforming of cast iron parts [Text] / Ya. Nemirovskyy, O. Chernyavskyy, P. Yeryomin, Yu. Tsekhanov // Scientific Journal of the Ternopil National Technical University. – №1(81).– Ternopil, TNTU, 2016.– pp. 88-97 (Журнал входить до наукометричної бази ТЕТ Інспек реєстраційний номер ISSN 1727-7108). (розроблені умови деформування графітовмісних чавунів)

7. Немировский Я.Б. Влияние схемы протягивания на точность изделий, обработанных деформирующим протягиванием [Текст] / Я.Б. Немировский // Високі технології в машинобудуванні: зб. наук. пр. – Харків : НТУ України «ХПІ», 2007. – Вип. 2 (15). – С. 172–179.

8. Немировский Я.Б. Восстановление калибрующих расширителей для алмазного бурения [Текст] / Я.Б. Немировский // Сверхтвердые материалы. – 2004. – № 1. – С. 64–72 (Журнал входить до наукометричної бази Web of Science реєстр. номер ISSN 0203-3119).

9. Немировский Я.Б. Анализ энергетических параметров очага деформации при деформирующем протягивании [Текст] / Я.Б. Немировский // Техніка в сільськогосподарському виробництві, галузеве машинобудування, автоматизація : зб. наук. пр. / Кіровогр. нац. техн. ун-т. – Кіровоград, 2003. – Вип. 13. – С. 32–40..

10. Немировский Я.Б. Точность отверстий, обработанных деформирующим протягиванием [Текст] / Я.Б. Немировский // Резание и инструмент в технологических системах: междунар. научн.-техн. сб. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2003. – Вып.65. – С.111-118.

11. Немировський Я.Б. Погрешности наружной поверхности заготовок, обработанных деформирующим протягиванием [Текст] / Я.Б. Немировский // Високі технології машинобудування: междунар. научн.-техн. сб. – Харьков : НТУ України «ХПИ», 2013. – Вып. (1) 23. – С. 130-136 (Збірник входить до наукометричної бази Ulrish's Periodical's Directory (New Jersey, USA) реєстр. номер ISSN 2078-7677).

12. Немировский Я.Б. Обеспечение геометрической точности изделий на основе изучения механики деформирующего протягивания [Текст] / Я.Б.

Немировский // Резание и инструмент в технологических системах: междунар. науч.-техн. сб. – Харьков : НТУ Украины «ХПИ», 2002. – Вып. 61. – С. 146–153.

13. Немировский Я.Б. Особенности процессов в контактной зоне очага деформации при деформирующем протягивании [Текст] / Я.Б. Немировский, Ю.А. Цеханов // Сучасні технології в машинобудуванні: зб. наук. праць. – Харків : НТУ України «ХПИ», 2013. – Вип. 8. – С. 74–84 (Збірник входить до науковометричної бази *Ulrich's Periodical's Directory* (New Jersey, USA) реєстр. номер ISSN 2078-7499). *(здобувачем визначено умови деформування в контактній зоні осередку деформації)*

14. Немировский Я.Б. Геометрическая точность изделий обработанных деформирующим протягиванием с малыми деформациями [Текст] / Я.Б. Немировский, А.В. Чернявский // Резание и инструмент в технологических системах : междунар. науч.-техн. сб. – Харьков : НТУ Украины «ХПИ», 2005. – Вып. 69. – С. 201–210. *(здобувачем розглянуті умови формування похибок при обробці з малими натягами)*

15. Немировский Я.Б. Особенности расчета усадки отверстий при деформирующем протягивании деталей из чугуна [Текст] / Я.Б. Немировский, А.В. Чернявский, П.Н. Еремин // Високі технології в машинобудуванні: междунар. науч.-техн. сб. – Харків: НТУ України «ХПИ», 2014. – Вип. 1(24). – С.109-121 *(Збірник входить до науковометричної бази *Ulrich's Periodical's Directory* (New Jersey, USA) реєстр. номер ISSN 2078-7677). (здобувачем визначені особливості усадки отвору при протягуванні виробів із чавуну)*

16. Немировский Я.Б. Некоторые вопросы контактного взаимодействия при деформирующем протягивании [Текст] / Я.Б. Немировский, А.В. Чернявский // Резание и инструмент в технологических системах: междунар. науч.-техн. сб. – Харьков : НТУ Украины «ХПИ», 2006. – Вып. 70. – С. 322–331. *(здобувачем описано осередок деформації при обробці з малими натягами та визначені характеристики контактної зони)*

17. Немировский Я.Б. Влияние геометрии деформирующего элемента на его прочность [Текст] / Я.Б. Немировский, Л.И. Деревец, С.Б. Полотняк //

Сверхтвердые материалы. – 2004. – № 2. – С. 60–65 (*Журнал входит до наукометричної бази Web of Science реєстр. номер ISSN 0203-3119*). (здобувачем виконаний аналіз результатів розрахунків)

18. Немировский Я.Б. Исследование изменения размеров полых осесимметричных заготовок при раздате их деформирующим протягиванием [Текст] / Я.Б. Немировский, Ю.А. Цеханов, Е.А. Балаганская // Кузнечно-штамповое производство. Обработка материалов давлением. – 2005. – № 2. – С. 12–15. (*іноземне видання, проведені дослідження по визначенню осьових деформацій оброблених заготовок*)

19. Немировский Я.Б. Особенности обработки гильз ДВС деформирующим протягиванием [Текст] / Я.Б. Немировский, А.В. Чернявский // Техніка в сільськогосподарському виробництві, галузеве машинобудування, автоматизація : зб. наук. пр. / Кіровогр. нац. техн. ун-т. – Кіровоград, 2004. – Вип. 15. – С. 425–432. (*здобувачем визначені особливості формування похибок при обробці гільз із чавуну*)

20. Немировський Я.Б. Відновлення поршневих пальців на основі деформуючого протягування [Текст] / Я.Б. Немировський, Л.І. Деревець // Механізація та електрифікація сільського господарства : міжвідом. темат. наук. зб. / НААН, Нац. наук. центр «Ін-т механізації та електрифікації сіл. госп-ва». – Глеваха: ННЦ «ІМЕСГ», 2003. – Вип. 87.– С. 269–278. (*здобувачем розроблений технологічний процес відновлення поршневих пальців*)

21. Немировский Я.Б. Кривизна оси разнотолщинных заготовок обработанных деформирующим протягиванием [Текст] / Я.Б. Немировский, А.И. Геровский // Техніка в сільськогосподарському виробництві, галузеве машинобудування, автоматизація : зб. наук. пр. / Кіровогр. нац. техн. ун-т. – Кіровоград, 2004. – Вип. 14. – С. 222–229. (*здобувачем розроблена модель, визначено вплив режимів протягування та геометрії на кривизну осі обробленої деталі*)

22. Немировский Я.Б. Применение вариационных принципов для анализа энергетических и кинематических параметров процесса деформирующего протягивания [Текст] / Я.Б. Немировский, Ю.А. Цеханов // Резание и инструмент в

технологических системах : междунар. науч.-техн. сб. – Харьков : НТУ Украины «ХПИ», 2001. – Вып. 60. – С. 154–159. *(здобувачем розроблена модель осередку деформації)*

23. Немировский Я.Б. Пути снижения энергозатрат при деформирующем протягивании трубных заготовок [Текст] / Я.Б. Немировский, Ю.А. Цеханов, Е.А. Балаганская // Изв. Тульского гос. ун-та. Сер. Механика деформируемого твердого тела и обраб. металлов давлением. – 2003. – Вып. 1. – С. 91–100. *(іноземне видання, здобувачем виконаний енергетичний аналіз та визначені шляхи управління енергозатратами)*

24. Левитас В.И. Конструкционная прочность твердосплавных рабочих элементов деформирующих протяжек [Текст] / В.И. Левитас, Я.Б. Немировский, С.Б. Полотняк // Пробл. прочности. – 1994. – № 12. – С. 62–68. *(здобувачем поставлена задача по розробці методики розрахунку та виконаний аналіз розрахункових результатів)*

25. Цеханов Ю.А. Влияние технологических параметров деформирующего протягивания на конечные деформации заготовок [Текст] / Ю.А. Цеханов, Я.Б. Немировский // Високі технології в машинобудуванні: зб. наук. праць / Харківський держ. політехн. ун-т. – Харків, 2000. – Вып. 1 (3). – С. 281–285. *(здобувачем виконаний аналіз експериментальних даних по визначенню деформації оброблених заготовок)*

26. Немировский Я.Б. Анализ энергетических и кинематических параметров очага деформации при деформирующем протягивании [Текст] / Я.Б. Немировский, Ю.А. Цеханов, Е.А. Балаганская // Изв. Тульского гос. ун-та. Сер. Механика деформируемого твердого тела и обработка металлов давлением. – 2002. – Вып 1. – С.177-182. *(іноземне видання, здобувачем виконаний аналіз розрахунків по визначенню енергозатрат та кінематичних параметрів осередку деформації)*

27. Немировський Я.Б. До питання міцності поршневих пальців відновлених деформуючим протяганням [Текст] / Я.Б. Немировський, Л.І. Деревець, Ю.А. Цеханов // Механізація та електрифікація сільського господарства : міжвідом. темат. наук. зб. / НААН, Нац. наук. центр «Ін-т механізації та електрифікації сіл.

госп-ва». – Глеваха: ННЦ «ІМЕСГ», 2004. – Вип. 88.– С. 142–151. *(здобувачем розроблена методика по оцінці міцності відновлених пальців і виконано аналіз результатів розрахунку)*

28. Немировский Я.Б. Шероховатость поверхностей трения гильз ДВС, обработанных с использованием пластического деформирования [Текст] / Я.Б. Немировский, М.М. Потемкин, А.В. Чернявский // Трение и износ. – 1989. – Т. 10, № 3. – С. 446–451. *(виконаний аналіз параметрів якості при обробці гильз ДВЗ деформуючим протягуванням)*

29. К вопросу использования алмазов для изучения контактного взаимодействия инструмента с деталью при деформирующем протягивании [Текст] / А.М. Розенберг, О.А. Розенберг, Ю.А. Цеханов, Я.Б. Немировский, В.В. Кривошея // Сверхтвердые материалы. – 1984. – № 3. – С. 39–43. *(оцінені похибки та розроблені умови для збільшення точності визначення довжини контакту)*

30. Цеханов Ю.А. Влияние разнотолщинности заготовки на процесс ее раздачи при деформирующем протягивании [Текст] / Ю.А. Цеханов, Е.А. Балаганская, Я.Б. Немировский // Високі технології в машинобудуванні: зб. наук.пр. – Харків: НТУ «ХП», 2002. – Вип.1. – С. 427-431. *(здобувачем розроблена модель, виконаний аналіз результатів розрахунку)*

31. Розенберг О.А. Сборная твердосплавная протяжка для обработки гильз и цилиндров [Текст] / О.А. Розенберг, Я.Б. Немировский, А.В. Чернявский // Станки и инструмент. – 1986. – № 8. – С. 18–19. *(розроблена конструкція деформуючої протяжки для обробки отворів в деталях із чавуну)*

32. Геровский А.И. Осевые напряжения в заготовке при деформирующем протягивании по схеме с ограничением осевой деформации [Текст] / А.И. Геровский, Я.Б. Немировский // Повышение эффективности протягивания (Качество обраб.): сб. науч. тр. / Риж. политехн. ин-т; [Редкол.: Ведмедовский В. А. (отв. ред.) и др.]. – Рига : РПИ, 1990. – С. 108–114. *(розроблена методика виміру осьових напружень та визначено вплив на них режимів протягування і геометрії інструмента)*

33. Увеличение срока службы калибрующих расширителей для алмазного

бурения [Текст] / О.А. Розенберг, Я.Б. Немировский, А.А. Бугаев, А.Ф. Полешко // Сверхтвердые материалы. – 1985. – № 6. – С. 52–57. *(розробка ремонтнопридатної конструкції розширювача для буріння)*

34. Применение износостойких покрытий на рабочих элементах деформирующих протяжек [Текст] / О.А. Розенберг, Я.Б. Немировский, С.Е. Шейкин, З.Г. Власюк // Сверхтвердые материалы. – 1987. – № 1. – С. 36–41. *(розроблена методика визначення коефіцієнта тертя)*

35. Изменение размеров деталей типа втулки и труб при деформирующем протягивании по схеме растяжения [Текст] / О.А. Розенберг, А.И. Геровский, Я.Б. Немировский, Ю.А. Цеханов // Технология и автоматизация машиностроения: межвед. республ. науч.-техн. сб. – К., 1987. – Вып. 40. – С. 86–94. *(проведені дослідження по визначенню деформацій оброблених заготовок)*

36. Деформирующее протягивание с растяжением в производстве точных труб [Текст] / О.А. Розенберг, А.И. Геровский, Я.Б. Немировский, Г.А. Сизоненко // Вестн. машиностроения. – 1987. – № 10. – С. 42–44. *(розроблено технологічне рішення по зниженню похибок при протягуванні довгих деталей)*

37. Восстанавливаем поршневые пальцы [Текст] / Я.Б. Немировский, А.И. Геровский, В.А. Наталенко, О.А. Копьев // Электрическая и тепловозная тяга. – 1987. – № 11. – С. 22–23. *(розроблено техпроцес відновлення поршневих пальців дизелів 10Д100)*

38. Патент № 68824А України, В24В39/02. Спосіб деформуючого протягування порожнистої вісесиметричної різнотовщинної заготовки / Розенберг О.А., Немировський Я.Б., Цеханов Ю.А. (Росія). – №109799; заявл. 31.10.2003; опубл. 16.08.2004. Бюл. №8.– 3с. *(розроблені умови для локалізації пластичної деформації на тонкостінних ділянках)*

39. Динамометр для измерения усилий протяжки цилиндрической детали: А.с. 1254321 СССР, МКИГ01L1/22/ Я.Б. Немировский, А.К. Геровский, О.А. Розенберг. – №3840659/24-10; заявл. 09.01.85; опубл. 30.08.86, Бюл №32.– 3с. *(розроблена схема динамометра)*

40. Способ обработки осесимметричных деталей: А.С. 1447649 СССР,

МКИВ24В39/02/ Я.Б. Немировский, О.А. Розенберг, А.И. Геровский, Кривошея В.В., Белоцкий Н.А., Наталенко В.А., Копьев О.П. – №4207821131-27; заявл. 10.03.87; опубл. 30.12.88, Бюл. №48.– 4с. *(розроблена схема роздачі зі зміною опорного торця)*

41. Немировский Я.Б. Научные основы обеспечения точности изделий, обработанных деформирующим протягиванием [Текст] / Я.Б. Немировский // Сучасні процеси механічної обробки інструментами з НТМ та якість поверх-ні деталей машин: зб. наук. праць / НАН України. Ін-т надтвердих матеріалів ім. В.М. Бакуля. – К., 2006. – С. 195–208. – *(Сер. Г. Процеси механічної обробки, верстати та інструменти)*.

42. Немировский Я.Б. Математическая модель очага пластических деформаций при деформирующем протягивании [Текст] / Я.Б. Немировский, Ю.А. Цеханов, Е.А. Балаганская // Современные проблемы механики и фи-зико-химии процессов резания, абразивной обработки и поверхностного пластического деформирования: материалы междунар. науч. конф., 14–16 мая 2002 г., г. Киев. – К. : АТМ Украины, 2002. – С. 110–112. *(здобувачем розроблена математична модель осередку деформації)*

43. Цеханов Ю.А. Деформирующее протягивание разнотолщинных заготовок [Текст] / Ю.А. Цеханов, Е.А. Балаганская, Я.Б. Немировский // Труды четвертой российской науч.-техн. конференции «Авиакосмические технологии». – Воронеж, ВГТУ, АКТ – 2003. – С34-39. *(іноземне видання, розроблена модель по деформуванню різнотовщинної труби та виконаний аналіз розрахунків)*

44. Немировский Я.Б. Восстановление изношенных деталей на основе использования процесса холодного пластического деформирования [Текст] / Я.Б. Немировский, А.И. Геровский, В.В. Кривошея // Интенсификация производства и повышение качества изделий поверхностным пластическим деформированием : тез. науч.-техн. конф. 30 мая – 1 июня – Тольятти, Куйбышев, обл. правл. ВНТО машпром, Тольяттин. политехн. ин-т – С. 70. *(розробка наукового положення для побудови техпроцесів відновлення осесиметричних деталей)*

Додаток П.2
Відомості про апробацію результатів дисертації

Основні положення дисертації доповідалися на: Міжнародній конференції «Сучасні проблеми механіки та фізико-хімії процесів різання, абразивної обробки і поверхневого пластичного деформування», Київ, 2002 (доповідач): АТМ України; «Сучасні процеси механічної обробки інструмента з НТМ та якість поверхні деталей машин» – (сер. Г «Процеси механічної обробки, верстати та інструменти») НАН України, ІНМ ім. В.М. Бакуля, – Київ, 2006 (доповідач), Міжнародних конференціях «Интерпартнер» 2000–2005. «Високі технології: тенденції розвитку» Харків, НТУ «ХПІ» Алушта, 2000, 2001, 2002, 2003, 2004, 2005 (доповідач); Всесоюзній конференції «Інтенсифікація виробництва й підвищення якості виробів поверхневим пластичним деформуванням», Тольятті 1989р., на Міжнародній науково-технічній конференції «Технологічний прогрес у сільськогосподарському виробництві», Глеваха, ННУ «ІМЕСХ» – 2003 (доповідач); 4-й Російській науково-технічній конференції «Авіакосмічні технології», Воронеж, Воронежський державний технічний університет, АКТ–2003 (учасник).

В повному обсязі дисертація доповідалась в 2016-2017 рр.: на розширеному науковому семінарі кафедри «Металорізальні верстати та системи» Центральноукраїнського національного технічного університету, на розширеному засіданні кафедр «Опору матеріалів та прикладної механіки», «Технології автоматизації машинобудування» Вінницького національного технічного університету, на розширеному науковому семінарі відділу №20 «Перспективних ресурсозберігаючих технологій механічної обробки» інституту надтвердих матеріалів НАН України ім. В.М. Бакуля, на розширеному засіданні кафедри «Технологія машинобудування» механіко-машинобудівного інституту Національного технічного університету України «Київський політехнічний інститут» ім. І. Сікорського».