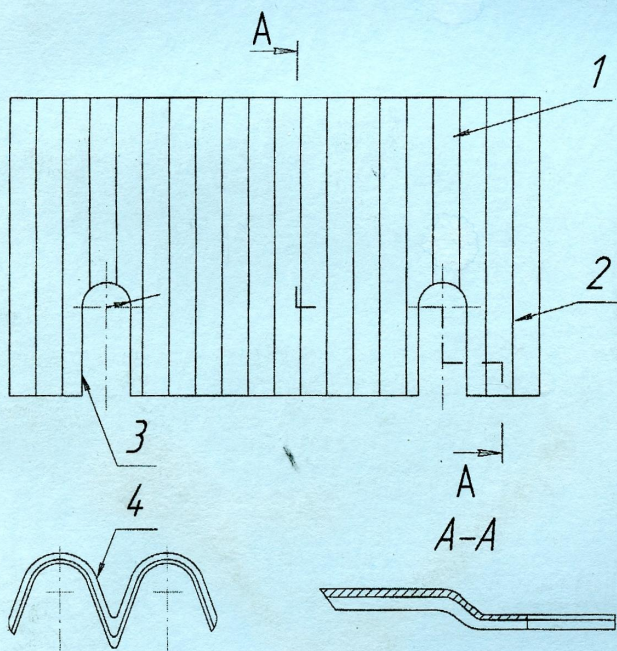


621.983
С 13

В. В. Савуляк, І. О. Сивак, В. І. Савуляк

ПЛАСТИЧНЕ ДЕФОРМУВАННЯ ТОНКОЛИСТОВОГО МАТЕРІАЛУ В УМОВАХ ЗНАЧНИХ ЛОКАЛІЗАЦІЙ ДЕФОРМАЦІЙ ТА НАПРУЖЕНЬ



Міністерство освіти і науки України
Вінницький національний технічний університет

В. В. Савуляк, І. О. Сивак, В. І. Савуляк

**ПЛАСТИЧНЕ ДЕФОРМУВАННЯ
ТОНКОЛИСТОВОГО МАТЕРІАЛУ
В УМОВАХ ЗНАЧНИХ ЛОКАЛІЗАЦІЙ
ДЕФОРМАЦІЙ ТА НАПРУЖЕНЬ**

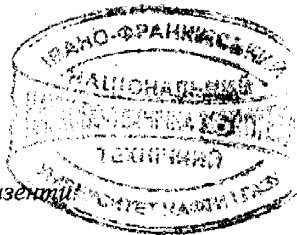
Монографія

УНІВЕРСУМ-Вінниця

2008

УДК 621.983 ✓

С 13



В. М. Михалевич, доктор технічних наук, професор

В. В. Нахайчук, доктор технічних наук, професор

Рекомендовано до видання Вченою радою Вінницького національного технічного університету Міністерства освіти і науки України (протокол № 6 від 20.12.2007 р.)

Савуляк В. В., Сивак І. О., Савуляк В. І.

С 13 Пластичне деформування тонколистового матеріалу в умовах значних локалізацій деформацій та напружень. Монографія. — Вінниця: УНІВЕРСУМ-Вінниця, 2008. — 150 с.

ISBN 978-966-641-239-6

В монографії викладено основні підходи теоретичного та практичного розв'язання проблеми розробки та реалізації технологічних процесів виготовлення із важкодеформівних тонколистових сталей гофрованих заготовок, конструкція яких вимагає значної локалізації деформації.

Монографія призначена для широкого кола інженерно-технічних працівників, науковців та студентів.

УДК 621.983

ISBN 978-966-641-239-6

© В. Савуляк, І. Сивак, В. Савуляк, 2008

Зміст

Вступ.....	5
РОЗДІЛ 1.	
ФОРМОУТВОРЕННЯ СКЛАДНИХ ПРОФІЛІВ З ЛИСТОВОГО ПРОКАТУ МЕТОДАМИ ПЛАСТИЧНОГО ДЕФОРМУВАННЯ.....	7
1.1. Основні задачі, що постають перед виробниками і споживачами складних профілів з тонколистового прокату.....	7
1.2. Основні способи виготовлення складних профілів з листового прокату.....	7
1.3. Застосування високовольтного електричного розряду в рідині для штампування листових матеріалів.....	9
1.4. Ударне штампування рідиною й еластичним середовищем...	11
1.5. Сучасні технології виготовлення бурякорізальних ножів пластичним деформуванням.....	14
1.6. Основні методи дослідження напружено-деформованого стану під час обробки металів тиском.....	22
1.7. Оцінка деформівності листових матеріалів.....	26
РОЗДІЛ 2.	
МАТЕМАТИЧНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ТА ДОСЛІДЖЕННЯ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ В ПРОЦЕСІ УТВОРЕННЯ ГОФРІВ.....	30
2.1. Порівняльний аналіз кінематики та напружено-деформованого стану в процесі утворення гофрів з тонколистового прокату.....	30
2.2. Напружено-деформований стан в процесі гофроутворення з тонколистового прокату.....	40
РОЗДІЛ 3.	
ПЛАСТИЧНІСТЬ ЛИСТОВИХ МАТЕРІАЛІВ ПІД ЧАС ФОРМОУТВОРЕННЯ СКЛАДНИХ ПРОФІЛІВ З ЛОКАЛІЗОВАНОЮ ДЕФОРМАЦІЄЮ.....	55
3.1. Механічні характеристики листових матеріалів.....	55
3.2. Поверхня граничних деформацій.....	65
3.3. Визначення використаного ресурсу пластичності.....	68

3.4. Вплив проміжних відпалів на пластичність листових матеріалів.....	70
3.5. Вплив попередньої деформації на структуру металу після рекристалізаційного відшалу.....	73
РОЗДІЛ 4.	
РОЗРАХУНКИ СИЛ ТЕРТЯ ПІД ЧАС ПЛАСТИЧНОГО ДЕФОРМУВАННЯ	
4.1. Аналіз методів розрахунку.....	86
4.2. Моделювання шорстких поверхонь тертя	100
4.3. Визначення сили тертя під час пластичного деформування...	106
4.4. Основи теорії ліній течії та ліній швидкостей.....	110
4.5. Моделювання процесів тертя шорстких поверхонь.....	111
РОЗДІЛ 5.	
ПРАКТИЧНА РЕАЛІЗАЦІЯ ТЕХНОЛОГІЇ ГОФРОУТВОРЕННЯ ДЛЯ ВИГОТОВЛЕННЯ БУРЯКОРІЗАЛЬНИХ НОЖІВ.....	
5.1. Процес різання бурякової сировини. Вимоги до бурякової стружки. Вимоги до бурякорізальних ножів.....	117
5.2. Конструкції бурякорізальних ножів.....	118
5.3. Технологія виготовлення бурякорізальних ножів	124
5.4. Методика інженерних розрахунків технології виготовлення бурякорізальних ножів пластичним деформуванням.....	129
ПІСЛЯМОВА.....	134
ЛІТЕРАТУРА.....	135

ВСТУП

Підвищення конкурентоспроможності машин в умовах ринкової економіки вимагає особливої уваги до проблем надійності та довговічності, зменшення їх собівартості. Використання гофрованих листових матеріалів для створення легких конструкцій високої жорсткості або в якості функціональних деталей машин (наприклад, для бурякорізальних ножів) дозволяє значно просунутись вперед по шляху розв'язання цих проблем.

Виготовлення профільованих заготовок, в тому числі і гофрованих, із малопластичних матеріалів методами штампування стримується, в основному, браком, обумовленим їх руйнуванням або втратою стійкості пластичної формозміни. Тому при виробництві, наприклад, бурякорізальних ножів для цукрових заводів переважно використовують процеси різання.

На цей момент практично відсутні достатньо точні методи розв'язання задач пластичного формоутворення із важкодеформівних тонколистових сталей гофрованих заготовок, конструкція яких вимагає значної локалізації деформації.

На практиці процеси листового штампування розробляються переважно на основі експериментальних досліджень, які можуть відрізнитися від реального процесу. Експериментальний підхід до визначення режимів та складу операцій технологічних процесів зумовлений тим, що властивості заготовок з листових матеріалів в процесі виготовлення залежать від геометричних параметрів заготовки, схеми навантаження, пластичності металу тощо. Актуальною є проблема розробки та подальшого вдосконалення експериментальних методів побудови кривих течії, діаграм пластичності, поверхонь граничних деформацій, вид яких визначався б тільки матеріалом листа, та подальшого розвитку на цій основі математичних моделей процесів пластичної формозміни листових заготовок. Отримані математичні моделі можуть слугувати базою для автоматизації й оптимізації розрахунків та проектування.

Результати теоретичних та експериментальних досліджень деформівності листових матеріалів покладені в основу математичних

моделей процесів пластичної формозміни листових заготовок. Отримані математичні моделі є базою автоматизованих методів розрахунків та оптимального проектування.

Необхідно також відмітити, що вдосконалення та підвищення точності методів досліджень пластичності листових матеріалів та розробка на цій основі більш достовірних методів проектування нових технологічних процесів листового штампування є актуальною науково-технічною проблемою.

РОЗДІЛ 1.

ФОРМОУТВОРЕННЯ СКЛАДНИХ ПРОФІЛІВ З ЛИСТОВОГО ПРОКАТУ МЕТОДАМИ ПЛАСТИЧНОГО ДЕФОРМУВАННЯ

1.1. Основні задачі, що постають перед виробниками і споживачами складних профілів з тонколистового прокату

Завдяки високим технологічним та експлуатаційним якостям залізобетонних сплавів об'єми їх використання в найближчому майбутньому мають тенденцію до зростання. Це пов'язано зі значним збільшенням виробництва складних економічних профілів з тонколистового прокату для застосування в будівництві, машинобудуванні та інших галузях. Ще однією причиною цього є наявність добре відпрацьованих технологій та обладнання для виготовлення складних об'ємних конструкцій необхідної жорсткості і точності, а також простотою утилізації [1, 2]. Особливо ефективним є застосування профілів із складною просторовою будовою, що забезпечують високу жорсткість конструкцій в заданих напрямках, або виконання функціонального призначення (наприклад, профільний інструмент, стінки вагонів, настили, покрівля тощо) [3, 4, 5]. Важливо враховувати використання наявних виробничих потужностей, що можуть бути реконструйовані під нові технології [6–10].

1.2. Основні способи виготовлення складних профілів з листового прокату

Вивчення й аналіз літературних матеріалів показали, що відомо кілька різних способів виробництва гофрованих профілів.

Малопродуктивний і дорогий процес одержання подібної продукції, що найбільш широко донедавна застосовувався, зводиться до того, що заготовка в гарячому стані піддається штампуванню на великогабаритних пресах [11]. До недоліків виробництва профілів цим способом можна віднести: окисацію поверхні, появу на ній іржі, що вимагає наступної очистки, появу значних термічних напружень при остиганні, погіршення

екології навколишнього середовища внаслідок значних теплових викидів, збільшення собівартості продукції через значні енергозатрати на підігрів. Ці недоліки обмежують використання гарячого штампування для одержання подібних профілів.

Найбільш продуктивним способом виготовлення профілів складної форми високої жорсткості з гофрами є валкове формування їх на високопродуктивних спеціалізованих агрегатах. Така технологія виробництва профілів цього типу була розроблена в Україні [12].

Відома низка технічних рішень, спрямованих на зниження металоємності листового або профільного прокату за рахунок його зміцнення шляхом нанесення невисоких гофрів, поздовжньо або поперечно розташованих на стрічці [13–15].

Однак, усі подібні рішення допускають формування відкритих (що займають всю довжину або ширину листа) поздовжніх або поперечних гофрів з висотою до подвоєної товщини вихідного матеріалу на листовій заготовці товщиною до 2,0...2,5 мм [16, 17].

Разом з тим, у більшості патентів на профілі, елементи яких посилені переривчастими гофрами, або не розкривається, яким способом ці гофри наносяться на ділянки профілю, або вказується, що в складі ліній для їхнього виробництва є штампувальний прес [18, 19].

Є країни де запатентовані технічні рішення, спрямовані на створення способів, які дозволяють формувати профілі з матеріалів, що погано деформуються. Так, у США отриманий патент на пристрій для вібраційного деформування листового матеріалу [20]. Відповідно до цього патенту для полегшення процесу деформування при гнутті або витяжці металевих заготовок використовується вібротехнічний пристрій. Під час механічних коливань формувального інструмента до заготовки прикладаються динамічна і статична складові сили, достатні для її деформування.

У [21] запропоновано пристрій для безперервного формування металевого листа хвилеподібного профілю з опуклими й увігнутими елементами за допомогою коливального руху. Пристрій складається з двох валків, що обертаються в підшипниках з однаковою швидкістю в протилежних напрямках, а також вібратора з віброважелями для утворення коливань. Верхній валок, що має переривчасті формувальні елементи

(виступи), з'єднаний з вібратором. При обертанні валка з опуклими елементами йому передаються високочастотні коливання вібратора, при цьому полегшується формування профілю, запобігається утворення тріщин і нерівностей на виробках.

Слід зазначити, що способи, які використовують коливальні рухи валків, розраховані на застосування в перспективі, оскільки в наш час вони є малопродуктивними, вимагають складного, дорогого і дефіцитного устаткування.

З розглянутого питання можна привести ще ряд патентів зарубіжних країн [22-25]. Однак, слід зазначити, що більшість відомих способів і пристроїв розраховані на технологічні процеси виготовлення гофрів відносно малої кривизни та мають порівняно невисоку продуктивність.

Аналіз науково-технічної і патентної літератури також показав, що в колишньому СРСР та країнах СНД наукові публікації, авторські свідоцтва і патенти з питань формування на листовій заготовці гофрів з великими локальними деформаціями, малими радіусами кривизни та великими кутами загострення практично відсутні. Виняток складають роботи, в яких розглядаються окремі спеціальні питання конструкції профілів високої жорсткості й устаткування для їх дрібносерійного та масового виготовлення [26–28].

1.3. Застосування високовольтного електричного розряду в рідині для штампування листових матеріалів

Найбільш відомими і широко розповсюдженими є два способи листового штампування електричним розрядом – за допомогою електричного розряду в рідині і вибуху дротинки.

У 1950 році, вперше в СРСР, Л. А. Юткіну було видано авторське свідоцтво на спосіб отримання високих і надвисоких тисків. Суть способу полягає в здійсненні в рідині високовольтних імпульсних розрядів, що створюють потужні імпульсні поля тисків, високошвидкісне переміщення рідини, ультразвукові коливання, кавітаційні процеси і світлові спалахи [29, 30]. Сукупність цих явищ автор назвав електрогідравлічним ефектом.

Роботи Л. А. Юткіна стали поштовхом до розвитку електрогідроімпульсного штампування. На початку 60-х років спосіб почав

активно впроваджуватись у виробництво і досліджуватись. У Миколаєві А. П. Сорочинський, А. К. Постоєв, Г. Т. Поддубний та інші створили проектно-конструкторське бюро електрогідрравліки й організували серійне виробництво електрогідрравлічних установок [31]. В. С. Комельков, В. В. Арсеньєв, І. З. Окунь, І. П. Кужекін заклали основи теорії електрогідрравлічного ефекту [32, 33]. Глибоке дослідження процесів електрогідроімпульсного штампування проведене в роботах Ю. Є. Шамаріна [34, 35, 36], С. А. Бичкова [37], В. Н. Чачина [38, 39, 40, 41], Ю. Є. Шаріна [42].

Високовольтний електричний розряд у рідині характеризується визначеною послідовністю явищ: утворення провідного каналу, виділення енергії в цьому каналі і його розширення. Ефективність цих процесів у першу чергу буде залежати від величини тиску, часу його дії та жорсткості заготовки.

Виділення енергії відбувається протягом дуже короткого проміжку часу (порядку 10^{-6} с). При цьому енергія електричного розряду безпосередньо перетворюється в енергію іонізованого газу високого тиску.

Під дією внутрішнього тиску канал розряду починає розширюватись, утворює газовий пухир, збільшуючись в об'ємі і після виділення енергії. Швидкий ріст газового пухиря призводить до виникнення ударної хвилі, яка відривається від його стінки і потоку рідини, що розтікається. Як ударна хвиля, так і потік рідини, що розтікається, несуть у собі енергію, що з успіхом може бути використана для здійснення різних технологічних процесів. В залежності від жорсткості заготовки основним чинником деформування може слугувати енергія ударної хвилі або енергія кавітації рідини. Крім того позитивний вплив на формозміну важкодеформівного матеріалу здійснює коефіцієнт динамічності (характеризує відношення границь текучості матеріалу під час динамічних та квазістатичних випробувань), який наближається до одиниці для матеріалів з границею текучості близько 500 МПа [43]. Разом з тим, енергія, яка витрачається на пластичну деформацію, перетворюючись на теплоту викликає тепловий ефект, прояв якого зосереджується в зонах площин ковзання. Це дає змогу підвищити кількість площин ковзання і одночасно збільшити граничні деформації.

Аналогічний принцип покладений в основу штампування вибухом дротинки, тільки для забезпечення гарантованого пробією передавального середовища, як канал електричного імпульсу використовується тонка дротинка. Під час проходження імпульсу струму через дротинку вона розіпрівається і випаровується практично миттєво створюючи ударну хвилю. Далі процес розвивається за такою ж схемою, як і після розряду в рідині. Через конструктивні особливості устаткування оптимальний розмір дротинки і довжина її в пристрої можуть не збігатися, що призводить до погіршення умов штампування.

Ефективність перетворення енергії істотно залежить від умов протікання процесу у відкритому об'ємі або замкнутому. Якісна картина навантаження об'єкта обробки при використанні відкритих (великих) об'ємів може бути представлена так: 1) переміщення заготовки під дією ударної хвилі (як прямої, так і відбитих), потоку рідини, що кавітує, і гідропотоку [44].

У випадках, коли енергія, яка необхідна для деформування настільки велика, що її виділення за короткий проміжок часу може призвести до руйнування заготовки, застосовують розбиття енергії на ряд імпульсів.

Основною перевагою таких методів є можливість отримання за один перехід деталей із значно більшими ступенями деформації, ніж при статичному навантаженні [45], а також невисока вартість операції через спрощення штампової оснастки (не має потреби виготовляти і матрицю і пуансон та підганяти їх). Основними недоліками, які обмежують більш широке застосування вказаних способів є дуже невисока продуктивність, невисока стійкість оснастки, великі амортизаційні відрахування, висока собівартість обслуговування та спеціальні заходи техніки безпеки, як і в роботі з іншим високовольтним обладнанням.

1.4. Ударне штампування рідиною й еластичним середовищем

У цьому способі використовується високошвидкісний удар твердого тіла по обмеженому об'єму рідини або еластичного середовища. Він застосовується порівняно недавно і був використаний А. Д. Томленовим для випробувань матеріалів [46]. Застосування проміжного поршня в розробленій схемі не дозволило використовувати високі швидкості удару

через низьку стійкість бойка, а тому в цих пристроях швидкість удару не перевищувала 5,0...7,5 м/с. Така швидкість не дозволяє досягти високих енергій удару при відносно невеликих габаритах і масі пристроїв.

В подальшому розвитку методу створений якісно інший тип гідроударних пристроїв – прес-гармата. У цих пристроях бойок ударяє безпосередньо по рідині, що значно підвищує його стійкість.

Розгін бойка в прес-гарматах здійснюється енергією порохових газів, що дозволяє досягти швидкості удару до 150 м/с [47–49]. Завдяки компактності енергоносія прес-гармати мають невеликі габаритні розміри, прості конструкції, дешеві. Великі швидкості удару забезпечують високу ефективність штампування. Однак застосування порохового енергоносія є причиною ряду недоліків, що стримують поширення прес-гармат у промисловості. До таких недоліків відносяться складність роботи з вибуховими речовинами і труднощі в точному дозуванні енергії удару (пов'язані з їх точним дозуванням і характеристиками горіння). Однак завдяки своїм високим енергетичним можливостям прес-гармати – незамінне устаткування при одержанні ряду деталей з великими габаритами.

Недоліки, пов'язані з використанням вибухівки, усунуті в гідроударному устаткуванні [50]. Високошвидкісний молот цієї конструкції забезпечує прямий удар бойком по рідині зі швидкістю до 50 м/с. Як енергоносієм використовується стиснутий азот, оскільки молот працює за безвитратною схемою. Повернення бойка у вихідне положення і стиск азоту до початкового тиску здійснюються гідравлічним приводом. Застосування таких пристроїв дозволило наблизити умови роботи на них до умов роботи на звичайному ковальсько-пресовому устаткуванні. У той же час невисока швидкість удару і використання гідравлічного приводу для повернення бойка обумовлюють високі вагові показники молота – важить 45 т і займає площу 20 м².

Новий етап у розвитку гідроударного способу штампування – ударне штампування листових матеріалів рідким і еластичним середовищем.

Накопичений у ресивері стиснутий газ, розширюючись, розганяє бойок, що зі швидкістю 20...150 м/с ударяє по рідині або еластичному середовищу, створюючи там імпульс тиску, що деформує заготовку

відповідно до форми матриці. Енергія удару регулюється зміною тиску газу в ресивері.

Цей метод має низку переваг у порівнянні з традиційною технологією штампування. До найбільш істотних достоїнств методу ударного листового штампування відносяться: 1) значне спрощення і здешевлення штампувального оснащення; 2) можливість штампування в одній матриці деталей різної товщини; 3) скорочення термінів підготовки виробництва; 4) точність дозування енергії удару; 5) створення високих тисків, що дозволяють ефективно обробляти важкодеформівні матеріали; 6) висока рівномірність прикладеного навантаження і легкість керування імпульсом тиску, що діє на заготовку, як за амплітудою, так і за тривалістю; 7) висока точність і якість поверхні відштампованих виробів; 8) одержання деталей складних форм, які не отримуються іншими методами; 9) немає необхідності в ущільненнях при штампуванні еластичним середовищем.

У свою чергу, існуюче обладнання і устаткування для цього методу має такі переваги в порівнянні з іншими імпульсними машинами: 1) відсутність засобів підвищеної небезпеки (високої напруги, пороху); 2) високий коефіцієнт корисної дії устаткування, простота, надійність і зручність в експлуатації; 3) відносно невелика маса і мала займана виробнича площа.

Розглянемо, що забезпечує достоїнства методу й устаткування для ударного штампування рідким і еластичним середовищем. Через те, що роль пуансона при такому методі штампування виконує рідина, або еластичне середовище (поліуретан), то виготовлення штампа зводиться лише до виготовлення однієї матриці, тобто оснащення помітно спрощується, бо усувається найбільш складна і вартісна операція припасування матриці до пуансона. Ціна такого оснащення в 3...5 разів менша вартості штампів, а при штампуванні складнопрофільних і особливо при роздачі порожнистих виробів вартість обладнання може знижуватися в десятки разів. Спрощення устаткування, в свою чергу, приводить до скорочення термінів проектування і зниження затрат праці на її виготовлення, тобто до помітного скорочення термінів підготовки виробництва, що іноді відіграє вирішальну роль. Використання рідини або еластичного середовища як пуансона дозволяє також штампувати в одній

матриці деталі з листів різної товщини, тому що такий пуансон автоматично "підлаштовується" під зміну товщини матеріалу.

При формувальних операціях рідким або еластичним середовищем і основному реалізується схема двохосового напруженого стану. Формувальні операції, здійснювані рідким і еластичним середовищем, істотно відрізняються між собою, оскільки застосування останнього збільшує необхідну для формоутворення енергію удару.

Високі швидкості деформування і рівномірність розподілу навантаження під час ударного формування рідким і еластичним середовищами – основна причина вищої здатності до штампування листових матеріалів у порівнянні зі статичним формуванням як у штампі, так і еластичним середовищем [51–54]. Так, граничні значення потоншення центральної частини заготовки при ударному штампуванні в 1,2...2 рази перевищують аналогічні значення при статичному формуванні, відповідно і відносна глибина формування, тобто відношення глибини прогину заготовки до діаметра матриці перевищує аналогічні значення для статичного формування. Тому метод ударного штампування рідиною або еластичним середовищем в багатьох випадках – незамінний спосіб формоутворення деталей. Однак він має недоліки: висока вартість устаткування; недостатня його вивченість і надійність; низька ефективність устаткування в дрібносерійному виробництві через складність переналагодження; складний перехід від однієї деталі до іншої, через потребу ретельного попереднього аналізу конфігурації деталі і розрахунку техніко-економічних показників. Крім того в [55] вказується, що ударні методи штампування мають вартість виготовлення деталей вищу, ніж штампування, штампування вибухом і електрогідроімпульсна штамповка (рис. 1.1). Економічно доцільним вважається використання електрогідроімпульсної штамповки та ударних методів, якщо розміри виробничої серії деталей складають до 300-400 штук.

1.5. Сучасні технології виготовлення бурякорізальних ножів пластичним деформуванням

В технічній літературі недостатньо відомостей щодо технологічних процесів виготовлення бурякорізальних ножів методами пластичного

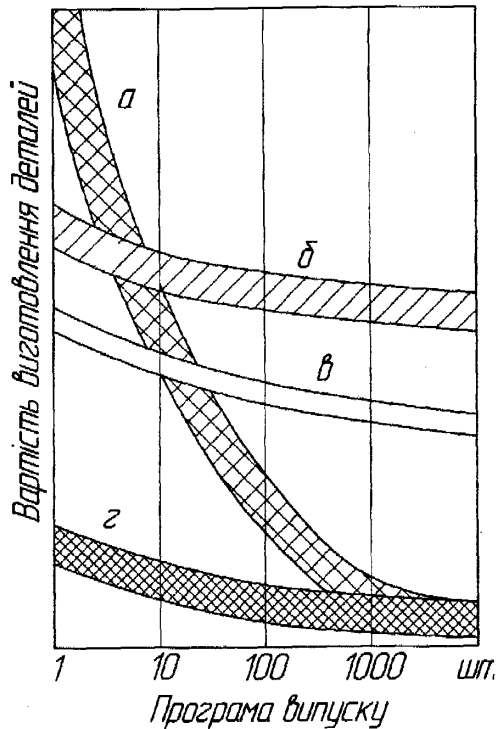


Рис. 1.1. Вартість виготовлення деталей в залежності від програми випуску і обладнання, яке застосовується: *а* – штамповка на механічних пресах; *б* – выдавливання роликом на верстатах; *в* – штамповка вибухом; *г* – електрогідроімпульсна штамповка

деформування. Значно ширше представлені технології виготовлення гофрованих листових матеріалів для використання в різних конструкціях, зокрема як огороджувальні та силові елементи. Виконаний вище аналіз показав, що найбільш реальними для виготовлення бурякорізальних ножів методами пластичного деформування з тонкого листа є технології, що використовують згинання. При цьому бажано повністю уникати витяжки в місцях значних локальних деформацій. Нижче представлені способи та пристрої є найбільш загальними та уособлюють в собі значну частину переваг та недоліків сучасних технологій виробництва гофрованих деталей з тонколистової стрічки відповідної товщини, що використовують для формоутворення деформування гнуттям.

Патенти [56, 57] описують спосіб гофрування листового матеріалу (товщина $s=0,1\dots0,5$ мм; $\frac{h}{b}=1,5\dots2,5$) послідовним гнуттям кожної сторони гофри з одночасною фіксацією частини листа, на якій вже сформовані гофри. За цією технологією для отримання гофрів з більшою відносною висотою $\frac{h}{b}$ і меншими радіусами заокруглень лист деформується в три етапи: 1) попереднє деформування листа за допомогою першої системи штампів пристрою; 2) утворення гофри вільним гнуттям; 3) остаточне формування гофри в додатковому штампі пристрою. Такий спосіб формоутворення вимагає порівняно складної кінематичної схеми пристрою та зумовлює невисоку продуктивність процесу.

Суть винаходу за авторським свідоцтвом [58] полягає в тому, що в матеріалі вздовж тонкої стрічки із заданим кроком виконують отвори, через які пропускають довгий корд, трос тощо. При цьому надівають на корд розпірні елементи між кожною парою отворів. Один кінець корду фіксують, а інший витягують до контакту розпірних елементів з гранями утворених гофрів.

Внаслідок неоднорідності ділянок матеріалу, вільного формування гофрів вони мають різну форми та геометричні параметри. Цей спосіб може бути застосований лише для виготовлення заготовок гофрованих деталей, або таких деталей, що не вимагають будь-якої значної геометричної точності, з тонкої стрічки, що не потребує значних зусиль під час гофроутворення.

В пристроях [59, 60] застосована складна кінематична схема механізму з двома повзунами, що здійснюють коливальний рух, згинаючи стрічку, подача деформованого листа здійснюється за рахунок обертання шлицевих валів. Принципова схема пристроїв показана на рис. 1.2. Для цих механізмів процес гофроутворення відбувається вільним гнуттям стрічки, що не забезпечує точності геометричних параметрів. В [61–63] застосовується спосіб формування гофрів шляхом почергового гнуття з використанням пар пуансонів, що рухаються назустріч. Пуансони по чергово відіграють роль матриці, відносно якої згинається лист (рис. 1.3).

Штамп [64] має можливість задавати геометрію і форму готової гофри і складається з ряду пуансонів, що по чергово опускаються, починаючи від центру штампку, в відповідні пази і деформують лист. Під

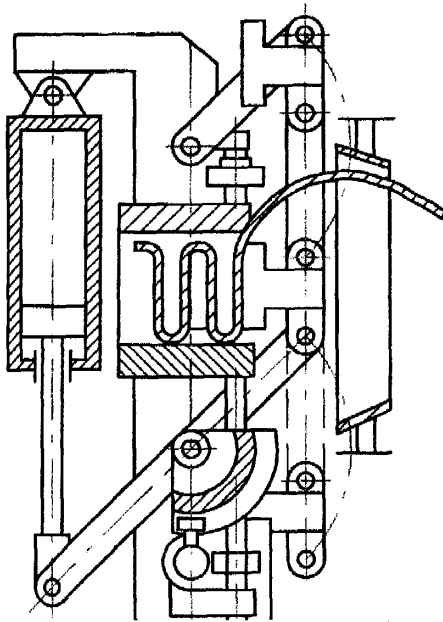
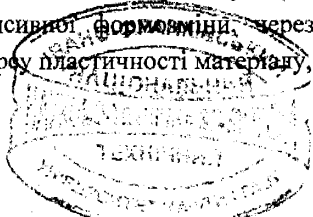


Рис. 1.2 – Пристрій для гофрування

матеріалу, які обертаються, ремені. Конструктивна схема механізму не передбачає калібрування, крім того схема деформування (за допомогою вакуумної камери створюється розрідження і матеріал втягується між формувальні ребра) не дозволяє отримати точну гофровану деталь та обробити листовий матеріал із якою-небудь значною товщиною ($>0,05$ мм) (рис. 1.4).

Серед представлених способів і пристроїв заслугоує на увагу розробка [66], що використовує ідею суміщення в одному штампі формують формувальної та калібрувальної операцій шляхом послідовного наближення форми гофри до заданої (рис. 1.5). При цьому використовуються переваги штампу для забезпечення геометричних параметрів виробу, мінімізується вплив пружних деформацій на точність гофри, забезпечується простота конструкції механізму. Але штамп [66] не дозволяє повністю уникнути (зменшити до нуля) деформацій розтягу в зоні інтенсивної формувальні, через що значно підвищується використання ресурсу пластичності матеріалу, а отже підвищується ймовірність браку та



час руху пуансонів виникають сили тертя, а при малих радіусах кривизни гофри пуансони будуть виконувати роль ножів, які ковзають по листу і можуть його розрізати. На початкових стадіях деформування можлива також втрата стійкості листа, що викликає утворення морщин поперек гофрів.

В пристрої [65] деформування матеріалу гнуттям відбувається поступово на значній довжині. В ролі матриці використовують набір формувальних ребер, а подавального механізму – натягнуті між двома барабанами,

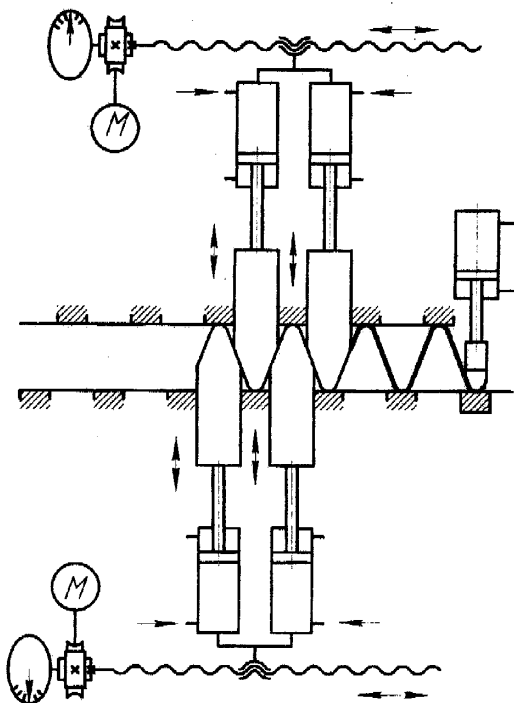


Рис. 1.3. Пристрій для гофрування листового матеріалу

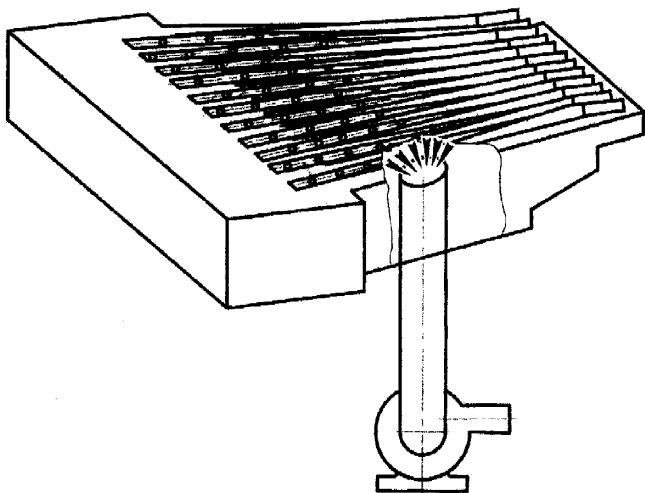


Рис. 1.4. Пристрій для гофрування тонколистового матеріалу (товщини 0,05 ... 0,15 мм)

зменшується термін експлуатації виробів. На відміну від [66] в [67] за рахунок постійної довжини листа (відповідає довжині готової гофри) та накладання вібраційного навантаження вдається зменшити зусилля деформування, підвищити продуктивність, зменшити деформації розтягу.

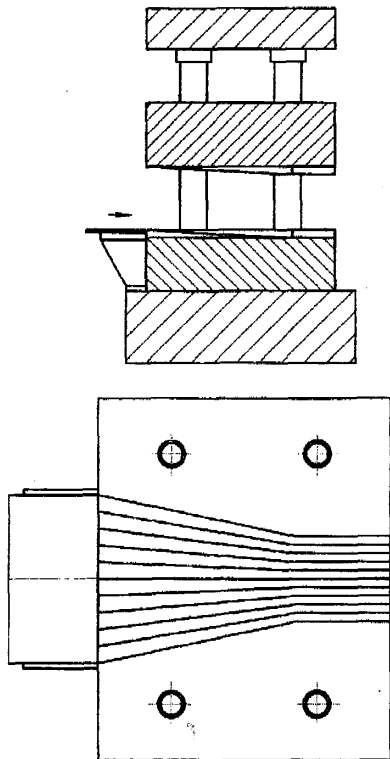


Рис. 1.5. Штамп для виготовлення гофрованої стрічки

Значно зменшити деформації розтягу листа в процесі формування гофри дозволяє пристрій за патентом [68] (рис. 1.6). З цієї метою пуансон матриці виконано з двох частин – фіксувальної частини, що підпружинена, та формувальної частини, які встановлені на рухомій плиті. Під час робочого ходу плити підпружинена частинка спочатку затискає сформовані гофри, не дозволяючи їм деформуватися під впливом зусилля формування гофри. Після затискання формувальна частина пуансона формує гофру,

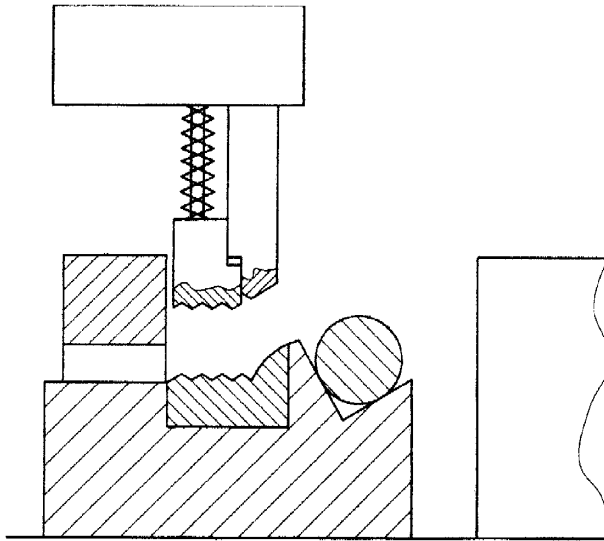


Рис. 1.6. Пристрій для формування поперечних паралельних гофрів на стрічковому матеріалі, який періодично переміщують

підтягуючи вільний кінець листа. Недоліком робочого процесу формування гофри є необхідність проковзування листа відносно точок контакту пуансон–лист. Внаслідок цього одна із стінок гофри видовжується і потоншується під дією сил тертя між пуансоном і матеріалом заготовки. Внаслідок цього підвищується також ступінь використання ресурсу пластичності на вершині гофри, де відбувається згин листа.

Пристрій [69] використовує кулачкові механізми, які працюють в протифазі, для забезпечення відносного переміщення інструменту і матеріалу з метою формування прямокутних гофрів (переважно для тепловідводів та нагрівачів) (рис. 1.7). Недоліком такого пристрою є нестабільність кроку переміщення інструменту (крок гофрів) через зношування кулачкових механізмів. Можлива область його застосування – для формування неточних гофрів із матеріалів з високою пластичністю.

Спосіб [70] пропонує формувати гофри із підібраного товстолистого матеріалу шляхом його пропускання між валками. В процесі формозміни заготовка набуває форму готової гофри з відповідною

товщиною. Необхідною умовою застосування цього способу є відсутність на профілі гофри ділянок з малими радіусами кривизни та великими кутами загострення (на цих ділянках можливе розривання заготовки або інші дефекти).

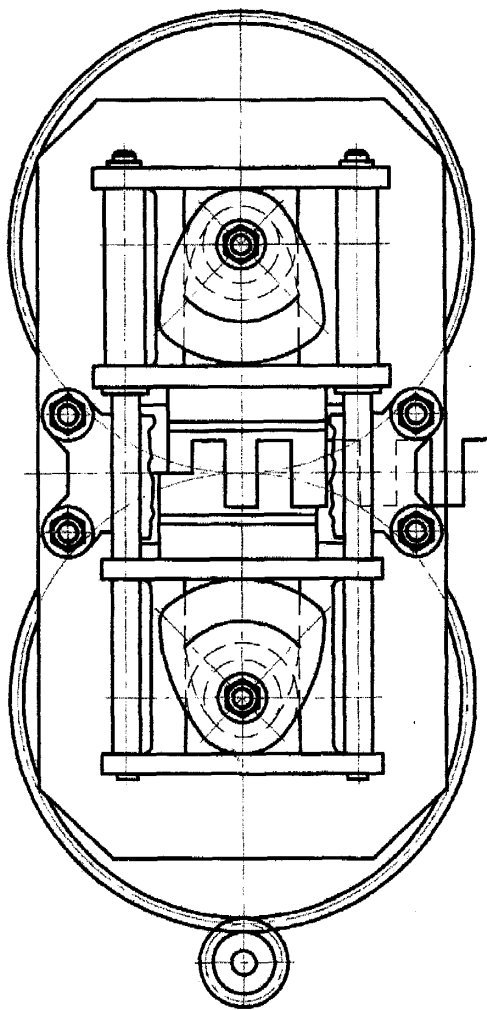


Рис. 1.7. Пристрій для формування прямокутних гофрів

Після аналізу конструкцій та функціональних схем наведено пристроїв та способів виготовлення гофрованих виробів можна констатувати:

1. В практиці виробництва гофрованих виробів з великими локальними деформаціями (з співвідношенням висоти гофри до її ширини більше одиниці та малими радіусами кривизни) невідомі економічно ефективні інженерні рішення (для серійного виробництва), які б дозволили одночасно формувати всі або значну кількість гофрів з листової заготовки. Практично всі представлені процеси та пристрої для їх реалізації формують за один робочий хід лише одну гофру або її частину.
2. Переважна частина розглянутих пристроїв та способів можуть бути використані лише для операцій утворення з пластичних листових матеріалів гофрів невисокої точності. Проблеми формоутворення гофрів за умов обмеженої пластичності матеріалу та високої точності виробу не розглядаються.

1.6. Методи дослідження напружено-деформованого стану під час обробки металів тиском

До широко відомих універсальних методів математичного моделювання та аналізу процесів обробки металів тиском відносяться варіаційні та проєкційні методи, які прийнято називати прямими [71]. Основи варіаційного методу розроблені в роботах І. Я. Тарановського, О. А. Ганаго, А. А. Поздєєва, В. А. Колмогорова, Л. Г. Степанського, А. Г. Овчиннікова та ін. Характерною особливістю варіаційного методу є те, що крайові задачі зводяться до розв'язку систем алгебраїчних рівнянь. При цьому наближені розв'язки задач шукаються в вигляді лінійних комбінацій так званих координатних функцій, які задовольняють крайові умови задачі, а також вимоги повноти і апроксимаційної універсальності. Побудова координатних функцій, які задовольняли б перераховані умови для областей довільної форми залишається проблематичною.

В наш час у варіаційному методі при розв'язанні задач теорії пластичності у більшості випадків використовують теореми про екстремальні властивості дійсних полів швидкостей деформацій і

напружень. При цьому поряд з дійсними розглядаються статично допустимі поля напружень і кінематично допустимі поля швидкостей: перші з них задовольняють умови рівноваги, пластичності і граничні умови для напружень; другі – умови нестисливості, сумісності та граничні умови для швидкості. На основі відомих теорем складаються варіаційні функціонали і задача зводиться до пошуку полів, при яких шукані характеристики мають екстремальні значення. Розроблено ряд варіаційних принципів: віртуальних швидкостей і напружень, віртуальних швидкостей, віртуальних напружень, мінімуму повної потужності тощо, які дозволяють ефективно розв'язувати різні класи задач обробки металів тиском. Особливо поширені методи верхньої і нижньої оцінки зусиль деформування, які мають велике практичне значення [72–76]. При використанні прямого варіаційного методу наближений розв'язок крайової задачі приймають у вигляді лінійної комбінації координатних функцій з коефіцієнтами варіації [77–79]. Від вдалого обрання координатних функцій залежить точність розв'язку і складність алгоритму.

Метод кінцевих елементів [80] з математичної точки зору – це узагальнення варіаційного методу, його особливістю є те, що координатні функції вибираються у вигляді кусочно-лінійних функцій. Завдяки універсальності, придатності до алгоритмізації і ефективності, а також в зв'язку з розвитком обчислювальної техніки метод кінцевих елементів с, в даний час, одним із основних методів визначення напружено-деформованого стану під час пружних та пластичних деформацій. Цим методом розв'язано ряд задач обробки металів тиском, як стаціонарних [81–84], так і нестаціонарних [85], в тому числі і з оцінкою деформативності. Однак, розбиття області зі складною геометрією границь на кінцеві елементи є досить складною задачею, крім того, отримані цим методом поля напружень і деформацій, в загальному випадку, можуть мати розриви на границях елементів.

Тому перспективним з точки зору використання в обробці металів тиском є метод R -функцій [86, 87]. Теорія R -функцій базується на чисто алгебраїчних уявленнях, функціях k -значної логіки і класичних методах обчислювальної математики і математичної фізики. Хоча ця теорія почала формуватися нещодавно, за її допомогою розв'язано ряд фундаментальних проблем теоретичної і прикладної математики, а також отримано розв'язки

задач теорій пружності та пластичності. Основною перевагою методу є можливість отримувати розв'язки, які тотожно задовольняють граничні умови довільних конфігурацій. При цьому задача вибору відповідних функцій вирішується з використанням спеціально розробленого математичного апарату. В роботі [88] метод R -функцій використано для теоретичного дослідження процесу оберненого видавлювання. М. О. Рвачов використовував апарат R -функцій для визначення полів напружень в осесиметричних процесах на основі кінематики, отриманої шляхом обробки інформації про деформацію координатної сітки [89]. В [90] цей метод застосовано для вивчення нестационарних процесів.

В роботі [91] визначено поле напружень і деформацій для випадку згину широкої стрічки, у якій деформації у напрямках, перпендикулярних до площини, в якій має місце зміна кривизни серединної поверхні, прийняті рівними нулю. Для розв'язку поставленої задачі використано полярну систему координат. Крім того, вважається, що в процесі згинання моментом при відсутності поперечних сил радіальне σ_ρ і колове σ_θ напруження є головними. Для розглянутого випадку рівняння рівноваги має вигляд

$$\rho \frac{d\sigma_\rho}{d\rho} + \sigma_\rho - \sigma_\theta = 0. \quad (1.1)$$

Під час розв'язку задачі прийнята гіпотеза максимальних дотичних напружень

$$\sigma_\rho - \sigma_\theta = \pm \sigma_s, \quad (1.2)$$

де знак мінус відноситься до зони розтягу в тангенціальному напрямку, а знак плюс – до зони стиску.

Рішення системи рівнянь (1.1) та (1.2) при граничних умовах ($\sigma_\rho=0$ за умови $\rho=R$ або $\rho=r$) мають вигляд
для зони розтягу

$$\begin{aligned}\sigma_{\rho} &= -\sigma_s \ln \frac{R}{\rho}, \\ \sigma_{\theta} &= \sigma_s \left(1 - \ln \frac{R}{\rho} \right); \end{aligned} \quad (1.3)$$

для зони стиску

$$\begin{aligned}\sigma_{\rho} &= -\sigma_s \ln \frac{\rho}{r}, \\ \sigma_{\theta} &= -\sigma_s \left(1 + \ln \frac{\rho}{r} \right). \end{aligned} \quad (1.4)$$

З (1.3) та (1.4) випливає, що напруження σ_{ρ} зростає за абсолютною величиною з віддаленням від поверхні заготовки в її товщину. На нейтральній поверхні при $\rho = \rho_n$ напруження σ_{ρ} визначені з (1.3) та (1.4) рівні між собою, тобто

$$\sigma_s \ln \frac{R}{\rho_n} = \sigma_s \ln \frac{\rho_n}{r}. \quad (1.5)$$

Із (1.5) легко отримати формулу для визначення радіуса нейтральної поверхні

$$\rho_n = \sqrt{Rr}. \quad (1.6)$$

Формула (1.6) отримана також в роботах І. П. Ренне [92] і Р. Хілла [93].

З (1.3), (1.4) та (1.6) в [91] визначено найбільше (за абсолютною величиною) значення σ_{ρ}

$$\sigma_{\rho}^{\max} \approx -\frac{1}{2} \sigma_s \ln \frac{R}{r}. \quad (1.7)$$

Також в [91] отримані вирази для визначення переміщень довільного шару заготовки при збільшенні кута α на $d\alpha$

$$\begin{aligned}
 du_R &= \frac{R+r}{2} \cdot \frac{d\alpha}{\alpha} - \sqrt{\frac{r}{R}} dk, \\
 du_r &= \frac{R+r}{2} \cdot \frac{d\alpha}{\alpha} - \sqrt{\frac{R}{r}} dk, \\
 du_{\rho_n} &= \sqrt{Rr} \cdot \frac{d\alpha}{\alpha} - dk,
 \end{aligned}
 \tag{1.8}$$

де dk - частина відстані між шарами, з якими збігалася нейтральна поверхня при кутах α і $\alpha + d\alpha$

$$dk = \frac{\sqrt{Rr}}{2} \cdot \frac{(R-r)^2}{(R+r)^2} \cdot \frac{d\alpha}{\alpha}.
 \tag{1.9}$$

В [91] виконано аналіз розподілу напружень по товщині стрічки, що згинається, з урахуванням зміцнення. Відмічено, що врахування зміцнення значно впливає на величину напружень та їх розподіл по товщині листа. Необхідно відзначити – при розрахунку напружено-деформованого стану в [91] застосовано інженерний метод розрахунку, який дозволяє отримати інформацію про енергосилові параметри процесу, а розподіл і величина напружень можуть значно відрізнятись від експериментальних значень.

Таким чином, можна стверджувати, що на цей час розроблено цілий ряд методів, які дозволяють ставити і розв'язувати досить складні задачі теорії пластичності і обробки тиском. Однак широке застосування відомих способів стримується тим, що більшість з них не враховують цілої низки характерних особливостей процесів, які протікають при пластичній деформації металів. Тому актуальною залишається проблема вибору відповідних структурних функцій та принципів їх побудови, які були б придатними для розв'язання задач пластичної формозміни.

1.7. Оцінка деформівності листових матеріалів

Для оцінки деформівності листових матеріалів необхідна інформація про залежність пластичності від схеми напруженого стану. При пластичній деформації листових матеріалів в більшості випадків має місце плоский напружений або плоский деформований стан. Тому залежність

пластичності від схеми напруженого стану визначається діаграмою пластичності, а для оцінки величини використаного ресурсу пластичності найбільш придатним є критерій Г. Д. Деля, В. А. Огороднікова [94]

$$\psi = \int_0^{e_u^*} n \frac{e_u^{n-1}}{(e_p(\eta))^n} de_u, \quad (1.10)$$

де $e_u = \int_0^t \dot{\varepsilon}_u d\tau$ – ступінь деформації; $\dot{\varepsilon}_u$ – інтенсивність швидкостей

деформацій; $e_p(\eta)$ – крива граничних деформацій; $e_p = \int_0^{t_p} \dot{\varepsilon}_u d\tau$ – ступінь деформації при руйнуванні; t_p – час деформування до руйнування;

$n = 1 + 0,2 \arctg \frac{d\eta}{de_u}$; $\eta = \frac{3\sigma}{\sigma_u}$ – показник напруженого стану; $\sigma = \frac{1}{3} \delta_{ij} \sigma_{ij}$ – середнє (гідростатичне) напруження; σ_u – інтенсивність напружень.

При об'ємному напруженому стані залежність пластичності від схеми напруженого стану визначається поверхнею граничних деформацій $e_p(\eta, \mu_\sigma)$ [95] або $e_p(\eta, \chi)$ [96]. Тоді критерій (1.10) набуває вигляду

$$\psi = \int_0^{e_u^*} m \frac{e_u^{m-1}}{(e_p(\eta, \mu_\sigma))^m} de_u, \quad (1.11)$$

де $m = 1 + a \frac{d\eta}{de_u} - b \frac{d\mu_\sigma}{de_u}$; a, b – константи, які залежать від фізико-механічних характеристик матеріалу.

Показник $\eta = \mu_\sigma$ або $\eta = \chi$ в залежності від того, яка експериментальна залежність e_p від схеми напруженого стану прийнята. Необхідно відмітити, що при заданні траєкторій навантаження в координатах e_u, η, μ_σ перехід до простору головних напружень або інваріантів тензора напружень більш простий, ніж при заданні траєкторій в координатах e_u, η, χ .

При немонотонному навантаженні для оцінки деформівності металів в даний час використовують тензорну модель процесу накопичення пошкоджень. Критерій деформівності, який базується на тензорній моделі, запропонований Г. Д. Делем [97] має вигляд

$$\psi_{ij}\psi_{ij} = 1, \quad (1.12)$$

де

$$\psi_{ij} = \int_0^{e_p} F(e_u, \eta) \beta_{ij} de_u \quad (1.13)$$

β_{ij} – компоненти напрямного тензора швидкостей деформацій;

$F(e_u, \eta) = \frac{d\varphi}{de_u}$ – позитивна функція, яка залежить від властивостей матеріалу;

$$\varphi = (1-a) \frac{e_u}{e_p(\mu)} - a \left(\frac{e_u}{e_p(\mu)} \right)^2; \quad (1.14)$$

a – коефіцієнт, який залежить від матеріалу.

В критерії (1.13) використана тензорно-лінійна модель накопичення пошкоджень. Тензорно-нелінійна модель запропонована А. О. Міпулінім і В. М. Михалевичем [98]. Для компонент тензора пошкоджень в даному випадку автори [98] одержали вираз

$$\psi_{ij} = \int_0^{e_p} \left(A\beta_{ij} + B \left(\beta_{ik}\beta_{kj} - \frac{1}{3}\delta_{ij} \right) \right) de_u, \quad (1.15)$$

де $A = \frac{da}{de_u}$; $B = \frac{db}{de_u}$; $a = (a_1 - b_1)\varphi$; $b = b_1\varphi$; a_1, b_1 – коефіцієнти;

$$\varphi = (1-c) \frac{e_u}{e_p(\eta)} + c \left(\frac{e_u}{e_p(\eta)} \right)^2; \quad (1.16)$$

c – стала матеріалу.

При використанні функцій пошкодженості (1.15) в критерії (1.13) результати розрахунків отримуються більш точними, але зростає трудомісткість експериментальних досліджень, оскільки в (1.15) входить чотири константи матеріалу, які потрібно визначати експериментально.

Необхідно відмітити, що на цей час невідомо використання критеріїв деформівності (1.13) для оцінки деформівності листових матеріалів при немонотонному навантаженні.

В підсумку можна зазначити, що наукове підґрунтя для забезпечення розробки технологічних процесів формування з тонколистових матеріалів гофрованих виробів в умовах локалізації деформацій (мінімальні радіуси кривизни та кути загострення) в серійному виробництві практично відсутні. Відсутні математичний апарат та алгоритми розрахунку параметрів технологічного процесу формування таких гофрів.

Разом з тим існує потреба у виготовленні силових, опорних та інших елементів машин, де, як правило, виникає необхідність у місцевому підвищенні їхньої міцності та жорсткості. Однак, використання для цього плоских листів, посилених привареними або приклепаними ребрами жорсткості, є нерациональним внаслідок великої матеріалоемності, низької конструктивної готовності та великих трудових витрат при складанні і стикуванні. Тому раціональнішим є виробництво складнопрофільних деталей з тонколистового прокату.

Для задоволення попиту в нових видах складнопрофільної продукції з тонколистового прокату необхідно створювати ефективні технології виготовлення деталей, що забезпечить поєднання локального підвищення характеристик міцності та жорсткості з можливостями економічного і продуктивного складання, монтажу і використання таких деталей у виробках та металоконструкціях.

РОЗДІЛ 2.

МАТЕМАТИЧНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ТА ДОСЛІДЖЕННЯ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ В ПРОЦЕСІ УТВОРЕННЯ ГОФРІВ

Ефективність машинобудівного виробництва значно залежить від можливості застосування ресурсозберігаючих технологій. Зокрема до них відносять і технологічні процеси обробки матеріалів тиском. Із значної кількості розробок і теоретичних досліджень в цій області можна виділити декілька груп методів обробки тиском, що можуть бути використані для формування гофрів на листових матеріалах – це штампування, прокатка, гнуття, обкочування. Штампування в свою чергу можна розділити на підгрупи: штампування на пресах, еластичним середовищем, імпульсне штампування. Виконаємо порівняльний аналіз вказаних процесів з метою визначення можливості застосування для профілювання листових заготовок з утворенням гофрів.

2.1. Порівняльний аналіз кінематики та напружено-деформованого стану в процесі утворення гофрів з тонколистового матеріалу

2.1.1. Штампування на пресах. Для аналізу формоутворення гофрованих поверхонь штампуванням на пресах розіб'ємо процес на етапи: 1) робочий хід пуансона до контакту з листом; 2) від початку контакту пуансона з листом до моменту зупинки пуансона; 3) холостий хід пуансона (розвантаження листа) (рис. 2.1). Другий етап є визначальним, від нього залежать можливості процесу, конструкція оснастки і характеристики виробу. Під час робочого ходу в момент появи контакту поверхонь *пуансон–лист–матриця* з'являються нормальні сили між поверхнями. Внаслідок пружно-пластичних деформацій листа може мати місце його проковзування між робочими поверхнями матриці і пуансона, що зумовлює виникнення сил тертя. Для схеми штампування з попередньо затиснутою заготовкою геометричні розміри змінюються за рахунок пластичної деформації, при цьому вважають матеріал нестискним (умова постійності об'єму). Оскільки довжина готової гофри (рис. 2.1, *в*) значно

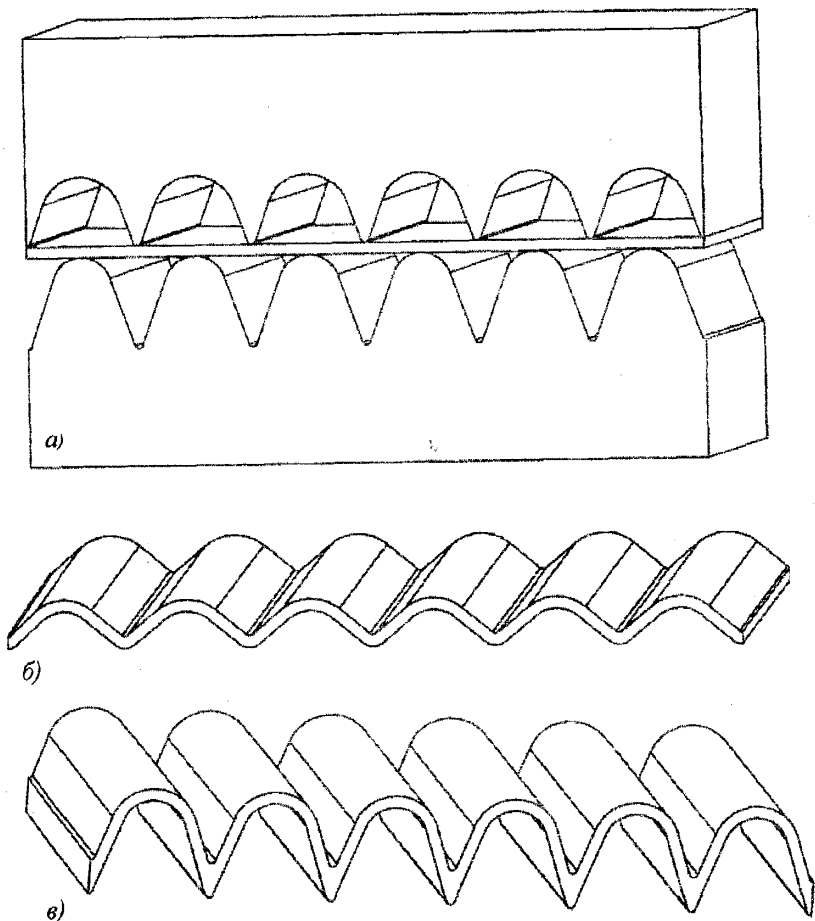


Рис. 2.1. Етапи формоутворення гофрів методом штампування в закритих штампах: *а* – початкова стадія в момент дотику *матриця-лист-пуансон*; *б* – форма гофрів на проміжному етапі; *в* – остаточний вигляд гофрованого листа

більша за довжину ділянки заготовки, яка знаходиться між однойменними точками контакту листа і матриці та листа і пуансона (рис. 2.1*а*), то під час формоутворення гофри за такою схемою заготовка повинна потоншуватися, що приводить до підвищення жорсткості напруженого

стану і зменшення допустимих деформацій матеріалу. Цього можна уникнути за умови, коли заготовка попередньо не зацементована і матеріал має можливість переміщуватися до зони деформації (об'єм матеріалу заготовки в одній гофрі збільшується). По-друге – величина зусилля розтягу має бути достатня для подолання сил тертя між елементами *матриця – лист та лист – пуансон* (рис. 2.2).

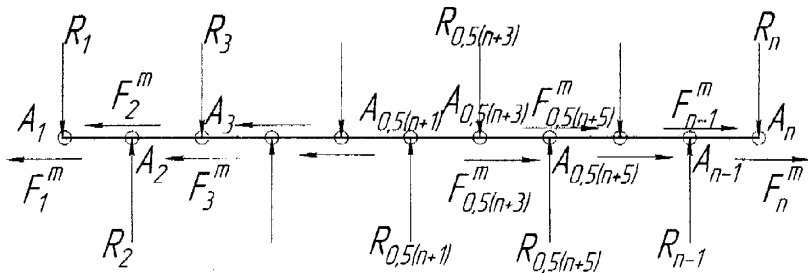


Рис. 2.2. Схема дії сил на листову заготовку в процесі штампування

Слід також відзначити, що під час утворення одночасно багатьох гофрів такі розтягувальні зусилля будуть частково врівноважуватись, а заготовка буде піддаватися згину з одночасним розтягом. В реальних умовах, коли матриця і пуансон мають відхилення від ідеальної форми, підтягування листа відбудеться не обов'язково до середини. Тому розміри заготовки повинні бути взяті з запасом, а після штампування повинна бути операція обрізування залишків листа. Напружений стан заготовки характеризується високим використанням ресурсу пластичності. На стадії замикання штампу по бічних поверхнях, за рахунок сил тертя на прямолінійних ділянках гофри, відбувається зсув металу в сторону заокруглень, крім того з'являється деформація стиску, яка зумовлена контактом *матриця-лист-пуансон*, тому схема напруженого стану в місцях заокруглення змінюється з "розтяг-згин" на "стиск". За рахунок цього виникає немонотонність деформації і інтенсивність накопичення пошкоджень зменшується [99].

В кожній з точок $A_1, A_2, A_3, \dots, A_{n-1}, A_n$ (рис. 2.2) крім реакцій $R_1, R_2, R_3, \dots, R_{n-1}, R_n$ виникають також сили тертя $F_1^m, F_2^m, F_3^m, \dots, F_{n-1}^m, F_n^m$ відповідно,

які можливо оцінити, наприклад, за спрощеною формулою Кулона [100, 125]

$$F_i^m = R_i \cdot f,$$

де f – коефіцієнт тертя.

Вектор сили тертя завжди направлений в протилежний бік відносно вектора швидкості, який збігається з напрямком проковзування листа. Розгляд схеми дії сил під час штампування, представленої на рис. 2.2, показує, що посередині заготовки в точці контакту $A_{0,5(n+1)}$ ($n=5, 7, 9\dots$) має місце рівновага сил, а отже лист може проковзувати лише в напрямку до $A_{0,5(n+1)}$. Оскільки довжина ділянки $A_i - A_{i+2}^1$ ($i=1, 2, 3\dots 0,5 \cdot (n-3)$) під час деформування (рис. 2.3) збільшується, порівняно з відстанню між відповідними сусідніми точками $A_i - A_{i+2}$, то в процесі формозміни можливі такі основні варіанти: 1) в процесі збільшення довжини $A_i - A_{i+2}^1$ лист проковзує між матрицею та пуансоном в напрямку до центра штампку в точці $A_{0,5(n+1)}$, таким чином, зменшує розтяг; 2) деформація відбувається лише за рахунок місцевої формозміни кожної окремої гофри; 3) одночасно відбувається проковзування матеріалу разом з деяким місцевим витягуванням.

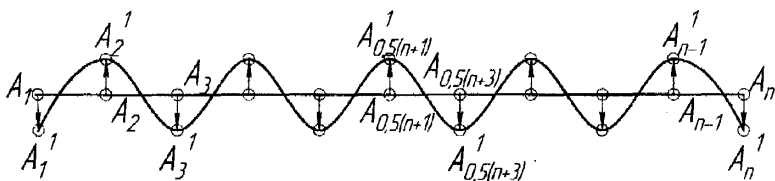


Рис.2.3. Схема зміни форми листа під час штампування

Розглянемо кожен з варіантів деформування і умови за яких він проявляється. Ці три варіанти охоплюють всі можливі випадки і є функціями одних аргументів. Перший і другий варіанти є граничними, а третій – перехідний між ними.

Для того, щоб відбувалось переміщення (проковзування) листа відносно точки A_i необхідно, щоб:

- 1) сила натягу листа перевищувала сумарну силу тертя $\sum_{k=1}^{i-1} F_k^m$;
 - 2) енергія деформування листа в точках $A_i - A_{i-1}$ (згин і спрямлення) була меншою від енергії, яка витрачається на розтягування листа.
- Запишемо умову проковзування листа

$$E_{ковз} \geq E_{деф} + E_{тер}, \quad (2.1)$$

де $E_{ковз}$ – робота, яка б виконалась під час розтягу листа за відсутності ковзання; $E_{деф}$ – робота, яка виконується під час згинання–розгинання ділянок листа в інтервалі $A_i - A_{i-1}$ (рис. 2.4); $E_{тер}$ – робота сил тертя в інтервалі $A_i - A_{i-1}$.



Рис. 2.4. Схема можливого переміщення ділянки листа в процесі штампування

Якщо через точку A_{i-1} в напрямку A_i перемістилась ділянка довжиною l_{i-1} , то сумарна робота сил тертя буде

$$E_{тер} = \sum_{k=1}^{i-1} (F_k^m \cdot l_k), \quad k=1, 2, 3, \dots, 0,5 \cdot (n-3). \quad (2.2)$$

Також можна записати, що

$$E_{деф} = \sum_{k=1}^{i-1} E_k, \quad (2.3)$$

де $E_k = 2E_{пум} \cdot l_k$; $E_{пум}$ – робота пластичної деформації на згинання ділянки листа одиничної довжини до радіуса кривизни внутрішньої поверхні r .

Робота деформації листа обраховується за формулою

$$E_p = \sum_{k=1}^{i-1} l_k \cdot E_{num.p.}, \quad (2.4)$$

де $E_{num.p.}$ – робота, яка виконується при пластичному розтягу ділянки листа одиначної довжини з постійними значеннями ширини і товщини.

Виходячи з (2.2), (2.3), (2.4) умова (2.1) набуде вигляду

$$\sum_{k=1}^{i-1} l_k \cdot E_{num.p.} > \sum_{k=1}^{i-1} (F_k^m \cdot l_k) + 2E_{num} \sum_{k=1}^{i-1} l_k, \quad (2.5)$$

або

$$E_{num.p.} > \frac{\sum_{k=1}^{i-1} (F_k^m \cdot l_k)}{\sum_{k=1}^{i-1} l_k} + 2E_{num}. \quad (2.6)$$

Коли умова (2.6) перестас виконуватись – розпочинається етап деформації листа з його частковим проковзуванням. Тоді умова (2.1) доповниться до вигляду

$$E_p + E_{ковз} = E_{деф} + E_{тер}. \quad (2.7)$$

Нехай довжина відрізка $A_i A_{i-1}$ дорівнює L , довжина лінії $A_{i-1}^1 A_i^1 - L^1$, величина розтягу листа на відрізку $A_{i-1}^1 A_i^1 - l_{yk}$, величина проковзування листа на відрізку $A_{i-1}^1 A_i^1 - l_{ковзк}$ тоді з (2.7) і рівності переміщень та довжин листа запишемо

$$\left\{ \begin{array}{l} l_{yk} + l_{ковзк} = L^1 - L, \\ \sum_{k=1}^{i-1} l_{yk} \cdot E_{num.p.} + \sum_{k=1}^{i-1} (F_k^m \cdot l_{ковзк}) + 0,5 \left(1 + \frac{1}{\beta} \right) E_{num} \sum_{k=1}^{i-1} l_{ковзк} = \\ = (L^1 - L) \cdot E_{num.p.} \cdot (i-1). \end{array} \right. \quad (2.8)$$

З розв'язку системи (2.8) отримусмо усереднену величину

деформації листа l_{yk} між точками $A_{i-1}^1 A_i^1$.

Висновки:

1. Найбільш небезпечною, в ідеальному випадку, для схеми штампування з відсутністю попереднього защемлення листа є точка $A_{0,5(n+1)}$ (посередині).
2. В точці $A_{0,5(n+1)}$ будуть виникати деформації, викликані дією сил розтягу і моменту згину.
3. Схема штампування з попереднім защемленням зумовлює більш високий ступінь використання ресурсу пластичності, ніж схема штампування без попереднього затискання, оскільки не дозволяє проковзування листа в напрямку до центра рівноваги.

2.1.2. Штампування еластичним середовищем. На відміну від штампування у цьому випадку один із інструментів виготовляється з еластомерів (рези́на, поліуретан тощо), який може бути профільований або плоский. Інший інструмент своєю формою відповідає профілю деталі. Такий процес характеризується зменшенням сил тертя і підвищенням рівномірності розподілення контактного навантаження на лист, а отже і напружень, що дозволяє більш раціонально використати пластичність металу [101]. Але штампуванням еластичним середовищем важко виготовляти деталі складної форми з малими радіусами кривизни, значними кутами загострення і великою відносною висотою профілю (відношення висоти гофри до її ширини B). Внаслідок того, що при штампуванні через еластичне середовище, тиск на заготовку розподіляється значно рівномірніше, ніж при звичайному штампуванні, то для забезпечення високих контактних тисків (зусиль) в місцях великих локальних деформацій необхідно створювати значно більші зусилля на інструменті. Крім того, характеристики еластичного середовища мають відповідати вимогам мінімального внутрішнього тертя та високої текучості, для більш повної передачі зусиль (тиску) в місця локалізації деформації. Виконання цих умов призводить до виникнення проблеми герметизації області штампування для зниження втрат еластичного середовища.

Сили тертя між заготовкою та інструментом визначають, використовуючи підхід [102]

$$F^m = 2\eta_{opt} \vartheta_{0сер} \left[\frac{R_n^2 - (B/2 + r_m)^2}{h} + \frac{2\pi a r_m^2}{h(h + 2r_m)} \right],$$

де η_{opt} – оптимальна в'язкість мастильного шару; $\vartheta_{0сер}$ – середня швидкість ковзання листа по пуансону (матриці); h – товщина мастильного шару; r_m – радіус кривизни матриці; R_n – відстань від площини симетрії гофри, що формується, до кінця контакту заготовки з матрицею; B – ширина гофри; L – довжина листа вздовж гофри.

Незважаючи на зміну сил тертя між листом та пуансоном, порівняно з штампуванням на пресах, зусилля, потрібне для підтягування листа, залишається значним і може бути розрахованим за методикою, аналогічною наведеній вище.

Якщо через точку A_{i-1} в напрямку A_i перемістилась ділянка довжиною l_{i-1} , то сумарна робота сил тертя буде

$$E_{тер} = p_1 \cdot L^1 \cdot B \cdot (i-1) \cdot f_1, \quad k=2, 4, 6, \dots, \quad (2.9)$$

де p – тиск еластичного середовища; B – ширина стрічки вздовж гофри; f_1 – коефіцієнт тертя між листом та еластичним середовищем.

Отже схема напруженого стану аналогічна наведеній вище для штампування без попереднього защемлення і відрізняється тим, що сила тертя між пуансоном та заготовкою замінюється силою тертя між еластичним середовищем та заготовкою. Крім того, на матеріал заготовки діє тиск з боку еластичного середовища, який дещо зменшує показник напруженого стану η в порівнянні із штампуванням без попереднього защемлення.

2.1.3. Прокатка. Отримання гофрованих виробів з листових матеріалів прокаткою, зокрема з періодично повторюваним профілем, розглянуто в роботах [103–105] (див. розділ 1). Однак проблема утворення гофрів з профілем, кривизна якого значно змінюється в межах кроку, і є локалізовані ділянки з малими радіусами кривизни, не розглядається. Роботи [103–105] розглядають можливість формування гофрованих листів на прокатних станах, де повне защемлення листа відбувається в точках

відбувається в декілька етапів на послідовно розташованих парах валків.

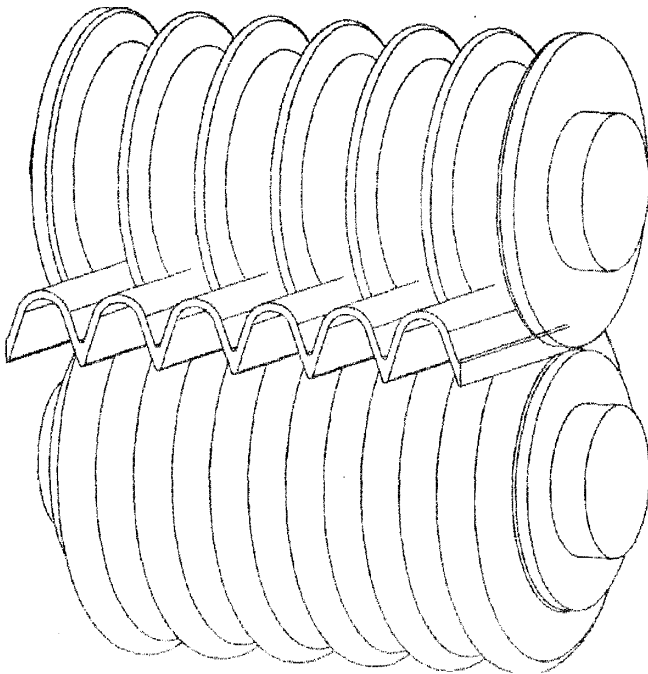


Рис.2.5. Прокатування листової заготовки між валками

Це означає, що за рахунок зміни циклів навантаження-розвантаження і зменшення ступеня деформування на кожному з них вдається зменшити сумарне використання ресурсу пластичності металу, тобто отримувати гофри з дещо меншими радіусами кривизни та більшими кутами загострення. Крім цього, продуктивність такого способу виготовлення значно вища, ніж при штампуванні, і його доцільно використовувати в масовому виробництві.

Незважаючи на відзначені позитивні моменти, потрібно звернути увагу на те, що вздовж контакту *валок-лист-валок* відбувається повне защемлення листа і формування гофрів відбувається за рахунок його видовження з одночасним потоншенням та згинанням. Гранична деформація при напруженому стані, зумовленому розтягом та згином,

близька за величиною до отриманої під час штампування. Тому можливості валкового методу формування не набагато ширші від формоутворення гофрів штампуванням.

В серійному виробництві економічний ефект від збільшення продуктивності обладнання практично нівелюється високою вартістю пар валків, необхідних для остаточної формозміни і калібрування заготовки.

2.1.4. Гофроутворення гнуттям. Особливість процесу отримання гофрованих заготовок шляхом формозміни гнуттям полягає в тому, що метал має можливість вільно переміщуватись до зони деформації (рис. 2.6).

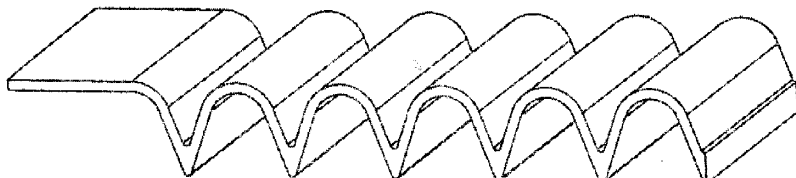


Рис. 2.6. Вигляд стрічки листової заготовки при виготовленні гофрів гнуттям

Другою характерною особливістю процесу є практична відсутність витяжки листа. Тому, з точки зору деформації, створюється найбільш сприятлива, із усіх вище розглянутих, схема навантаження – згин. Величина напружень розтягу і показник напруженого стапу значно зменшуються, що дає можливість більш раціонально використати ресурс пластичності матеріалу.

Таким чином, враховуючи вище викладене, потрібно констатувати, що найбільш досконалим для виготовлення виробів з наскрізними гофрами мінімальних радіусів кривизни і кутів загострення є технологічна схема, при якій матеріал піддається лише згину.

Існують технічні рішення для виготовлення гофрованих деталей з великими радіусами кривизни. Значна частина з них базується на процесах гнуття металу або такої схеми навантаження, коли деформація листа відбувається практично без витяжки.

Технології виготовлення гофрованих деталей з малими радіусами кривизни та відповідних інженерних рекомендацій щодо розрахунків інструменту та параметрів процесів формоутворення для їх забезпечення недостатньо. Зупинимось більш детально на проблемах деформування

листових матеріалів в умовах значної локалізації деформацій та напружень, наприклад під час утворення гофрів з малими радіусами кривизни і кутами загострення із тонколистового матеріалу.

2.2. Напружено-деформований стан в процесі гофроутворення з тонколистового матеріалу

Якісний аналіз особливостей традиційних процесів виготовлення гофрів проведений в попередньому підрозділі показав, що найбільш перспективним з точки зору отримання якісних виробів є гнуття. Попередня експериментальна перевірка можливості виготовлення показала, що навіть за такої схеми навантаження існує велика ймовірність руйнування листа для радіусів згину, близьких до товщини листа (рис. 2.7).

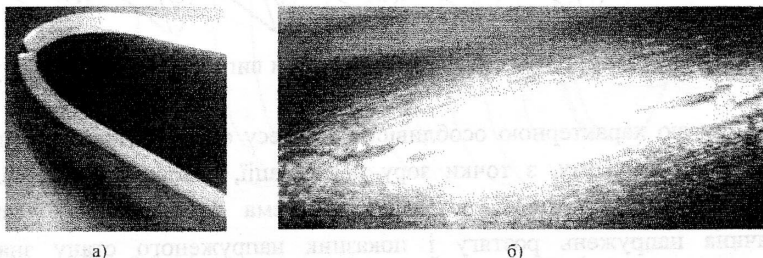


Рис. 2.7. Фотографії дефектів, отриманих при формуванні гофрів гнуттям: а) – вид макротріщини з торця листа; б) – зародження і розвиток тріщин вздовж гофра (матеріал – сталь У8А, товщина – 1,2 мм)

Для визначення кількісних параметрів процесу формоутворення гофрів та впливу на нього різних змінних факторів побудуємо моделі та виконаємо аналіз правомірності їх застосування.

2.2.1. Моделювання процесу формоутворення гофрів чистим згином. Напружено-деформований стан в цьому випадку буде описуватись системою рівнянь рівноваги

$$\rho \frac{d\sigma_\rho}{d\rho} + \sigma_\rho - \sigma_\theta = 0, \quad (2.10)$$

та умови пластичності Треска-Сен-Венана

$$\sigma_\rho - \sigma_\theta = \pm \sigma_u, \quad (2.11)$$

де знак мінус відноситься до зони розтягу в тангенціальному напрямку, а знак плюс – до зони стиску.

Якщо прийняти, що довжина шару нейтральної поверхні в процесі деформування залишається незмінною, тобто знехтувати зміщенням нейтральної поверхні й обумовленою ним немонотонністю деформації, то приблизно можна вважати, що ступінь деформації

$$e_u = \ln \frac{\rho}{\rho_n}, \quad (2.12)$$

де $\rho_n = \sqrt{R \cdot r}$ – радіус кривизни нейтральної поверхні.

При апроксимації кривої зміщення степеневою залежністю

$$\sigma_u = A e_u^n \quad (2.13)$$

спільний розв'язок рівнянь рівноваги (2.10) і пластичності (2.11) (при вільній зовнішній поверхні листа) має вигляд [106]:

для зони розтягу

$$\begin{aligned} \sigma_\rho &= \frac{A}{n+1} \left[\left(\ln \frac{\rho}{\rho_n} \right)^{n+1} - \left(\ln \frac{R}{\rho_n} \right)^{n+1} \right]; \\ \sigma_\theta &= A \left(\ln \frac{\rho}{\rho_n} \right)^n + \frac{A}{n+1} \left[\left(\ln \frac{\rho}{\rho_n} \right)^{n+1} - \left(\ln \frac{R}{\rho_n} \right)^{n+1} \right], \end{aligned} \quad (2.14)$$

для зони стиску

$$\sigma_{\rho} = \frac{A}{n+1} \left[\left(\ln \frac{\rho_H}{\rho} \right)^{n+1} - \left(\ln \frac{\rho_H}{r} \right)^{n+1} \right];$$

$$\sigma_{\theta} = -A \left(\ln \frac{\rho_H}{\rho} \right)^n + \frac{A}{n+1} \left[\left(\ln \frac{\rho_H}{\rho} \right)^{n+1} - \left(\ln \frac{\rho_H}{r} \right)^{n+1} \right],$$
(2.15)

де R, r – радіуси кривизни зовнішньої і внутрішньої поверхонь відповідно;
 A, n – константи матеріалу.

В процесі розв'язання системи рівнянь (2.10), (2.11) з врахуванням (2.13) використані граничні умови, при яких $\sigma_{\rho}=0$ при $\rho=R$ і $\rho=r$ (рис. 2.8).

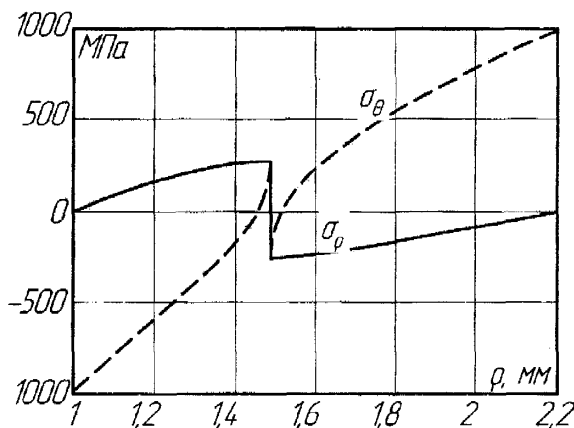


Рис. 2.8. Розподіл напружень σ_{ρ} (суцільна) і σ_{θ} (пунктирна) по товщині листа s в залежності від координати точки ρ (радіус кривизни внутрішньої поверхні $r=1$ мм)

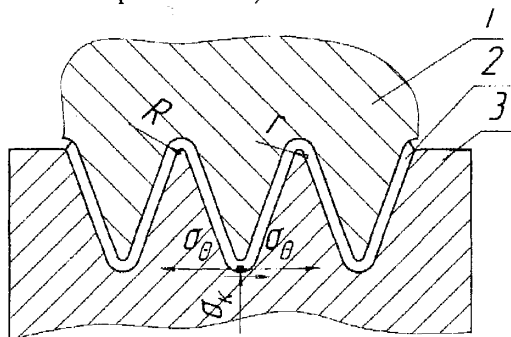


Рис. 2.9. Схема дії напружень при прокатці листа роликком

У випадку дії на внутрішній поверхні стискаючих контактних напружень σ_k (рис. 2.9) нейтральна поверхня переміщається у бік

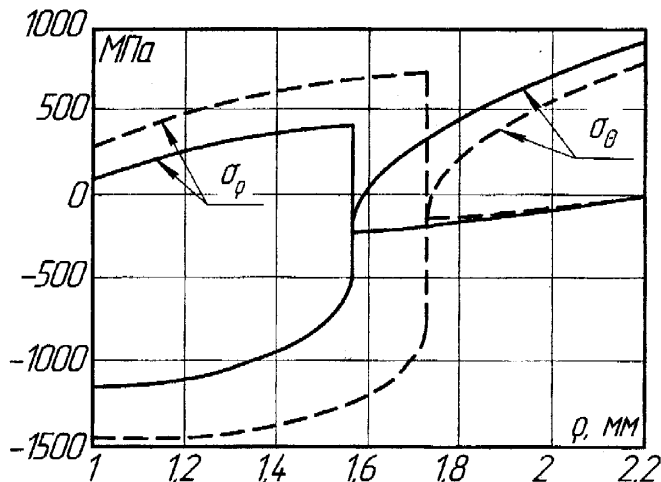


Рис. 2.10. Розподіл напружень σ_ρ і σ_θ по товщині листа s в залежності від координати точки ρ (радіус внутрішньої поверхні $r=1$ мм, величина нормальних контактних напружень 100 МПа (суцільна лінія) і 300 МПа (пунктирна лінія))

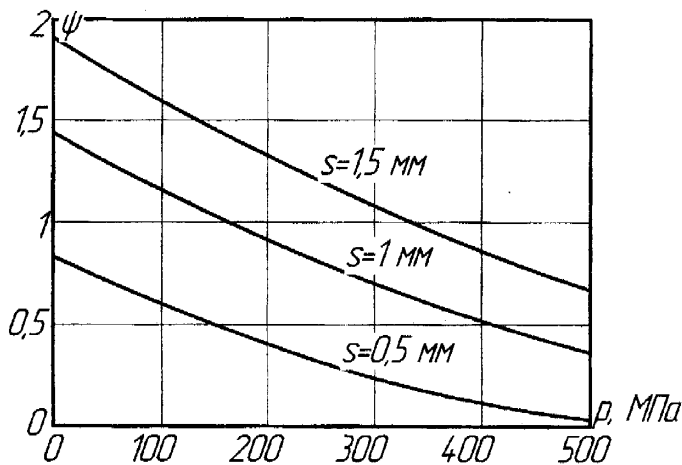


Рис. 2.11. Залежність використаного ресурсу пластичності ψ в точці максимального згину від зовнішнього тиску p при сталій товщині листа s і радіуса кривизни внутрішньої поверхні $r=1$ мм для сталі 45

зовнішньої, тобто збільшується радіус кривизни [106] (рис. 2.10)

$$\rho_n = \sqrt{Rr \exp \frac{\sigma_k}{\sigma_u}}, \quad (2.16)$$

де σ_k – нормальне напруження в контакті заготовки з інструментом.

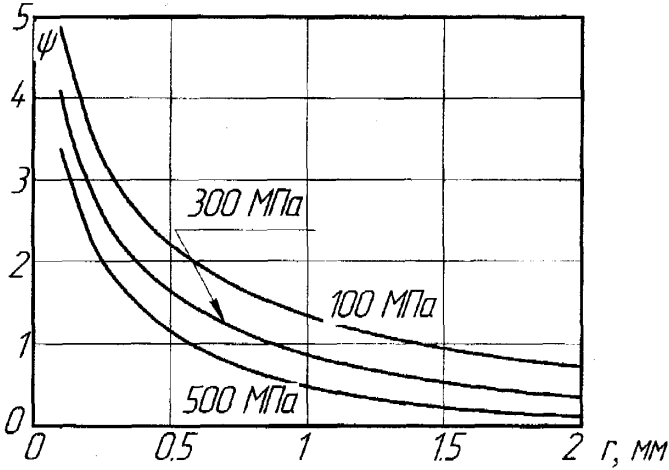


Рис. 2.12. Залежність використання ресурсу пластичності ψ в небезпечній точці від радіуса кривизни внутрішньої поверхні r при сталому зовнішньому тиску p (МПа) і товщині листа $s = 1,2$ мм для сталі 45

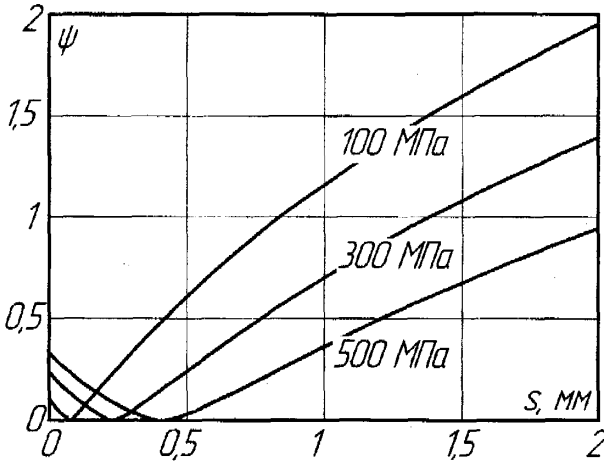


Рис. 2.13. Залежність використання ресурсу пластичності ψ в небезпечній точці від товщини листа s при сталому зовнішньому тиску p (МПа) і радіусі кривизни внутрішньої поверхні $r = 1$ мм для сталі 45

В результаті проведених за формулами (2.10) – (2.16) розрахунків отримано графіки зміни використаного ресурсу пластичності в залежності від тиску підпору σ_x (рис. 2.11), радіусу згину (кривизни внутрішньої поверхні листа) (рис. 2.12) і товщини листа (рис. 2.13) [107].

Виходячи із сказаного вище можна зробити висновок, що при оптимізації процесу виготовлення гофрованих поверхонь за цільовою функцією отримання мінімальних радіусів кривизни гофрів необхідно:

- 1) уникати деформацій розтягу матеріалу для зменшення використання ресурсу його пластичності;
- 2) на вільній поверхні матеріалу створювати напруження стиску такої величини, щоб звести використання ресурсу пластичності до необхідних значень;
- 3) при недостатності вказаних заходів потрібно проводити відновлення ресурсу пластичності іншими технологічними методами.

Для виконання першої умови можливе використання процесу попередньої прокатки гофрів роликком, із забезпеченням виконання умови, що довжини гофри після попередньої прокатки і готової будуть однакові.

На другому етапі – остаточне формозмінення заготовки і її калібрування в закритому штампі за схемою, яка показана на рис. 2.14.

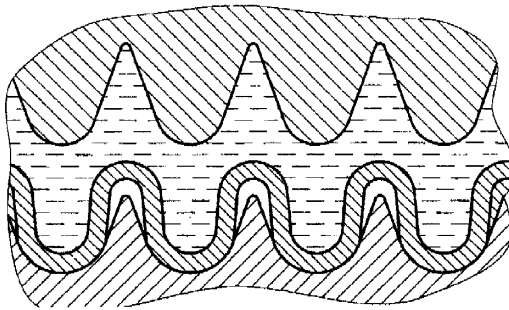


Рис.2.14. Схема штампування з гідростатичним підпором

Суть такого методу остаточної формозміни полягає в тому, що на початковій стадії формування гофри робочий зазор між інструментом та заготовкою заповнюють робочою рідиною певної в'язкості. Під час руху інструменту рідина буде витискуватись через дросельні отвори, створюючи тиск певної величини на вільній поверхні заготовки (величину

тиску рідини можна регулювати дроселями). В результаті цього з'являється можливість регулювати використання ресурсу пластичності [108], а крім того забезпечити малі радіуси кривизни в вершинах гофрів.

Недоліком цієї схеми є мала продуктивність виготовлення, проте вона дозволяє пом'якшити схему напруженого стану і збільшити величину граничних деформацій листа, тобто отримувати менші радіуси гофрів.

Для оцінки впливу гідростатичного тиску на пластичність металу, що деформується, розроблено модель на базі підходу, запропонованого в роботах [101,108].

Математична модель процесу базується на рівняннях (2.10)–(2.13) і (2.16) та умові рівноваги елементарного об'єму (2.17) [109, 110]

$$2\sigma_{\theta_{сер}} \cdot s \cdot \frac{\Delta\varphi}{2} = \mp\sigma_{інст} \cdot \Delta\varphi \cdot r - p \cdot R \cdot \Delta\varphi, \quad (2.17)$$

де $\sigma_{\theta_{сер}}$ – середнє тангенціальне напруження; $\sigma_{інст}$ – напруження на поверхні контакту з інструментом; s – товщина листа; R, r – зовнішній і внутрішній радіуси кривизни заготовки відповідно; p – гідростатичний тиск на поверхні листа; $\Delta\varphi$ – кут виділеної ділянки листа.

З рівняння (2.11) інтегруванням та усередненням по товщині листа можна отримати

$$\sigma_{\rho_{сер}} - \sigma_{\theta_{сер}} = \pm\sigma_{u_{сер}}. \quad (2.18)$$

Враховуючи результати робіт [101, 111], а також виходячи із міркувань про мінімізацію використання ресурсу пластичності ми розглядатимемо можливість оптимізації параметрів процесу за критерієм використання ресурсу пластичності з урахуванням гідростатичного тиску.

Приймемо, що інтенсивність напружень σ_u та радіальні напруження σ_ρ змінюються по товщині листа лінійно. Тоді

$$\sigma_{\rho_{сер}} = \frac{\sigma_{інст} + p}{2}; \quad (2.19)$$

$$\sigma_{u_{cep}} = \frac{\sigma_{u_{min}} + \sigma_{u_{max}}}{2} = \frac{A}{2} \left(\left(\ln \frac{r}{\rho_n} \right)^n + \left(\ln \frac{R}{\rho_n} \right)^n \right). \quad (2.20)$$

Із рівнянь (2.17) і (2.18) з урахуванням (2.19) та (2.20) в результаті перетворень отримаємо систему загальних рівнянь рівноваги (2.21), в яких врахована дія зовнішнього тиску. Слід відзначити, що ми розглядаємо три випадки розташування нейтральної поверхні: 1) поза зовнішнім радіусом згину листа $\rho_n \geq R$; 2) в середині товщі листа $r \leq \rho_n \leq R$; 3) випадок коли радіус згину листа $\rho_n \leq r$. Під час визначення положення нейтральної поверхні в кожному окремому випадку можна скористатись методом послідовних наближень або сучасними програмними засобами. Проведення попередньої оцінки розташування ρ_n доцільно проводити із застосуванням (2.21) для $r \leq \rho_n \leq R$.

$$\begin{cases} 0,5 \frac{A}{n+1} \left(\left(\ln \frac{R}{\rho_n} \right)^{n+1} - \left(\ln \frac{r}{\rho_n} \right)^{n+1} \right) \frac{2r-s}{s} + p + \sigma_{u_{cep}} = 0, \text{ при } \rho_n \geq R \\ 0,5 \frac{A}{n+1} \left(\left(\ln \frac{R}{\rho_n} \right)^{n+1} - \left(\ln \frac{r}{\rho_n} \right)^{n+1} \right) \frac{2r-s}{s} - 3p + 2\sigma_{u_{cep}} = 0, \text{ при } r \leq \rho_n \leq R \\ 0,5 \frac{A}{n+1} \left(\left(\ln \frac{R}{\rho_n} \right)^{n+1} - \left(\ln \frac{r}{\rho_n} \right)^{n+1} \right) \frac{2r-s}{s} + 2p - \sigma_{u_{cep}} = 0, \text{ при } \rho_n \leq r. \end{cases} \quad (2.21)$$

Проте така модель враховує лише частину компонентів тензора деформацій, але вона може бути застосована для попереднього визначення параметрів процесу. Більш точною є модель, яка враховує деформації зсуву.

В її основу покладемо систему рівнянь рівноваги для плоского напруженого стану [106]

$$\begin{cases} \frac{\partial \sigma_\rho}{\partial \rho} + \frac{1}{\rho} \frac{\partial \tau_{\rho\theta}}{\partial \theta} + \frac{\sigma_\rho - \sigma_\theta}{\rho} = 0; \\ \frac{\partial \sigma_\theta}{\rho \partial \theta} + \frac{\partial \tau_{\rho\theta}}{\partial \rho} + 2 \frac{\tau_{\rho\theta}}{\rho} = 0, \end{cases} \quad (2.22)$$

систему рівнянь зв'язку

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma_\rho - \sigma = \frac{2}{3} \sigma_u \frac{\dot{\varepsilon}_\rho}{\dot{\varepsilon}_u}; \\ \sigma_\theta - \sigma = \frac{2}{3} \sigma_u \frac{\dot{\varepsilon}_\theta}{\dot{\varepsilon}_u}; \\ \sigma_z - \sigma = \frac{2}{3} \sigma_u \frac{\dot{\varepsilon}_z}{\dot{\varepsilon}_u}; \\ \tau_{\rho\theta} = \frac{1}{3} \sigma_u \frac{\dot{\gamma}_{\rho\theta}}{\dot{\varepsilon}_u}. \end{array} \right. \quad (2.23)$$

та умова нерозривності

$$\dot{\varepsilon}_\rho + \dot{\varepsilon}_\theta + \dot{\varepsilon}_z = 0, \quad (2.24)$$

де $\sigma_\rho, \sigma_\theta, \sigma_z, \tau_{\rho\theta}$ – нормальні та дотичне напруження; $\dot{\varepsilon}_\rho, \dot{\varepsilon}_\theta, \dot{\varepsilon}_z$ – швидкості деформації у відповідних напрямках; $\dot{\gamma}_{\rho\theta}$ – швидкість деформації зсуву; $\sigma = \frac{1}{3} \sigma_{ij} \delta_{ij}$ – середнє напруження (гідростатичний тиск).

Швидкості деформацій визначаються

$$\left\{ \begin{array}{l} \dot{\varepsilon}_\rho = \frac{\partial g_\rho}{\partial \rho}; \\ \dot{\varepsilon}_\theta = \frac{\partial g_\theta}{\rho \partial \theta} + \frac{g_\rho}{\rho}; \\ \dot{\varepsilon}_z = \frac{\partial g_z}{\partial z}; \\ \dot{\gamma}_{\rho\theta} = \frac{\partial g_\theta}{\partial \rho} + \frac{\partial g_\rho}{\rho \partial \theta} - \frac{g_\theta}{\rho}. \end{array} \right. \quad (2.25)$$

Для розв'язання задачі приймемо гіпотезу, що інтенсивність напружень $\sigma_u = \sigma_u(\varepsilon_u)$ і $\sigma_u \neq \sigma_u(\rho, \theta)$, а функціональна залежність швидкостей переміщення точок матеріалу v_θ і v_z є лінійною [112]

$$\begin{cases} v_\theta = a(\theta)(\rho - \rho_n) = a(\rho - \rho_n); \\ v_z = b \cdot z + c. \end{cases} \quad (2.26)$$

Підставивши (2.25) в (2.23) та враховуючи крайові умови отримаємо

$$\rho \cdot v_\rho + a' \rho (0.5\rho - \rho_n) + \frac{b\rho^2}{2} + c_1 = 0, \quad (2.27)$$

де $a' = \frac{\partial a(\theta)}{\partial \theta} = \frac{\partial a}{\partial \theta}$; $c_1 = a' \rho_n r - \frac{r^2}{2}(a'+b)$; r – радіус внутрішньої поверхні листа.

З (2.27) слідує

$$g_\rho = a' \left(\rho_n - \frac{\rho}{2} \right) - \frac{b\rho}{2} - \frac{c_1}{\rho}. \quad (2.28)$$

Підставляючи (2.26) і (2.28) в (2.25) отримаємо після спрощення

$$\begin{cases} \dot{\epsilon}_\rho = -\frac{a'}{2} - \frac{b}{2} + \frac{c_1}{\rho^2}; \\ \dot{\epsilon}_\theta = \frac{a'}{2} - \frac{b}{2} - \frac{c_1}{\rho^2}; \\ \dot{\epsilon}_z = b; \\ \dot{\gamma}_{\rho\theta} = a \frac{\rho_n}{\rho} + \frac{a''(2\rho_n - \rho)}{2\rho}, \quad a'' = \frac{\partial^2 a}{\partial \theta^2}. \end{cases} \quad (2.29)$$

Тобто

$$\begin{cases} \dot{\epsilon}_\rho - \dot{\epsilon}_\theta = -a' + \frac{2c_1}{\rho^2}; \\ \dot{\epsilon}_\theta - \dot{\epsilon}_z = \frac{a'}{2} - \frac{3b}{2} - \frac{c_1}{\rho^2}; \\ \dot{\epsilon}_z - \dot{\epsilon}_\rho = \frac{a'}{2} + \frac{3b}{2} - \frac{c_1}{\rho^2}. \end{cases} \quad (2.30)$$

Константа c_1 визначається з системи рівнянь (2.29) за умови, що

для $\rho = \rho_n$ швидкості деформації $\dot{\varepsilon}_\rho = 0$, $\dot{\varepsilon}_\theta = 0$, $\dot{\gamma}_{\rho\theta} = 0$. Тоді

$$a(\theta) + 0,5 \frac{\partial^2 a(\theta)}{\partial \theta^2} = 0. \quad (2.31)$$

Загальним розв'язком рівняння (2.31) є характеристичне рівняння [113]

$$a(\theta) = k_1 \cdot \sin(\sqrt{2}\theta) + k_2 \cdot \cos(\sqrt{2}\theta). \quad (2.32)$$

Враховуючи крайні умови при $\theta = 0$, $v_\theta = a_0$ і при $\theta = \alpha$, $v_\theta = 0$, де α – граничний кут згину, коефіцієнти k_1 і k_2 матимуть значення $k_1 = a_0$, $k_2 = -a_0 / \operatorname{tg}(\sqrt{2}\alpha)$.

З урахуванням (2.32) рівняння (2.29) набуде вигляду

$$\begin{cases} \dot{\varepsilon}_\rho = -\frac{1}{\sqrt{2}} \left(1 - \frac{\rho_n^2}{\rho^2} \right) \left(-k_1 \sin(\sqrt{2}\theta) + k_2 \cos(\sqrt{2}\theta) \right); \\ \dot{\varepsilon}_\theta = \frac{1}{\sqrt{2}} \left(1 - \frac{\rho_n^2}{\rho^2} \right) \left(-k_1 \sin(\sqrt{2}\theta) + k_2 \cos(\sqrt{2}\theta) \right); \\ \dot{\varepsilon}_z = 0; \\ \dot{\gamma}_{\rho\theta} = \left(1 - \frac{\rho_n}{\rho} \right) \left(k_1 \cos(\sqrt{2}\theta) + k_2 \sin(\sqrt{2}\theta) \right). \end{cases} \quad (2.33)$$

Для плоского напруженого стану

$$\dot{\varepsilon}_u = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{\left(\dot{\varepsilon}_\rho - \dot{\varepsilon}_\theta \right)^2 + \left(\dot{\varepsilon}_\theta - \dot{\varepsilon}_z \right)^2 + \left(\dot{\varepsilon}_z - \dot{\varepsilon}_\rho \right)^2 + \frac{3}{2} \dot{\gamma}_{\rho\theta}^2}. \quad (2.34)$$

З врахуванням (2.33) і (2.34)

$$\dot{\varepsilon}_u = \frac{1}{\sqrt{3}} \sqrt{2 \left(1 - \frac{\rho_H^2}{\rho^2}\right)^2 \left(-k_1 \sin(\sqrt{2}\theta) + k_2 \cos(\sqrt{2}\theta)\right)^2 + \left(1 - \frac{\rho_H}{\rho}\right)^2 \left(k_1 \cos(\sqrt{2}\theta) + k_2 \sin(\sqrt{2}\theta)\right)^2} \quad (2.35)$$

Після нескладних перетворень з (2.22), (2.23), (2.33) і (2.35) одержимо

$$\begin{cases} \frac{\partial \sigma_\rho}{\partial \rho} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial \tau_{\rho\theta}}{\partial \theta} - \frac{2}{3} \sigma_u \frac{\dot{\varepsilon}_\rho - \dot{\varepsilon}_\theta}{\rho \dot{\varepsilon}_u}; \\ \frac{\partial \sigma_\rho}{\partial \theta} = \frac{\partial \sigma_\theta}{\partial \theta} + \frac{2}{3} \sigma_u \frac{\partial}{\partial \theta} \left(\frac{\dot{\varepsilon}_\rho - \dot{\varepsilon}_\theta}{\dot{\varepsilon}_u} \right), \end{cases} \quad (2.36)$$

де

$$\begin{aligned} \tau &= \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{\sigma_u \left(1 - \frac{\rho_H}{\rho}\right) \left(k_1 \cos(\sqrt{2}\theta) + k_2 \sin(\sqrt{2}\theta)\right)}{\sqrt{2 \left(1 - \frac{\rho_H^2}{\rho^2}\right)^2 \left(-k_1 \sin(\sqrt{2}\theta) + k_2 \cos(\sqrt{2}\theta)\right)^2 + \left(1 - \frac{\rho_H}{\rho}\right)^2 \left(k_1 \cos(\sqrt{2}\theta) + k_2 \sin(\sqrt{2}\theta)\right)^2}}; \\ \frac{\partial \dot{\varepsilon}_\rho}{\partial \theta} &= \left(1 - \frac{\rho_H^2}{\rho^2}\right) \left(k_1 \cos(\sqrt{2}\theta) + k_2 \sin(\sqrt{2}\theta)\right); \\ \frac{\partial \tau_{\rho\theta}}{\partial \rho} &= \sigma_u \frac{\left(k_1 \cos(\sqrt{2}\theta) + k_2 \sin(\sqrt{2}\theta)\right) \left(\frac{\rho_H}{\rho^2} \dot{\varepsilon}_u - \frac{\partial \dot{\varepsilon}_u}{\partial \rho} \left(1 - \frac{\rho_H}{\rho}\right)\right)}{2 \left(1 - \frac{\rho_H^2}{\rho^2}\right)^2 \left(-k_1 \sin(\sqrt{2}\theta) + k_2 \cos(\sqrt{2}\theta)\right)^2 + \left(1 - \frac{\rho_H}{\rho}\right)^2 \left(k_1 \cos(\sqrt{2}\theta) + k_2 \sin(\sqrt{2}\theta)\right)^2}; \\ \frac{\partial \tau_{\rho\theta}}{\partial \theta} &= \frac{\sigma_u \left(1 - \frac{\rho_H}{\rho}\right) \left(\sqrt{2} \left(-k_1 \sin(\sqrt{2}\theta) + k_2 \cos(\sqrt{2}\theta)\right) \dot{\varepsilon}_u - \left(k_1 \cos(\sqrt{2}\theta) + k_2 \sin(\sqrt{2}\theta)\right) \frac{\partial \dot{\varepsilon}_u}{\partial \theta}\right)}{2 \left(1 - \frac{\rho_H^2}{\rho^2}\right)^2 \left(-k_1 \sin(\sqrt{2}\theta) + k_2 \cos(\sqrt{2}\theta)\right)^2 + \left(1 - \frac{\rho_H}{\rho}\right)^2 \left(k_1 \cos(\sqrt{2}\theta) + k_2 \sin(\sqrt{2}\theta)\right)^2}; \\ \frac{\partial \dot{\varepsilon}_u}{\partial \rho} &= \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{4 \left(-k_1 \sin(\sqrt{2}\theta) + k_2 \cos(\sqrt{2}\theta)\right)^2 \left(1 - \frac{\rho_H^2}{\rho^2}\right) \frac{\rho_H^2}{\rho^3} + \left(k_1 \cos(\sqrt{2}\theta) + k_2 \sin(\sqrt{2}\theta)\right)^2 \left(1 - \frac{\rho_H}{\rho}\right) \frac{\rho_H}{\rho^2}}{\sqrt{2 \left(1 - \frac{\rho_H^2}{\rho^2}\right)^2 \left(-k_1 \sin(\sqrt{2}\theta) + k_2 \cos(\sqrt{2}\theta)\right)^2 + \left(1 - \frac{\rho_H}{\rho}\right)^2 \left(k_1 \cos(\sqrt{2}\theta) + k_2 \sin(\sqrt{2}\theta)\right)^2}}; \end{aligned}$$

$$\frac{\partial \dot{\epsilon}_u}{\partial \theta} = \sqrt{\frac{2}{3}} \frac{\left(-k_1 \sin(\sqrt{2}\theta) + k_2 \cos(\sqrt{2}\theta) \right) \left(k_1 \cos(\sqrt{2}\theta) + k_2 \sin(\sqrt{2}\theta) \right) \left(\left(1 - \frac{\rho_H}{\rho} \right)^2 - 2 \left(1 - \frac{\rho_H^2}{\rho^2} \right)^2 \right)}{\sqrt{2 \left(1 - \frac{\rho_H^2}{\rho^2} \right)^2 \left(-k_1 \sin(\sqrt{2}\theta) + k_2 \cos(\sqrt{2}\theta) \right)^2 + \left(1 - \frac{\rho_H}{\rho} \right)^2 \left(k_1 \cos(\sqrt{2}\theta) + k_2 \sin(\sqrt{2}\theta) \right)^2}}$$

За формулою повного диференціала для функції декількох змінних розраховуємо нормальні напруження

$$\sigma_\rho = \int \frac{\partial \sigma_\rho}{\partial \rho} d\rho + \int \frac{\partial \sigma_\rho}{\partial \theta} d\theta. \quad (2.37)$$

На основі рівняння (2.37) сумісно з (2.36) побудовані графічні залежності розподілу напружень в залежності від координат точки ρ і θ для сталі 45 ($A=1500$ МПа, $n=0,45$) (рис. 2.15, 2.16) та показника напруженого стану (рис. 2.18). Отримані графіки показують, що напруження σ_ρ , σ_θ в межах кута $\alpha < 0,5$ рад фактично не залежать від кутової координати θ точки, в той час як зсувні напруження $\tau_{\rho\theta}$ значно залежать від θ .

Таким чином, для будь-якого кутового перерізу θ σ_ρ і σ_θ наближено можна розраховувати при $\theta=0$, тобто за сукупністю виразів

$$\int \frac{\partial \sigma_\rho}{\partial \rho} d\rho = \int \left[\frac{1}{\rho} \frac{\partial \tau_{\rho\theta}}{\partial \theta} - \frac{2\sqrt{2}}{\sqrt{3}} \sigma_u \frac{\left(1 - \frac{\rho_H^2}{\rho^2} \right) k_2}{\rho \sqrt{2 \left(1 - \frac{\rho_H^2}{\rho^2} \right)^2 k_2^2 + \left(1 - \frac{\rho_H}{\rho} \right)^2 k_1^2}} \right] d\rho, \quad (2.38)$$

де

$$\tau = \frac{1}{\sqrt{3}} \sigma_u \frac{\left(1 - \frac{\rho_H}{\rho} \right) k_1}{\sqrt{2 \left(1 - \frac{\rho_H^2}{\rho^2} \right)^2 k_2^2 + \left(1 - \frac{\rho_H}{\rho} \right)^2 k_1^2}}, \quad \frac{\partial \tau_{\rho\theta}}{\partial \theta} = \sigma_u \left(1 - \frac{\rho_H}{\rho} \right) \frac{\sqrt{2} k_2 \dot{\epsilon}_u - k_1 \frac{\partial \dot{\epsilon}_u}{\partial \theta}}{2 \left(1 - \frac{\rho_H^2}{\rho^2} \right)^2 k_2^2 + \left(1 - \frac{\rho_H}{\rho} \right)^2 k_1^2},$$

$$\frac{\partial \dot{\epsilon}_u}{\partial \theta} = \sqrt{\frac{2}{3}} \frac{k_1 k_2 \left(\left(1 - \frac{\rho_H}{\rho} \right)^2 - 2 \left(1 - \frac{\rho_H^2}{\rho^2} \right)^2 \right)}{\sqrt{3} \dot{\epsilon}_u},$$

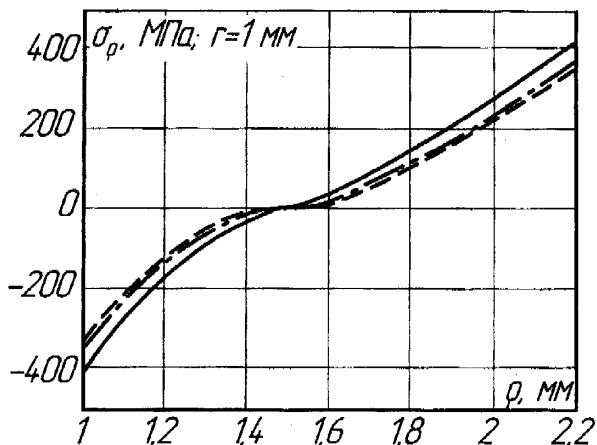


Рис. 2.15. Розподіл нормальних напружень σ_ρ по товщині листа ($s=1,2$ мм) для перерізів з кутами θ при радіусі згину $r=1$ мм: 1) $\theta=0$ (суцільна лінія); 2) $\theta=0,5\alpha$ (штрих пунктирна лінія); 3) $\theta=\alpha$ (штрихова лінія)

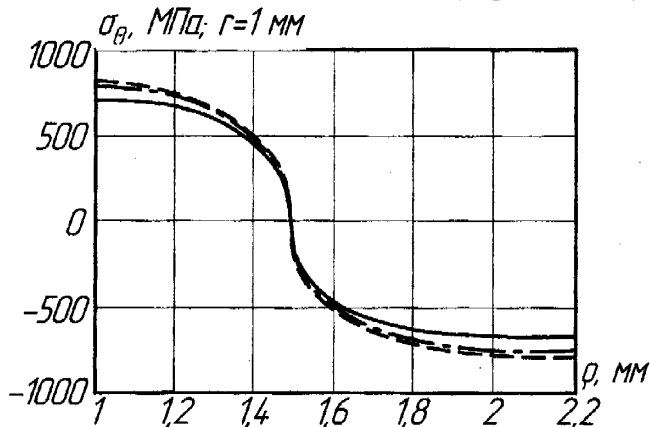


Рис. 2.16. Розподіл тангенціальних напружень σ_θ по товщині листа ($s=1,2$ мм) для перерізів з кутами θ при радіусі згину $r=1$ мм: 1) $\theta=0$ (суцільна лінія); 2) $\theta=0,5\alpha$ (штрихпунктирна лінія); 3) $\theta=\alpha$ (штрихова лінія)

$$\varepsilon_u = \frac{1}{\sqrt{3}} \sqrt{2 \left(1 - \frac{\rho_u^2}{\rho^2}\right)^2 k_2^2 + \left(1 - \frac{\rho_u}{\rho}\right)^2 k_1^2}.$$

Тангенціальні напруження σ_θ розраховуються за формулою

$$\sigma_{\theta} = \sigma_{\rho} + \frac{2\sqrt{2}}{\sqrt{3}} \sigma_{\alpha} \frac{\left(1 - \frac{\rho_n^2}{\rho^2}\right) k_2}{\sqrt{2\left(1 - \frac{\rho_n^2}{\rho^2}\right)^2 k_2^2 + \left(1 - \frac{\rho_n}{\rho}\right)^2 k_1^2}}. \quad (2.39)$$

Напруження, розраховані за (2.38) та (2.39), відрізняються від розрахованих за (2.36), (2.39) не більше як на 5% при $\alpha < 0,5$ рад.

Використання штампів або прокатних станів для виготовлення гофрованих поверхонь з великими локальними деформаціями, малими радіусами кривизни та малими кутами загострення з тонколистового прокату можливе лише для матеріалів, що мають значну пластичність. А застосування гідростатичного підпору дозволяє значно зменшити використання ресурсу пластичності при формозміні. Аналіз характеру зміни напружень для плоского напруженого стану показав, що нормальні напруження практично не залежать від величини кута загострення при його значеннях в межах від 0 до 1 радіана. В той же час кут загострення має значний вплив на зсувні напруження.

РОЗДІЛ 3.

ПЛАСТИЧНІСТЬ ЛИСТОВИХ МАТЕРІАЛІВ ПІД ЧАС ФОРМОУТВОРЕННЯ СКЛАДНИХ ПРОФІЛІВ З ЛОКАЛІЗОВАНОЮ ДЕФОРМАЦІЄЮ

3.1. Механічні характеристики листових матеріалів

Для вивчення можливостей виготовлення виробу методами пластичної формозміни необхідно, в першу чергу, вибрати марку матеріалу, яка визначається його службовим призначенням. Формулювання конкретних вимог до виробів є надзвичайно складною задачею. Переважно марка матеріалу виробу уточнюється в процесі експлуатації з урахуванням як експлуатаційних вимог, так і технологічних та економічних. Наприклад, функціональним призначенням бурякорізальних ножів є отримання стружки з цукрового буряка з заданими вимогами до форми, розмірів та інших фізико-механічних властивостей. Усі ці вимоги диктуються потребою забезпечення максимального виходу цукру при мінімальних затратах. Найкращими є ножі, які забезпечують вимоги цукрового виробництва на етапах налагоджування, експлуатації та ремонту. Одним з важливих факторів, які розглядаються споживачами, при закупівлі гофрованих виробів такого типу є стійкість до ударних навантажень, міцність, висока зносостійкість і корозійностійкість, широкий діапазон можливих швидкостей різання. Через фізичні ушкодження різними забрудненнями сировини щороку пошкоджується 20–25% ножів, тому доцільним також є використання пластичного деформування листа, як засобу зміцнення ножа і, як наслідок, підвищення його надійності і довговічності. Службовим вимогам відповідає ряд високовуглецевих інструментальних сталей У7, У7А, У8, У8А, а також леговані сталі типу 65Г. Найбільшого поширення набули фрезеровані безреберні ножі типу 1011В із сталей У8 та У8А. Фактично різницею між матеріалами У8 і У8А є лише те, що маркований літерою “А” матеріал має гарантований хімічний склад. Наприклад, для У8А: вуглець С – 0,75-0,84%; марганець Мп – 0,15-0,3%; кремній Si – 0,15-0,35%; сірка S – <0,02%; фосфор P – <0,03%.

Крім хімічного складу важливе значення мають так звані “паспортні” характеристики матеріалу, які частково визначаються з довідників, а частково шляхом механічних випробувань з метою вивчення поведінки матеріалу під час технологічних або експлуатаційних впливів. Згідно з довідником [109] коефіцієнт лінійного розширення α для сталі У8 змінюється в залежності від діапазону температур нагрівання: при нагріванні від 20°C до 100°C $\alpha=11 \cdot 10^{-6}$; при нагріванні від 20°C до 200°C $\alpha=11,6 \cdot 10^{-6}$; при нагріванні від 20°C до 300°C $\alpha=12,4 \cdot 10^{-6}$; при нагріванні від 20°C до 400°C $\alpha=13,2 \cdot 10^{-6}$. Модулі нормальної пружності і зсуву (після гартування і відпуску) – $E=211600$ МПа, $G=80800$ МПа. Тимчасова міцність після відпалу $\sigma_{sp} < 650$ МПа, умовне граничне відносне видовження $\delta_3 \geq 15\%$.

Проте ці дані напряму не характеризують пластичність матеріалу і, відповідно, не відображають в повній мірі процеси, які відбуваються при формозміні листа. Для вивчення можливості пластичного деформування заготовки необхідно проводити серії дослідів з визначення граничних величин пластичних деформацій, напружень пластичності, тимчасових напружень, характеру зміцнення матеріалу, анізотропії листа відносно напрямку прокатки, поверхні граничних деформацій.

Для круглих зразків визначаються граничні деформації під час розтягу, стиску, зсуву і кручення. За цими даними будують поверхню граничних деформацій, з використанням методики, запропонованої В.А. Огородніковим [107]. За цією методикою для побудови поверхні граничних деформацій, що описує залежність граничної деформації e_p від показників напруженого стану η і μ_σ , необхідно реалізувати умови простого навантаження, при яких $\eta = const$ і $\mu_\sigma = const$ впродовж всього процесу навантаження до руйнування. Після обрахування граничної деформації при цих параметрах вдається отримувати декілька точок діаграми пластичності та апроксимувати поверхню в цілому.

Найбільш достовірними є досліди в камері високого тиску. Їх проводять з метою експериментальної перевірки гіпотези про існування єдиної діаграми пластичності для різних напружених станів діаграми пластичності $e_p = f(\eta)$. Для цього проводять випробування при постійному показнику напруженого стану η до руйнування зразків. З цією метою за

певним законом змінюють гідростатичний тиск та контролюють видовження зразка і кути його закручування. Однак такі досліди дуже трудомісткі і не можуть бути застосовані для тонколистових зразків. Тому підготовка зразків, проведення їхніх випробувань на одноосьовий розтяг й обробка цих дослідів виконуються відповідно до методики, наведеної нижче.

З різних місць листового матеріалу, що випробовується, вирізають три квадрати на відстані від краю не менше, ніж 200 мм. Одна сторона кожного квадрата повинна збігатися з напрямком прокатування. Далі з кожного квадрата вирізають по 3 зразки, які відповідно орієнтовані уздовж напрямку прокатування, перпендикулярні та під кутом 45° до осі прокатування. Перед експериментом необхідно провести розмітку зразків: на зразок у його робочій частині наноситься квадратна ділильна сітка з кроком $d_0=2$ мм і зі сторонами, які паралельні до його країв. При нанесенні сітки дряпанням глибина рисок не повинна перевищувати 0,03 мм, щоб не викликати концентрацію напружень.

Випробування проводять на машині Р-10, яка дозволяє розвинути достатнє для руйнування досліджуваних зразків зусилля. До і після випробувань вимірюють параметри нанесеної сітки зразка. Для цього за допомогою цифрового фотоапарата, що встановлюється на штативі, з відстані 70-100 мм фотографують робочу зону зразка з нанесеними на неї рисками (легше ідентифікуються після руйнування) або мітками (рис. 3.1). Це дає можливість перейти до комп'ютерної обробки зображень зразка до деформування та після нього. Комп'ютерна обробка зображень значно підвищує точність вимірювань та розрахунків. У нашій роботі для цієї мети використовувався ліцензійний пакет програм "Компас" фірми "АСКОП".

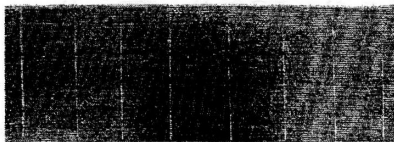


Рис. 3.1. Фотографія робочої зони зразка для випробувань на розтяг з нанесеними рисками до руйнування

Масштаб зображення обраховується з виразу

$$\mu_{\text{фото}} = \frac{b_{\text{зразка}}}{b_{\text{фото}}},$$

де $b_{\text{зразка}}$ – ширина зразка за показами мікрометричного приладу; $b_{\text{фото}}$ – ширина зразка на фотографії (вимірюється засобами пакета комп'ютерної графіки “Компас”).

Фотографування та комп'ютерна обробка зображень виконується двічі:

- 1) до деформувань на випробувальних машинах;
- 2) після відповідних деформувань.

Під час попередньої комп'ютерної обробки фотографій визначають координати перетину ліній розмітки недеформованого зразка з точністю до 0,1 мікрметра. Після цього зразок деформують за програмою досліджень до руйнування або до досягнення певного зусилля. Потім знову фотографують зразок чи обидві частини зруйнованого зразка (рис. 3.2) та виконують другу комп'ютерну обробку. Результати обох вимірювань використовують для визначення масивів абсолютних та відносних деформацій зразків цілком та у локальних точках.

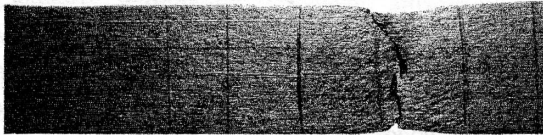


Рис. 3.2. Фотографія робочої зони зразка після руйнування

За результатами обробки результатів цих вимірювань визначають повздовжню e_x^x і поперечну e_y^x деформації зразків, вирізаних уздовж напрямку прокатування:

$$e_x^x = \ln\left(\frac{l_x^x}{l}\right); \quad e_y^x = \ln\left(\frac{l_y^x}{l_n}\right), \quad (3.1)$$

де l_x^x, l_y^x — відповідно осьові і поперечні розміри діагоналі відбитків розірваного зразка.

Аналогічно обчислюють подовжню і поперечну деформації зразка, вирізаного під кутом 90° до напрямку прокатування

$$e_y^y = \ln \left(\frac{l_y^y}{l} \right), \quad e_x^y = \ln \left(\frac{l_x^y}{l_n} \right), \quad (3.2)$$

де l_y^y, l_x^y — відповідно осьові і поперечні розміри діагоналей відбитків зразка після його розривання і зразка, орієнтованого під кутом 45° до напрямку прокатування:

$$e_{np} = \ln \left(\frac{l'}{l} \right), \quad e_n = \ln \left(\frac{l'_n}{l} \right), \quad (3.3)$$

де l', l'_n — відповідно відстані між поздовжніми і поперечними відбитками зруйнованого зразка.

Граничні деформації визначають як середньоарифметичне значення перших головних логарифмічних деформацій трьох випробуваних до руйнування зразків, тобто

$$e_{1x}^* = \frac{1}{3} \sum_{k=1}^3 (e_{1x})_k \quad \text{— уздовж напрямку прокатування;}$$

$$e_{1y}^* = \frac{1}{3} \sum_{k=1}^3 (e_{1y})_k \quad \text{— поперек напрямку прокатування;}$$

$$e_{1z}^* = \frac{1}{3} \sum_{k=1}^3 (e_{1z})_k \quad \text{— під кутом } 45^\circ \text{ до напрямку прокатування.}$$

Відношення головних логарифмічних деформацій визначають для зазначених напрямків відповідно за формулами

$$\alpha_x = \frac{e_{2x}^*}{e_{1x}^*}; \quad \alpha_y = \frac{e_{2y}^*}{e_{1y}^*}; \quad \alpha_z = \frac{e_{2z}^*}{e_{1z}^*}, \quad (3.4)$$

де $e_{2x}^*, e_{2y}^*, e_{2z}^*$ — середньоарифметичне значення відповідних інших головних деформацій трьох випробуваних зразків.

Якщо

$$\frac{|e_{1x}^* - e_{1y}^*|}{e_{1x}^*} \leq 0,2 \quad \text{або} \quad \frac{|e_{1x}^* - e_{1z}^*|}{e_{1x}^*} \leq 0,2, \quad (3.5)$$

то гранична деформація вважається незалежною від напрямку прокатування в площині листа. При невиконанні цих умов головна деформація e_{1x}^* приймається залежною від напрямку прокатування, і діаграми пластичності при цьому необхідно будувати відповідно для різних значень кута між напрямком головної деформації e_1 і віссю x , яка збігається з напрямком прокатування.

При виконанні умов (3.5) листові матеріали є ізотропними або трансверсально ізотропними. Для цих матеріалів величину деформації визначають як середньоарифметичне значення деформацій e_{1x}^* , e_{1y}^* , e_{1z}^* за формулою

$$e_1^* = \frac{(e_{1x}^* + e_{1y}^* + e_{1z}^*)}{3}, \quad (3.6)$$

а усереднене значення відносних головних деформацій —

$$\alpha = \frac{(\alpha_x + \alpha_y + \alpha_z)}{3}. \quad (3.7)$$

Повздовжній напрямок відповідає найбільшій головній деформації.

Для визначення параметрів анізотропії листа a_x , a_y , a_{xy} , проводять досліди на одноосьовий розтяг.

За отриманими значеннями деформацій обчислюються коефіцієнти поперечних деформацій для кожного квадрата відбитків:

$$\begin{cases} \mu_{yx}^i = - \left(\frac{e_y^x}{e_x^x} \right); \\ \mu_{xy}^j = - \left(\frac{e_x^y}{e_y^y} \right); \\ \mu_z^m = - \left(\frac{e_n}{e_{np}} \right), \end{cases} \quad (3.8)$$

де i, j, m — номери квадратів відбитків однаково орієнтованих зразків.

Далі визначаються математичні очікування коефіцієнтів поперечної деформації

$$\begin{cases} \mu_{yx} = \frac{1}{I} \sum_{i=1}^I \mu_{yx}^i; \\ \mu_{xy} = \frac{1}{J} \sum_{j=1}^J \mu_{xy}^j; \\ \mu_z^m = \frac{1}{M} \sum_{m=1}^M \mu_z^m, \end{cases} \quad (3.9)$$

де I, J, M — кількість визначень відповідних коефіцієнтів. Рекомендується брати $I = J = M = 5 - 10$.

За допомогою отриманих коефіцієнтів поперечної деформації розраховуються шукані параметри a_x, a_y, a_z, a_{xy} .

$$\begin{cases} a_z = \frac{\mu_{xy}\mu_{yx}}{\mu_{xy} + \mu_{yx} - \mu_{xy}\mu_{yx}}; \\ a_x = \frac{1 - \mu_{xy}}{\mu_{xy}} a_z; \\ a_y = 1 - a_x - a_z; \\ a_{xy} = \frac{1 + \mu_z}{2(1 - \mu_z)} (a_x + a_y). \end{cases} \quad (3.10)$$

За розрахованими значеннями коефіцієнтів анізотропії, можна встановити тип матеріалу

$$\Delta = \max \left\{ \left| \frac{1}{a_x} - \frac{1}{a_y} \right|; \left| \frac{1}{a_y} - \frac{2a_{xy} - 1}{2 - a_{xy}} - 2 \right|; \left| \frac{1}{a_x} - \frac{2a_{xy} - 1}{2 - a_{xy}} - 2 \right| \right\}.$$

Листовий матеріал вважається ортотропним, якщо $\Delta \geq \delta_1$, де величина δ_1 залежить від розв'язуваної задачі [117]. Якщо зазначена умова не виконується, то матеріал вважають трансверсально ізотропним — $\mu_{xy} = \mu_{yx} = \mu_z$. Для таких матеріалів визначають параметр анізотропії r . Матеріал вважається ізотропним, якщо виконується умова

$$|r-1| \leq 4,5\delta_2.$$

Для ізотропного матеріалу $a_x = a_y = a_z = \frac{1}{3}$, а $r=1$. Рекомендується приймати $\delta_1=1$, $\delta_2=0,3$.

В результаті досліджень стає відомою гранична деформація e_p для цієї траєкторії навантаження (розтягу – $\mu_\sigma=1$). Для визначення невідомої граничної кривої $e_p(\eta, l)$ її апроксимують залежністю

$$e_p(\eta, l) = e_{p0}(0, l) \exp(-\lambda \cdot \eta), \quad (3.11)$$

$$\text{де } \lambda = \ln \frac{e_p(-1, l)}{e_{p0}(0, l)}, \quad (3.12)$$

$e_p(-1, l)$ – гранична деформація при $\eta=-1$, $\mu_\sigma=1$; $e_{p0}(0, l)$ – гранична деформація при $\eta=0$, $\mu_\sigma=1$.

Для листової сталі У8А результати випробувань і розрахунків поперечних деформацій для зразків, які вирізані вздовж, поперек і під кутом 45° до напрямку прокатування зведені до таблиці 3.1.

Таблиця 3.1

Поперечні і поздовжні логарифмічні деформації

№ зразка	Повздовжня логарифмічна деформація, e_1	Поперечна логарифмічна деформація, e_2	Середнє значення поздовжньої логарифмічної деформації, e_1^*	Середнє значення поперечної логарифмічної деформації, e_2^*
1	2	3	4	5
Вздовж напрямку прокатування				
1	0,206	-0,0088	0,2083	-0,033
2	0,218	-0,017		
3	0,201	-0,0212		
Перпендикулярно до напрямку прокатування				
10	0,182	-0,008	0,183	-0,0403
11	0,173	-0,02		
12	0,194	-0,093		

1	2	3	4	5
Під кутом 45° до напрямку прокатування				
14	0,184	-0,071	0,1883	-0,032
15	0,181	-0,003		
16	0,20	-0,022		

За даними з таблиці 3.1 розраховані відношення

$$\alpha_x = \frac{-0,033}{0,2083} = -0,158; \quad \alpha_y = \frac{-0,0403}{0,183} = -0,22; \quad \alpha_z = \frac{-0,032}{0,1883} = -0,17.$$

Перевірка виконання умови (3.5) дає результати

$$\frac{|0,2083 - 0,183|}{0,2083} = 0,121 < 0,2; \quad \frac{|0,2083 - 0,1883|}{0,2083} = 0,096 < 0,2.$$

Отже, можна зробити висновок про ізотропність цього матеріалу. Таким чином, усереднена гранична логарифмічна деформація розтягу становитиме $\epsilon_1^* = 0,1932$, а відносна головна деформація розтягу $\alpha = -0,183$.

За результатами випробувань зразків на випробувальних машинах Р-10 для визначення механічних параметрів матеріалу побудована діаграма текучості. За значеннями величин граничної логарифмічної деформації ϵ_1^* , зусилля руйнування та площі початкового поперечного перерізу для кожного із зразків визначаються масштабні коефіцієнти діаграми, яка зображена на рис. 3.3.

Для вимірювання значень напружень і деформацій доцільно використовувати пакет прикладних програм "Компас". Рівняння кривої зміцнення приймається у загальному вигляді $\sigma_u = A e_u^n$. Для розрахунку параметрів A та n кривої зміцнення будуються апроксимуючі прямі. Для кожних двох сусідніх точок логарифмічної діаграми визначаються рівняння прямої, що проходить через них (точки вибираються з постійним кроком по осі ординат)

$$\ln \sigma_u = \ln A + n \ln e_u,$$

а коефіцієнти n та $\ln A$ обраховуються як середнє арифметичне всіх відповідних значень для кожної з побудованих діаграм. Оскільки матеріал ізотропний, то з врахуванням гіпотези про єдину криву зміцнення розраховано загальне усереднене значення показників n та A (рис. 3.4). Для перевірки отриманих значень використовується метод найменших квадратів. Розходження результатів за такими розрахунками не перевищує 5%.

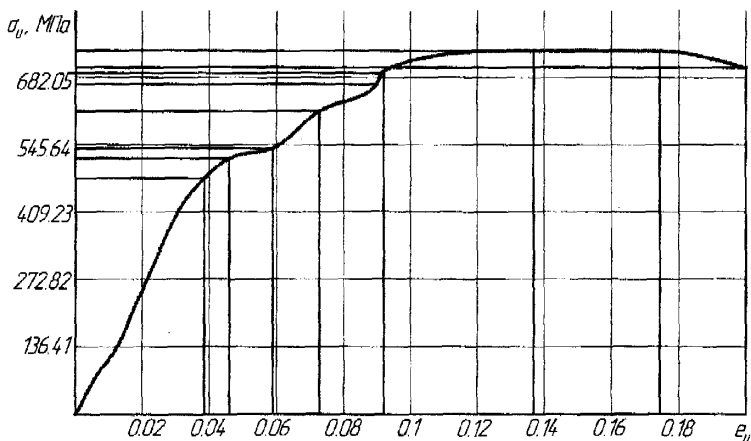


Рис. 3.3. Розрахункова діаграма текучості в координатах e_u - σ_u

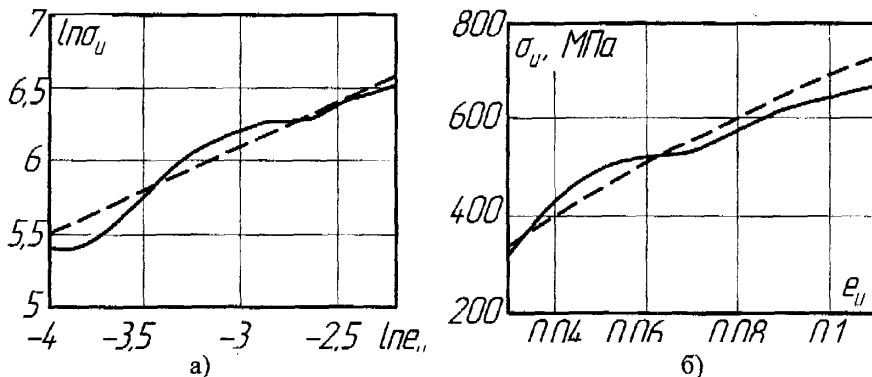


Рис. 3.4. До визначення параметрів кривої зміцнення: а) – логарифмічна діаграма (суцільна) та її апроксимація (штрихова); б) – експериментальна крива зміцнення (суцільна) та її апроксимація (штрихова)

За викладеною вище методикою та розрахунками для сталі У8А загальний вигляд кривої зміцнення

$$\sigma_u = 2500 \cdot e_u^{0,54}.$$

3.2. Поверхня граничних деформацій

Крива граничних деформацій може бути побудована з використанням залежностей, представлених в роботі В.А. Огороднікова [119]

$$e_p(\eta) = e_p(0) \cdot e^{-\lambda_1 \eta}, \text{ при } 0 \leq \eta \leq 2;$$

$$e_p(\eta) = e_p(0) \cdot e^{-\lambda_2 \eta}, \text{ при } -1 \leq \eta \leq 0,$$

де $\lambda_1 = \ln \frac{e_p(\eta=0)}{e_p(\eta=1)}$; $\lambda_2 = \ln \frac{e_p(\eta=-1)}{e_p(\eta=0)}$; $e_p(\eta=0)$; $e_p(\eta=1)$; $e_p(\eta=-1)$ – граничні деформації під час зсуву, розтягу і стиску.

Таким чином, для повноцінної апроксимації кривої граничних деформацій, потрібно отримати значення граничних деформацій під час зсуву і стиску. З метою визначення граничної деформації під час зсуву були проведені випробування на машині Р-10 запропонованих нами зразків (рис. 3.5).

Оскільки, зазвичай, пластичність матеріалу під час розтягу значно менша, ніж під час зсуву і стиску, тому для забезпечення рівномірного деформування середньої частини зразка, яка працює на зсув, боковини піддавали відпалу або іншим чином підвищували їх пластичність до рівня прогнозованих граничних зсувних деформацій. Після чого на середню частину зразка між вікнами наносили сітку (рис. 3.6).

Згідно з [107] для визначення граничної деформації під час зсуву необхідно мати значення граничного кута зсуву, тобто кута, на який змістилися лінії розмітки одна відносно одної на момент руйнування. Таким чином гранична деформація

$$e_p(\eta=0) = \frac{tg\alpha}{\sqrt{3}}. \tag{3.13}$$

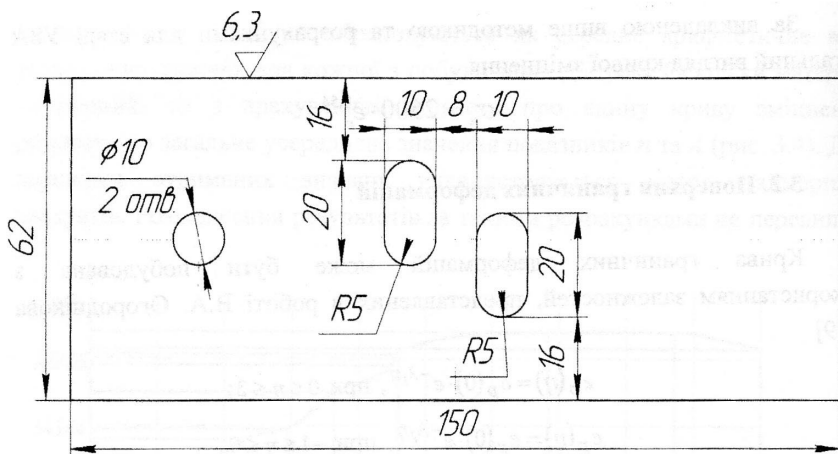


Рис. 3.5. Креслення зразка для визначення граничної деформації матеріалу на зсув

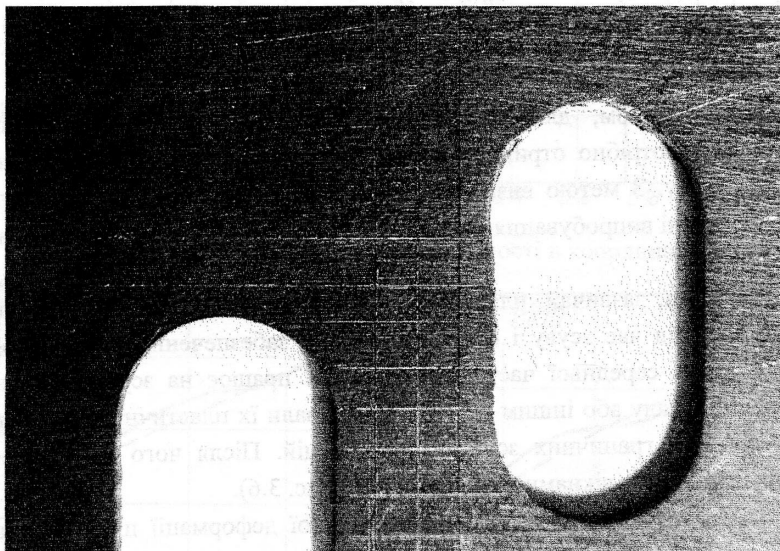


Рис. 3.6. Фотографія зони зсуву зразка до руйнування

Вигляд робочої частини зразка після випробувань показано на рис. 3.7.

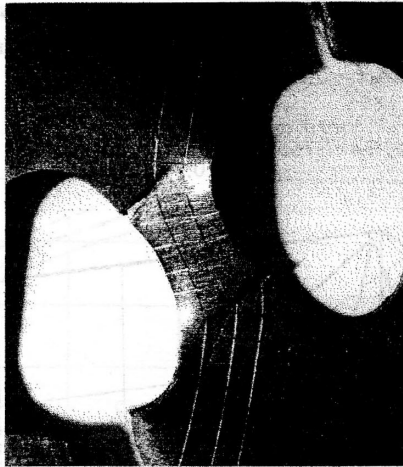


Рис. 3.7. Фотографія зони зсуву зразка після руйнування

Згідно з розрахунками за (3.13) для випробувань на зсув, проведених за описаною вище методикою можна прийняти для ізотропного матеріалу $e_p(\eta=0)=0,3713$, що досить близько до значення $e_p(\eta=0)=0,39$ отриманого в [107] при крученні циліндричних зразків. Це свідчить про адекватність експериментів і можливість застосування зразків даної форми (рис. 3.5) для дослідження властивостей листових матеріалів.

Таблиця 3.2

Гранична деформація зсуву сталі У8А

№ зразка	Кут руйнування перемички α , °	Гранична деформація зразка, e_p	Усереднена гранична деформація
4	33,4	0,3807	0,3713
5	32,1	0,3622	
6	34	0,3894	
7	30,3	0,3374	
8	32,8	0,3721	
9	31,5	0,3538	
17	34,6	0,3983	
19	33,1	0,3764	

За результатами експериментальних досліджень та з урахуванням методики В.А. Огороднікова побудована поверхня граничних деформацій (рис. 3.8), яка апроксимується рівнянням

$$e_p(\eta, \mu_\sigma) = \frac{0.37e^{-0.53\eta}}{1 - 0.37\mu_\sigma - 0.1\mu_\sigma^2}$$

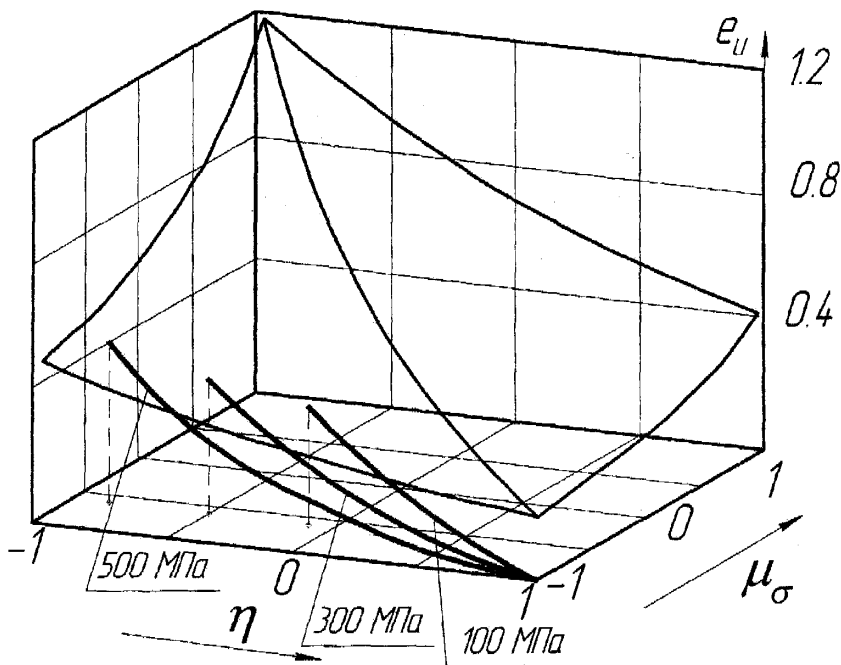


Рис. 3.8. Поверхня граничних деформацій сталі У8А

3.3. Визначення використаного ресурсу пластичності

Використаний ресурс пластичності ψ для сталі У8А і сталі 45 під час пластичного деформування згинанням визначається за математичною моделлю, запропонованою в розділі 2. Криві, які ілюструють залежність ψ від товщини листа для різних радіусів кривизни внутрішніх поверхонь листа, показані на рис. 3.9. Для покращення наочності результатів умовно припускаємо, що ψ може бути більше одиниці. Графічні залежності

граничного радіуса згину листового матеріалу зі сталі 45 та У8А зображені на рис. 3.10 і приблизно апроксимуються рівняннями:

для У8А $r_{\text{сп}} = 2,587 \cdot s - 0,006$;

для сталі 45 $r_{\text{сп}} = 2,88 \cdot s - 0,0129$.

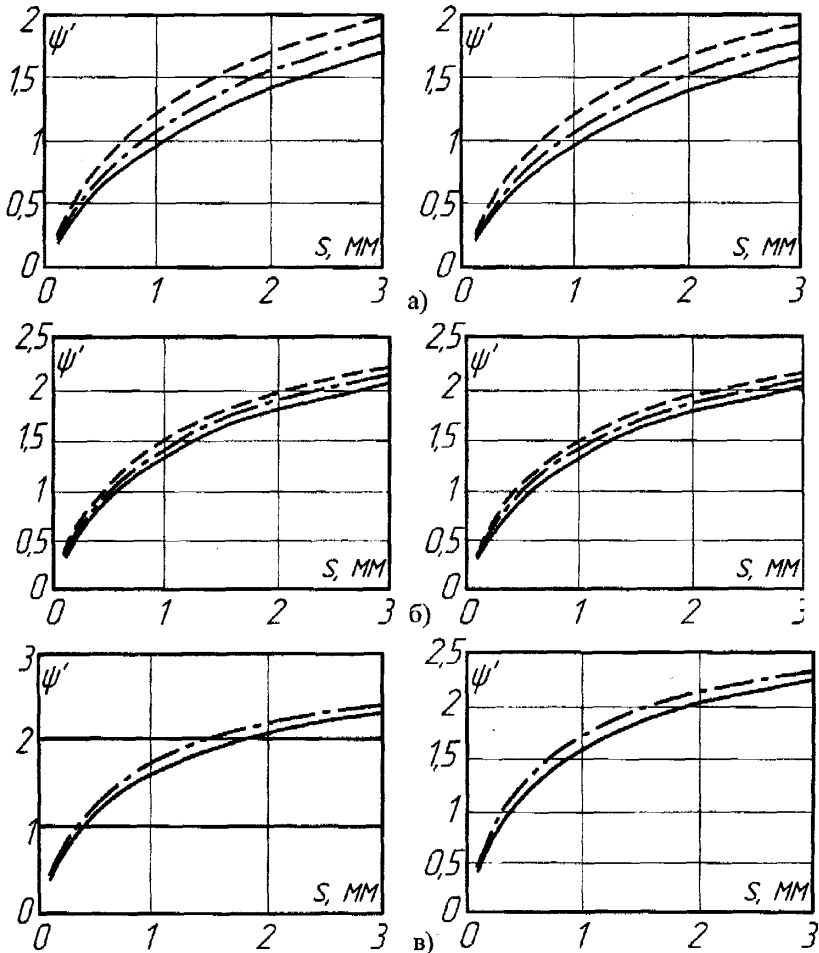


Рис.3.9. Залежність використаного ресурсу пластичності ψ для У8А (зліва) і сталі 45 (справа) від товщини листа s при різних радіусах згину r : а) $r=3$ мм – суцільна лінія; $r=2,5$ мм – штрихпунктирна лінія; $r=2$ мм – штрихова лінія; б) $r=1,8$ мм – суцільна лінія; $r=1,6$ мм – штрихпунктирна лінія; $r=1,4$ мм – штрихова лінія; в) $r=1,2$ мм – суцільна лінія; $r=1$ мм – штрихпунктирна лінія

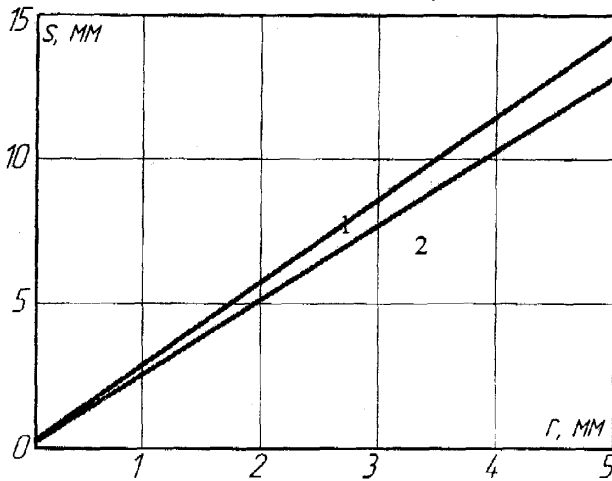


Рис. 3.10. Гранична товщина листа s при різних радіусах кривизни внутрішньої поверхні r для сталі 45 (лінія 1) та У8А (лінія 2)

3.4. Вплив проміжних відпалів на пластичність листових матеріалів

Для оцінки впливу проміжних відпалів на відновлення запасу пластичності після деформування листового матеріалу із сталі У8А, нами проведено дослідження на розтяг плоских зразків (рис.3.11). Дослідження виконували з одним, двома і трьома проміжними відпалами. Режим термообробки зразків у вихідному стані був таким же, як і після пластичної деформації, тобто температура 700°C , час витримки – 1 година, охолодження разом з піччю.

Оскільки для цього випадку випробувань має місце просте навантаження, то величину використаного ресурсу пластичності

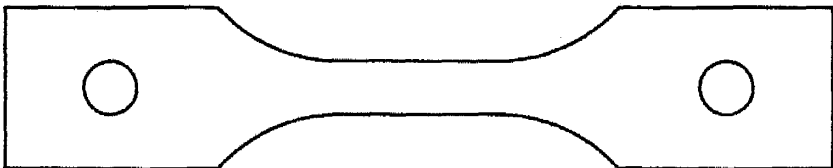


Рис. 3.11. Ескіз зразка для випробувань відновлення ресурсу після відпалу

визначають за критерієм Г.А. Смірнова-Аляєва [120]

$$\psi = \frac{e_u}{e_p},$$

де $e_u = \ln \frac{A_0}{A}$ – ступінь деформації на проміжному етапі; $e_p = \ln \frac{A_0}{A_{руйн}}$ – ступінь деформації під час руйнування; A_0 , A – початкова і проміжна площі перерізу зразка, відповідно; $A_{руйн}$ – площа перерізу зразка під час руйнування.

Під час дослідження по два зразки розтягували до ступеня деформації $(0,2...0,3)e_p$, $(0,4...0,5)e_p$ і $(0,6...0,7)e_p$.

Потім проводили відпал і зразки доводили до руйнування, та визначали Δe_u за формулами

$$\Delta e_u = e_p' - e_p,$$

де e_p' – ступінь деформації під час руйнування для зразків після відпалу;

$e_p' = \ln \frac{A_0}{A_p'}$; A_p' – площа поперечного перерізу зразка під час руйнування

після відпалу.

Тоді відновлення запасу пластичності після відпалу складатиме

$$\Delta \psi = \frac{\Delta e_u}{e_p}.$$

Такі випробування дозволяють отримати розподіл відновлення ресурсу пластичності в залежності від початкової деформації. Разом з тим такі досліди не повністю відображають зміни фізико-механічних властивостей матеріалу металевій гофрі під час відпалу, оскільки напружений стан гофри по товщині листа не постійний. Внаслідок цього структурні перетворення по товщині, зокрема розмір зерна після рекристалізаційного відпалу та відновлення ресурсу пластичності, будуть дещо відрізнятися від отриманих під час випробувань зразків на розтяг і наступному їх відпалі. Щоб визначити закономірності впливу величини деформації гофри на відновлення ресурсу пластичності та структурні перетворення в процесі відпалу застосуємо методику, викладену нижче. За критерій ступеня деформування листа постійної товщини приймемо радіус внутрішньої поверхні при постійному куті загострення.

З листа вирізаються прямокутні зразки розмірами $100 \times 50 \times 0,8$. Після цього зразки згинаються на наборі спеціальних опор із заданими радіусами кривизни. Гранично допустимий радіус згину листової сталі У8А у сталі поставки з товщиною 0,8 мм складає близько 2 мм, тому радіуси опор змінюються від 2,5 до 5 мм.

Величини пружинення встановлюються таким чином. Зразок, зігнутий із заданим радіусом та кутом загострення, фотографувався з торця до і після зняття навантаження, яким забезпечувалась деформація. За допомогою пакета прикладних програм "Компас" визначається кут пружинення і фактичний радіус кривизни. За отриманими результатами також визначається реальна пластична деформація.

Деформовані зразки відпалюються і руйнуються вільним згином. Після появи перших візуальних ознак руйнування (тріщин на поверхні) деформування припиняється і зразок фотографують. З врахуванням гіпотези про єдиність кривої граничних деформацій розраховується використання ресурсу пластичності та величина його відновлення відпалом. Результати випробувань зведені в таблиці 3.3.

Таблиця 3.3

Відновлення ресурсу пластичності шляхом рекристалізаційного відпалу зразків на розтяг ($e_p = 0,1873$)

Логарифмічна деформація зразка (експеримент)		Використаний ресурс пластичності до відпалу (експериментально-розрахунковий)	Величина відновлення ресурсу пластичності (розрахунок)
до відпалу	після відпалу до руйнування		
0,07	0,187	0,374	0,36
0,056	0,188	0,303	0,303
0,078	0,167	0,416	0,308
0,062	0,187	0,326	0,326
0,071	0,185	0,376	0,353
0,0815	0,157	0,435	0,273
0,0653	0,186	0,349	0,343
0,115	0,124	0,614	0,276

3.5. Вплив попередньої деформації на структуру металу після рекристалізаційного відпалу

При пластичному деформуванні матеріалу частина енергії витрачається на перебудову кристалічної ґратки, а інша частина накопичується у вигляді внутрішніх напружень, що супроводжується утворенням дефектів, дислокацій та спотворень ґратки (прихована енергія). Для кожного матеріалу, структури або типу ґратки існує певний рівень енергії активації – енергії при якій починається перебудова ґратки матеріалу, утворення нових хімічних з'єднань, розпад тощо [121]. Деформовані структурні складові металу при рівних інших умовах (температура, тиск тощо) мають більшу внутрішню енергією. При нагріванні попередньо деформованої заготовки фазові перетворення розпочнуться в першу чергу в зонах, що піддавались найбільшій деформації. Швидше буде проходити і дифузія та фазові перетворення, що контролюються нею.

Для сталі У8А характерна наявність таких структурних складових: аустеніт, цементит, ферит (рис. 3.12). У залежності від кількісної

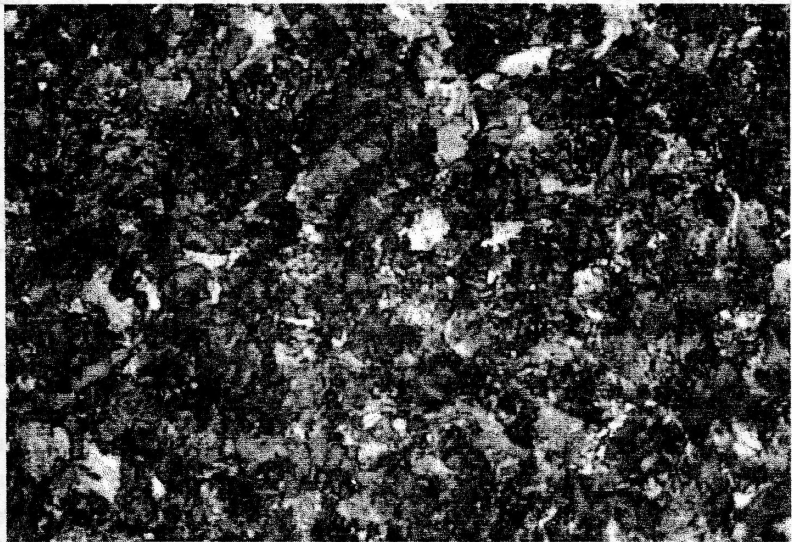


Рис. 3.12. Структура сталі У8А

характеристики цих фаз та їх взаємного розташування в металі суттєво залежать його пластичні та зносостійкі властивості. Поеднуючи термообробку з попередньою пластичною обробкою ми можемо впливати на локальні ділянки матеріалу з метою забезпечення потрібної пластичності, яка необхідна для одержання заданого профілю.

Кожна із структурних складових – аустеніт, ферит, цементит має свої характеристики, температурний діапазон існування, вплив на пластичність, твердість та міцність матеріалу. Аустеніт являє собою твердий розчин вуглецю в γ -залізі, який існує в умовах рівноваги для евтектоїдної сталі в діапазоні температур з 727°C до приблизно 1350°C . Ця фаза характеризується порівняно високою твердістю та низькою пластичністю.

Ферит – α -залізо із незначною кількістю розчиненого вуглецю. Температурні діапазони існування для рівноважних умов евтектоїдної сталі до 727°C . Характеризується високою пластичністю та низькою твердістю. Цементит – це хімічна сполука заліза і вуглецю – карбід заліза (наприклад, Fe_3C). Характеризується відсутністю алотропічних перетворень у всьому діапазоні існування (до 1260°C), має надзвичайно високу твердість та практично нульову пластичність. В звичайних умовах (без додавання карбідостабілізуючих елементів Cr , V , Mn тощо) є метастабільним, тобто схильний до розпаду.

В матеріалі листа сталі У8А у стані поставки мають місце всі перераховані вище структурні складові. Це залишковий аустеніт та продукти його евтектоїдного розпаду: ферит і цементит, суміш яких називають перлітом.

Особливістю евтектоїдного розпаду аустеніту в системі Fe-C є різке розходження у швидкості зародкоутворення і росту фаз перліту. У переохолодженому аустеніті можуть протікати дві реакції:



Характерно, що реакції (3.14) і (3.15) розділені в часі. В міру розвитку реакції (3.14) подальший розпад аустеніту можливий за реакцією



Однак будь-яке перенасичення аустеніту вуглецем відносно точки *g* приводить до його розпаду з утворенням цементиту, тобто паралельно процесу (3.16) протікає реакція:



Реакції (3.16) і (3.17) повинні проходити одночасно, не розділяючись на окремі стадії:



Цей процес при достатній ізотермічній витримці повинен протікати до повного розпаду аустеніту.

У зв'язку з випереджуючим процесом виділення цементиту на стадії перетворення можливе утворення суцільного цементитного каркасу евтектоїдної колонії з його пластинчастим розгалуженням. На другій стадії перетворення повинно відбуватися потовщення цементитних пластин і їх огортання феритом.

На першій стадії перетворення аустеніт збіднюється вуглецем і при температурах близько 500°C стає можливим його бездифузійне перетворення. При цьому утвориться маловуглецевий мартенсит за реакцією



супроводжуючи першу стадію без значного відставання в часі. Мартенсит обгортає цементитний каркас, що запобігає пластинчастому розгалуженню цементиту і приводить до його переважного росту в одному напрямку (у вигляді голок). Але, оскільки при розглянутих температурах дифузія вуглецю не придушується, з мартенситу виділяється надлишок вуглецю у вигляді цементиту, що нашаровується в основному на наявний цементитний каркас:

$$M \rightarrow \Phi + \text{Ц}. \quad (3.20)$$

У результаті формується структура пір'істого (верхнього) бейніта, що являє собою суміш фериту і цементиту.

Зі зниженням температури реакція (3.14) сповільнюється, у зв'язку з чим зневуглицьовування аустеніту відбувається значно повільніше і його бездифузійне перетворення ускладнюється. Тому перетворення аустеніту у верхній бейніт характеризується кінетичною С-подібною кривою.

При температурах нижче 400°C бездифузійне перетворення стає можливим і для аустеніту, значно пересиченого вуглецем відносно лінії ES. Уповільнена дифузія вуглецю в цих умовах запобігає росту суцільного карбідного каркаса, тому відбувається виділення з аустеніту дисперсних пластинчастих включень цементиту з наступним утворенням мартенситу. Бездифузійне перетворення при цьому прискорюється і кінетична крива повинна мати другий перегин. При наступній витримці відбувається зневуглицьовування мартенситу дифузійним шляхом. У результаті формуються ділянки структури, що складається з ферито-цементитної суміші, яка називається нижнім або голчастим бейнітом.

При зниженні температури розпаду аустеніту, що практично запобігає дифузії вуглецю і пов'язаним з нею протіканням реакцій (3.14) і (3.20), відбувається утворення кінетично стійкого мартенситу, що має склад вихідного аустеніту A_m :



Температуру початку такого перетворення M_n можна визначити з використанням мартенситної діаграми. Для евтектоїдної вуглецевої сталі ця температура близька до 240°C. Температурі M_n повинна відповідати точка перетину С-подібних кривих початку виділення цементиту (за реакцією (3.14)) і мартенситного перетворення (за реакцією (3.21)) на діаграмі ізотермічного розпаду аустеніту.

Мартенситний розпад проходить при значних витримках нижче M_n . Можливі два механізми розпаду. Перший пов'язаний з дифузійним утворенням цементиту аналогічно реакції (3.20) і можливий при

температурах, близьких до M_n . Суміш, що утвориться при цьому, за своєю будовою близька до нижнього бейніту.

Оптимізація процесу термічної та інших видів обробки сталі У8А під час пластичного деформування полягає в тому, щоб забезпечити вигідні умови для формування заготовки. Ці умови полягають, насамперед, у створенні структури, яка дозволяє високий рівень пластичної деформації. Таким вимогам відповідають структури побудовані за принципом Шарпі-Бочвара – матричною фазою є ферит, у якому знаходяться більш тверді відокремлені включення цементиту або інших фаз. Недопустимим є утворення структур з суцільними твердими сітками (наприклад, карбідними). Розглянемо фактори, які стимулюють утворення структур сталей з високою пластичністю для етапу формування та збереження можливості подальшої трансформації у зносостійкі.

Важливим фактором структурних перетворень за дифузійним механізмом є коефіцієнти дифузії, а також наявність в системі енергії, необхідної для перебудови ґратки. Нагріваючи метал, до нього підводимо енергію, яка поглинається системою. При досягненні певного рівня енергії – енергії активації, розпочинається структурна перебудова фазових складових. Величина енергії, яка повинна бути поглинута фазою до початку перетворення, залежить від кількості вже накопиченої, тобто, чим менша різниця між енергією активації та накопиченою, тим менше необхідно додатково надавати системі енергії. Відомо, що швидкість дифузії залежить від температури нагріву, а глибина дифузії, відповідно, залежить від часу витримки при цій температурі. Згідно з рівнянням дифузії Ареніуса [121]

$$D = D_0 \exp(-E/RT), \quad (3.22)$$

де D_0 – передекспоненційний множник, який залежить від матеріалу; E – енергія активації; $R=8,32$ Дж·моль⁻¹·К⁻¹ – газова стала.

При температурах, що менші за $(0,6-0,7)T_{nn}$, експериментальні точки визначення коефіцієнта дифузії D відхиляються від теоретичних в більшу сторону. Це відхилення пов'язане з внеском пограничної дифузії в загальний дифузійний потік: коефіцієнт пограничної дифузії D' більший за коефіцієнт об'ємної. Крім того енергія активації пограничної дифузії

менша об'ємної ($E' < E$) – це приводить до відхилення від закону Ареніуса при відносно низьких температурах. Із збільшенням розміру зерна ефект стає менш помітним і зникає для монокристалів.

Слід також сказати, що значним фактором, який впливає на швидкість дифузії, є наявність вакансій, дефектів, дислокацій тощо.

Вище показано, що енергія активації є важливим фактором в структурних перетвореннях ґратки. Накопичення внутрішньої прихованої енергії також є важливим фактором цього процесу.

3.5.1. Утворення дислокацій під впливом напружень

Під впливом локальних напружень великої інтенсивності, що близькі до рівня напружень, які теоретично здатний витримувати бездислокаційний кристал, дислокації можуть виникати самовільно завдяки дії одних лише напружень. При цьому, після утворення дислокації, напруження, які необхідно створити для початку пластичної деформації, значно зменшуються. Таким чином, за відсутності принаймні хоча б почасти рухливих дислокацій або дислокаційних петель, що здатні розмножуватися, текучість не виникає доти, поки щонайменше в окремих місцях не буде досягнута теоретична межа міцності і дислокації не почнуть утворюватися самочинно [122]. За даними [123] енергія активації текучості заліза лінійно зменшується зі зменшенням логарифма повного прикладеного зсувного напруження τ . Характерна для сталей графічна залежність між енергією активації пластичної текучості металу, з об'ємоцентрованою кубічною ґраткою, і десятковим логарифмом зсувних напружень τ представлена на рис. 3.13.

Як видно з рис. 3.13, при величині зсувних напружень $\tau = 539$ МПа енергія активації дорівнює нулю, а при 300 МПа (для зовнішнього шару листа із сталі У8А товщиною 0,8 мм і радіусом згину внутрішньої поверхні 1 мм) енергія активації пластичної деформації зменшиться в порівнянні з початковою в три рази до $0,21 \cdot 10^{-19}$ Дж. Виходячи з (3.22) можна зробити висновок, що при однаковій температурі нагріву дифузія в zdeформованому шарі, для цього випадку, буде відбуватись швидше, що дозволяє значно зменшити час витримки при термічній обробці.

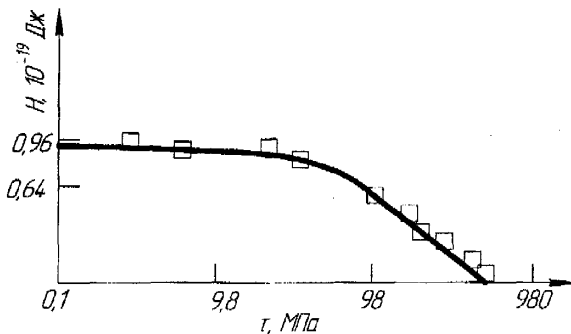


Рис. 3.13. Залежність між енергією активації текучості сталі з о.д.к. ґраткою і $\lg \tau$

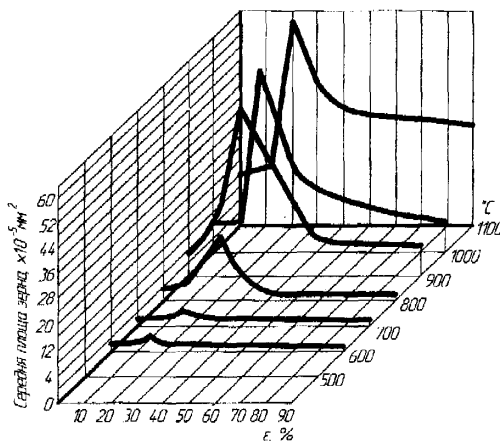


Рис. 3.14. Вплив температури витримки T і ступеня деформації на попередньому переході на розміри зерна після відшалу

Рис. 3.14 ілюструє вплив попередньої деформації на розміри зерна при термічній обробці. З точки зору пластичності найкращим варіантом буде дрібнодисперсна структура, яка забезпечує вищу пластичність та можливість накопичення внутрішньої енергії металом на границях зерен (в місцях концентрації дислокацій) без досягнення нею критичних величин (зародження тріщин – об'єднання дислокацій). Це досягається за рахунок великої кількості поверхонь поділу (границь зерен, стопорів) і відносно меншою концентрацією дислокацій на одиницю площі поверхні зерна в

порівнянні з більш крупнозернистою структурою.

На основі проведених теоретичних досліджень для експериментального вивчення обрано такі фактори: 1) температура відпалу; 2) тривалість відпалу; 3) ступінь деформації металу на попередньому переході.

Припускалось, що всі ці параметри відповідають умовам їх керованості, незалежності і сумісності. Керованість факторів розглядали як можливість надавати їм довільний рівень в області визначення і фіксувати сталим протягом всього досліджу, незалежність – як відсутність між ними кореляційного зв'язку, а сумісність – як можливість зафіксувати кожен з них на довільному рівні незалежно від значень інших факторів.

Проведення повного багатофакторного експерименту сплановане в інтервалі допустимих значень цих трьох факторів. Обрано математичну модель, яка дозволяє представити його у вигляді поліному першого степеня:

$$Y = b_0 + b_1X_1 + b_2X_2 + b_3X_3 + b_{12}X_1X_2 + b_{13}X_1X_3 + b_{23}X_2X_3 + b_{123}X_1X_2X_3. \quad (3.23)$$

Обрані фактори позначені через X_1 , X_2 , X_3 . Рівні факторів, експерименту та інтервали зміни в натуральних і в кодованих значеннях наведено в таблиці 3.4.

Таблиця 3.4

Рівні факторів експерименту та інтервали зміни в натуральних і в кодованих значеннях

Рівні факторів	Найменування факторів та їх натуральні значення		
	Температура відпалу, °C X_1	Тривалість відпалу, хв. X_2	Попередня логарифмічна деформація зовнішнього шару, X_3
Основний рівень (0)	700	20	0,095
Інтервал варіювання (I)	60	18	0,05
Верхній рівень (+1)	730	38	0,12
Нижній рівень (-1)	670	2	0,07

В таблиці 3.5 наведено кодування значень факторів +1 і -1. Для спрощення запису одиниця звичайно пропускається.

Таблиця 3.5

Матриця планування та результати експерименту на зносостійкість

№ досліджу	X_0	X_1	X_2	X_3	X_1X_2	X_1X_3	X_2X_3	$X_1X_2X_3$	У
1	+	+	+	+	+	+	+	+	
2	+	-	+	+	-	-	+	-	
3	+	+	-	+	-	+	-	-	
4	+	-	-	+	+	-	-	+	
5	+	+	+	-	+	-	-	-	
6	+	-	+	-	-	+	-	+	
7	+	+	-	-	-	-	+	+	
8	+	-	-	-	+	+	+	-	

В матрицю введено стовпчик фіктивної змінної X_0 , яка в усіх випадках приймає тільки значення "+" і служить для розрахунку вільного члена b_0 , що вказує на рівень впливу факторів, які в моделі не враховуються. Стовпці подвійної і потрійної взаємодії отримані шляхом перемноження стовпців X_1 , X_2 , X_3 і призначені для розрахунку відповідних коефіцієнтів рівняння (3.23). Для постановки кожного з восьми дослідів фактори X_1 , X_2 , X_3 задаються у відповідності з матрицею планування (таблиця 3.5) на верхньому (+) або нижньому (-) рівні.

Для забезпечення необхідної точності експерименту проводилось три незалежних дослідів при незмінних режимах, а однорідність дисперсії паралельних дослідів оцінювалась за такою методикою:

1) знаходилось середнє арифметичне значення параметра оптимізації для кожного рядка матриці;

2) оцінювалось значення дисперсії паралельних дослідів:

$$S_j^2 = \sum_{i=1}^r \frac{(y_{jm} - \bar{y}_j)^2}{(r-1)}$$

Однорідність дисперсії паралельних дослідів перевірялась за критерієм Кохрена, що являє собою відношення максимальної дисперсії, до суми всіх дисперсій

$$G_p = \frac{S_{j \max}^2}{\sum_{j=1}^N S_j^2}$$

Гіпотеза про однорідність дисперсій підтверджується, якщо розрахункові значення критерію не перевищують табличного (табл. 3.6).

Таблиця 3.6

Значення G-критерію Кохрена ($\alpha=0,05$)

$f_2=N$	$f_1=r-1$				
	1	2	3	4	5
4	0,9065	0,7679	0,6841	0,6287	0,5895
6	0,7808	0,6161	0,5821	0,4863	0,4447
8	0,6798	0,5057	0,4377	0,3910	0,3595
10	0,6020	0,4450	0,3733	0,3311	0,3029

Рівень значущості всіх розглядуваних критеріїв приймався $\alpha=0,05$. При цьому ймовірність вірного досліді складає 95%;

3) визначали дисперсію повторюваності

$$S^2(y) = \sum_{j=1}^N \frac{S_j^2}{N}$$

3) шукали похибку експерименту

$$S(y) = \sqrt{S^2(y)}$$

В результаті розрахунків за результатами дослідів отримано значення дисперсій паралельних дослідів, які наведено в таблиці 3.7.

Таблиця 3.7

Значення дисперсії паралельних дослідів

Дослід №	1	2	3	4	5	6	7	8
Дисперсія паралельних дослідів	0,0045	0,001	0,0014	0,0053	0,0022	0,0032	0,0021	0,0017

Розрахунок коефіцієнтів математичної моделі (3.21) виконувався у наведеній нижче послідовності. Вільний член b_0 обчислюється за формулою

$$b_0 = \sum_{j=1}^N \frac{\overline{y_j}}{N}.$$

Коефіцієнти, що характеризують лінійні ефекти моделі (b_1, b_2, b_3), визначаються із виразу:

$$b_u = \sum_{j=1}^N \frac{X_u \overline{y_j}}{N}.$$

Коефіцієнти ефекту взаємодії ($X_1X_2, X_2X_3, X_1X_3, X_1X_2X_3$) розраховуються із залежності:

$$b_{12} = \sum_{j=1}^N \frac{X_{1j} X_{2j} \overline{y_j}}{N}.$$

За результатами проведених досліджень отримано рівняння регресії:

$$Y = 0,63 - 0,028X_1 - 0,047X_2 - 0,055X_3 + 0,022X_1X_2 + 0,005X_1X_3 - 0,006X_2X_3 + 0,03X_1X_2X_3.$$

Перевірка статистичної значущості коефіцієнтів виконувалась за t -критерієм Стюдента. Для повнофакторного експерименту похибки всіх коефіцієнтів рівні між собою і визначаються з формули:

$$S(b_i) = \frac{S(y)}{\sqrt{Nr}},$$

а інтервал довіри довжиною $2\Delta_{b_i} = \pm 2t_{\alpha, r} S(b_i)$.

Критичне значення $t_{\alpha, r}$ приймалось за таблицею 3.8 для числа ступенів вільності $N(r-1) = 16$.

Значення t -критерію Стьюдента

$f(r-1)$	5	6	7	8	9	10
Значення t -критерію	22,571	22,447	22,365	22,306	22,262	22,228
$f(r-1)$	11	12	13	14	15	16
Значення t -критерію	22,201	22,179	22,160	22,145	22,131	22,12

Коефіцієнт є значущим, якщо $|b| \geq \Delta b$. Статистично незначні елементи виключаємо з рівняння. Коефіцієнти в рівнянні вказують на рівень впливу відповідного фактора.

Перевірка показала, що два коефіцієнти (b_{13} і b_{23}) повинні бути виключені з рівняння регресії (інтервал довіри – 0,02). Після коректування рівняння регресії була отримана математична модель (рівняння регресії) граничного радіуса згину від параметрів його термічної обробки та попередньої деформації:

$$Y = 0,63 - 0,028X_1 - 0,047X_2 - 0,055X_3 + 0,022X_1X_2 + 0,03X_1X_2X_3.$$

Перевірка на адекватність за критерієм Фішера:

$$F_p = \frac{S_{ad}^2}{S^2(n)}.$$

Тут дисперсія адекватності

$$S_{ad}^2 = r \sum_{j=1}^N \frac{(\bar{y}_j - \hat{y}_j)^2}{N - \lambda},$$

де λ – число значимих коефіцієнтів рівняння; \bar{y}_j – середнє арифметичне значення параметра оптимізації в j -му досліді; \hat{y}_j – значення параметра оптимізації, яке обчислюється за моделлю для умови j -го досліді.

Оскільки виконується умова $F_p < F_{табл}$ то розроблена модель є адекватною.

З виконаних вище узагальнень та аналітичних розрахунків випливає:

1. Пластичність сталі У8А недостатня для формування гофрів з внутрішнім радіусом кривизни меншим від товщини листа за один перехід.
2. Для забезпечення можливості формування гофрів із значними локальними деформаціями, що перевищують граничні, необхідно проводити проміжну термічну обробку для відновлення ресурсу пластичності.
3. Відновлення ресурсу пластичності попередньо здеформованого листа (зігнутого) під час термічної обробки відпалом відбувається на величину більшу, ніж листа, що попередньо розтягнутий.
4. Граничний радіус кривизни внутрішньої поверхні функціонально залежить від товщини листового матеріалу.

РОЗДІЛ 4. РОЗРАХУНКИ СИЛ ТЕРТЯ ПІД ЧАС ПЛАСТИЧНОГО ДЕФОРМУВАННЯ

Одним з головних напрямків розвитку сучасного машинобудування є створення машин з вузлами, що мають незначний коефіцієнт тертя. Так, наприклад, великі перспективи застосування в промисловості мають процеси пластичного деформування матеріалів, як найбільш безвідходні та чисті. Основна їх перевага полягає в тому, що вони дозволяють обробити важкооброблювані матеріали та надати їм практично будь-яку форму. Проте ці процеси є надзвичайно енергоємні, тому зменшення коефіцієнта тертя дозволить зменшити енергоємність процесу і відповідно здепевити його.

Практично в усіх процесах обробки тиском має місце тертя між заготовкою, що деформується, і інструментом. Наприклад, при прямому видавлюванні між заготовкою та матрицею виникають сили тертя, які в значній мірі визначають інтенсивність зношування матриці та затрати енергії на протидію тертю, а значить і коефіцієнт корисної дії процесу. Втрати на тертя, особливо в цих процесах, які мають великі нормальні навантаження, досягають значних величин, а тому їх вивченню приділяється велика увага. Виходячи з цього, проблема тертя при пластичному деформуванні матеріалів є однією з найважливіших для триботехніки. Вивчення її направлене на зниження енергетичних втрат, зносу та на підвищення строку служби обладнання.

Для розрахунку втрат щотужності на тертя між поверхнями необхідно знати величину коефіцієнта тертя. Коефіцієнт тертя можна просто отримати емпіричним шляхом. Але, отримані таким чином значення коефіцієнта тертя, по-перше, правильні лише для тих умов роботи, які ідентичні лабораторним, в яких і визначалась величина коефіцієнта тертя; по-друге, отримані таким чином значення не дозволяють аналізувати залежність коефіцієнта тертя від різноманітних факторів. В зв'язку з цим зрозумілий інтерес до теоретичних методів визначення коефіцієнта тертя.

4.1. Аналіз методів розрахунку

Експерименти з дослідження процесів, які відбуваються при терті, були проведені в 1508 році Леонардо да Вінчі, який пов'язував величину коефіцієнта тертя з шорсткістю та вагою тіл, що контактують. На його думку коефіцієнт тертя – це константа, яка дорівнює 0,25 [124].

Г. Амонтон сформулював в 1699 році такі 3 закони тертя:

- 1) сила тертя не залежить від площі контакту тіл, що труться;
- 2) сила тертя пропорційна нормальному навантаженню;
- 3) відношення сили тертя до нормального навантаження не залежить від матеріалів, що контактують, та дорівнює 0,3.

Закони, що сформулювали Леонардо да Вінчі і Амонтон, застосовувались до початку 20 століття.

Б. Деллагір [125], запропонував модель тертя, згідно з якою тертя виникає в результаті шорсткості поверхні. Він допускав, що сила тертя може залежати від площі контакту в випадках, коли ковзання супроводжується виламуванням нерівностей.

Паран в 1703 році, виходячи з припущення абсолютної жорсткості тіл, показав, що коефіцієнт тертя – це тангенс кута шийому одного тіла по нерівностях іншого.

Г. Лейбніц [126], беручи за основу закон Г. Амонтона, в 1706 році вперше виявив, що коефіцієнт тертя суттєво залежить від фізичних властивостей поверхонь пари тертя. Тому не тільки для різних пар, але й для і однієї і тієї ж пари тертя в різних умовах характерні різні коефіцієнти тертя.

Виходячи з допущень Парана, Л. Ейлер [127] вивів в 1748 році формулу для коефіцієнта тертя

$$f = tg\alpha - \frac{2s}{g \cdot t^2 \cos\alpha}, \quad (4.1)$$

де g – прискорення вільного падіння; S – шлях; t – час; α – кут нахилу площини ковзання.

Ш.О. Кулон [128] вважав, що тертя – це сукупність двох видів опору: зачеплення, яке залежить від площі дотику та зачеплення, пропорційного

навантаженню і незалежного від площини дотику. В результаті в 1778 році ним була отримана формула розрахунку коефіцієнта тертя ковзання

$$f = \frac{A}{N} + B, \quad (4.2)$$

де A , B – характеристики зчеплення тіл, що контактують; N – нормальна сила.

Д. Леслі [129] розглядав тертя як неперервну зміну форми поверхонь. В роботі, яка була опублікована в 1804 році, вказується, що коли тіло ковзання натискає своїми виступами на виступи іншого тіла, то вони, стискаючись самі та стискаючи шари матеріалу, які знаходяться глибше виступів, призводять до виникнення нових впадин та виступів, які знову стискаються під дією тіла, що контактує. Ідея, що в процесі тертя відбувається деформація поверхонь, отримала розвиток в роботах А.І. Вишнеградського [130], Є.Г. Котельникова [131], Н.І. Мерцалова [132], А. Пальшау [133], П. Конті [134]. В наш час ця ідея не викликає сумнівів.

Л. Гюмбель [135] висунув в 1921 році першу деформаційну теорію тертя. Він вважав, що при відсутності тиску поверхні можуть торкатись внаслідок їх шорсткості тільки в трьох точках. При збільшенні нормального тиску контактує все більша кількість виступів, а при достатньо великому тиску – всі виступи. Коефіцієнт тертя залишається постійним, поки має місце пружна деформація поверхні. Якщо номінальне напруження буде більшим за межу пружності, матеріал витискається і утворюється подряпина. Згідно Гюмбеля, опір зсуву на одиницю площини дорівнює:

$$\tau = \mu_1 P_1 + \mu_2 P_2, \quad (4.3)$$

де P_1 – пружне навантаження, P_2 – пластичне навантаження; μ_1 , μ_2 – відповідні коефіцієнти тертя.

Тоді загальний коефіцієнт тертя:

$$\mu = \mu_2 - (\mu_2 - \mu_1) \frac{P_1}{P}, \quad (4.4)$$

де $P = P_1 + P_2$ – загальне навантаження.

Л. Гюмбель вважав, що в зв'язку з анізотропністю тіл нерівності створюються при навантаженні нормальною силою самі по собі, навіть якщо їх не було до навантаження. Він вказав на можливість зварювання елементів дійсного дотику контактуючих тіл та відмітив захисну роль адсорбованих на поверхні шарів газу чи рідини.

Р.П. Штейн [136] в 1925 році розглядав деформаційну та адгезійну складові при терті алмазного індентора по міді.

Енергетичний підхід до проблем тертя вперше застосував В.Д. Кузнецов [137, 138, 139]. Він приймав, що більша частина роботи тертя витрачається на деформування матеріалу та складається з трьох частин: роботи деформування часток до сколювання її від основної маси матеріалу (A_1); роботи деформування тієї частини основного матеріалу, яка втягнута в процес деформування (A_2); робота розриву (A_3). Виходячи з наведених міркувань, в 1927 році отримана формула розрахунку коефіцієнта тертя ковзання

$$f = \frac{cWR^{\frac{2}{3}}}{lN^{\frac{1}{3}}} \left[\frac{3k_a + 4g_a}{g_a(3k_a + g_a)} + \frac{3k_b + 4g_b}{g_b(k_b + g_b)} \right]^{\frac{2}{3}}, \quad (4.5)$$

де R – радіус шару; g – модуль зсуву; k – модуль стиску; a – індекс для шару; b – індекс для площини; c – коефіцієнт, який залежить від напрямку руху; W – робота, витрачена на відрив однієї молекули; l – відстань між центрами молекул; N – нормальне навантаження.

Експериментально було доведено, що

$$\frac{cWR^{\frac{2}{3}}}{lN^{\frac{1}{3}}} = 0,18 \cdot 10^8.$$

В основу молекулярної теорії тертя В.В. Дерягіна [140], яка була запропонована в 1934 році, покладено теорію ковзання ідеальних моно-

кристалів. Тому величина коефіцієнта тертя залежить від геометричної форми і характеру молекулярної шорсткості спряжених тіл. Сили тертя виникають в результаті витрат роботи на подолання сил відштовхування. Отримана формула коефіцієнта тертя ковзання

$$f = f_0(1 + S_0 P_0/N), \quad (4.6)$$

де P_0 – питома сила молекулярного притягання; S_0 – площа фактичного контакту; f_0 – значення коефіцієнта тертя при $P_0 = 0$; N – нормальне навантаження.

П.А. Ребіндер [141] в 1936 році визначив роботу, яка витрачена на диспергування матеріалу

$$A = \sigma \Delta S + q, \quad (4.7)$$

де $\sigma \Delta S$ – робота, акумульована у вигляді вільної поверхневої енергії; $q = q_1 + q_2 + q_3$ – робота руйнування; q_1 – робота пружних деформацій; q_2 – робота пластичних деформацій; q_3 – робота тертя, яка не супроводжується диспергуванням.

Питома робота диспергування приблизно пропорційна $\sigma \Delta S$. Це говорить про те, що характер та глибина руйнування тіл в результаті поверхневої дії ефекта П.А. Ребіндера в значній мірі визначається станом поверхневого шару.

В зв'язку з важливою роллю продуктів зношування (які утворюють так зване третє тіло), В.П. Горячкіним [142] отримано в 1938 році формулу, яка визначає залежність опору перекочуванню циліндра (продукти зношування) по деформованому простору (тіла, що контактують);

$$T = \sqrt[3]{\frac{kP}{bD^2}}, \quad (4.8)$$

де P – навантаження; b – ширина циліндра; D – діаметр циліндра; k – параметр, який залежить від опору матеріалу зминанню.

А.Ю. Ішлінський [143] розглядав в 1938 році дві задачі:

- 1) кочення абсолютно жорсткого циліндра по матеріалу, що має здатність до релаксації;
- 2) кочення абсолютно жорсткого циліндра по пружно-в'язкому матеріалу.

Сила тертя для матеріалу, що має здатність до релаксації, при великих швидкостях

$$F = \frac{4Q^2}{3\sqrt{2\mu cbR}}; \quad (4.9)$$

при малих швидкостях

$$F = \frac{\mu c}{kR} Q; \quad (4.10)$$

де k – коефіцієнт жорсткості матеріалу; μ – коефіцієнт внутрішнього тертя; Q – загальне навантаження на циліндр; c – швидкість циліндра; b – ширина циліндра; R – радіус циліндра.

В 1939 році Ф.П. Боуден і Д. Тейбор вперше запропонували теорію тертя [144, 145, 146], основою якої є уявлення про дискретну взаємодію пластично деформованих нерівностей. Згідно з цією теорією, внаслідок високих температурних спалахів відбувається чи оплавлення та зварювання поверхонь, чи їх адгезія. Зріз зв'язків, що виникли, та проорювання обумовлює опір до тертя. Воно не може розглядатись як поверхневий ефект, оскільки поверхні, які труться, ушкоджуються в глибину. Таким чином,

$$T = F[\alpha S_{\text{ст}} + (1 + \alpha)S_{\text{п}}], \quad (4.11)$$

де T – сила тертя; F – площа контакту; α – частина фактичної площі контакту, на якій зруйновано пластичну плівку; $S_{\text{ст}}$ – опір на зріз містків зварювання; $S_{\text{п}}$ – опір на зсув пластичної плівки.

Формулу можна записати і таким чином:

$$T = As + A_1 p, \quad (4.12)$$

де A – площа фактичного контакту; s – опір на зріз; A_1 – площа профілю подряпини; p – межа текучості.

І.В. Крагельський [147], виходячи з уявлень про порушення фрикційних зв'язків при терті, додатній градієнт механічних властивостей та виведених ним умов зближення шорстких поверхонь, розробив молекулярно-механічну теорію тертя, основи якої опубліковані в 1939 році. Розрахована сила тертя при пружному та пластичному контакті. При пружному деформуванні

$$f = \left[\frac{ka_r k_3^2 \sqrt{\nu}}{\nu + 1} \right] \cdot \left(\frac{h_{\max}}{R} \right)^{2\nu+1} \cdot \left(\frac{q_c}{E} \right)^{2\nu+1}, \quad (4.13)$$

де k – коефіцієнт пропорційності між навантаженням та деформацією мікровиступів; a_r – коефіцієнт втрат на гістерезис;

$$k_3 = \left[\frac{0,75(1-\mu^2)\pi}{k_2\nu(\nu-1)b} \right]^{\frac{2}{2\nu+1}}, \quad (4.14)$$

де ν – емпіричний коефіцієнт, який залежить від шорсткості поверхні (параметр опорної кривої); h_{\max} – максимальна висота нерівностей; R – радіус заокруглення мікровиступів; q_c – контурний тиск; E – модуль пружності; b – емпіричний коефіцієнт, який залежить від шорсткості поверхні; μ – коефіцієнт Пуассона; k_2 – коефіцієнт, який залежить від зближення мікровиступів.

При наявності адгезії, коли можна знехтувати деформаційною складовою,

$$f = \frac{\tau}{q_r} + \beta, \quad (4.15)$$

де q_r – фактичний тиск; τ – міцність на зріз адгезійного зв'язку.

При пластичному контакті

$$f = \frac{\tau_0}{c\sigma_s} + \beta + 0,55(\nu - 1)\nu k_1 \sqrt{\frac{h_{кин}}{R}}, \quad (4.16)$$

де τ_0 – міцність на зріз адгезійного зв'язку при відсутності нормального тиску; $h_{кин}$ – глибина проникнення при усталеному терті; β – п'єзоефіцієнт; c – коефіцієнт; σ_s – границя текучості; $\beta + \frac{\tau_0}{c\sigma_s}$ – складова коефіцієнта тертя.

Е. Мергент [148] запропонував в 1940 році теорію, згідно з якою тертя обумовлено наявністю як адгезії, так і порсткості.

$$f = \frac{S}{HB} + tg\varphi, \quad (4.17)$$

де S – середній опір на зріз для фактичної площі контакту; HB – твердість за Брінелем; φ – середній кут нахилу нерівностей.

Оскільки S , на думку авторів, величина, яка характеризує плавлення металу, то з термодинамічних міркувань

$$S = 0,427 \frac{L_p \theta_m}{\theta}, \quad (4.18)$$

де L_p – прихована теплота плавлення 1 см³ металу; θ_m – температура плавлення; θ – температура металу в умовах дослідів.

Е.І. Адирович, Д.І. Блохінцев [149], дослідивши сухе тертя двох шорстких абсолютно пружних тіл, визначили, що взаємодія виступів має характер коротких імпульсів – ударів, що генерують пружні хвилі, які розповсюджуються всередині тіл та розсіюються. У 1943 році ними була отримана така формула для визначення коефіцієнта тертя:

$$f = \frac{1}{\nu T \sqrt{\rho E}} \int_0^T f_a(\nu t) dt + \frac{1}{\nu T \sqrt{\rho(\lambda + 2E)}} \int_0^T f_p(\nu t) dt, \quad (4.19)$$

де v – швидкість ковзання; ρ – густина матеріалу; $f_a(vt)$ – напруження зрізу; $f_p(vt)$ – номінальне напруження; E – модуль пружності; λ – коефіцієнт, що має розмірність модуля пружності; T – період часу ковзання.

Тіріон П. [150] отримав у 1948 році формулу, що пов'язує коефіцієнт тертя із напруженням

$$f = \frac{1}{a + bp}, \quad (4.20)$$

де a, b – емпіричні коефіцієнти.

Н.П. Левицький [151] застосував кінетичну теорію швидкостей процесу та теорію активного комплексу для вивчення процесів утворення і руйнування адгезійних з'єднань між поверхнями, що труться. У 1953 році отримано складову коефіцієнта тертя, що обумовлена зрізом з'єднань,

$$f = f_0 \left[1 - \exp \left(- \frac{\alpha k T}{V h} \cdot x \cdot \exp \left(- \frac{\Delta F}{R T} \right) \right) \right], \quad (4.21)$$

де f_0 – максимальне значення коефіцієнта тертя; a – постійна кристалічної ґратки твердих тіл; V – відносна швидкість ковзання; x – трансмісійний коефіцієнт; k – постійна Больцмана; T – абсолютна температура; h – постійна Планка; ΔF – вільна енергія активації у стандартному стані; R – універсальна газова стала.

Р. Кінг, Д. Тейбор [152] запропонували у 1953 році емпіричну формулу для коефіцієнта тертя:

$$f = f_0 + k \frac{\tau}{\sigma_T}, \quad (4.22)$$

де τ – міцність на зріз містків зварювання; σ_T – межа текучості; f_0, k – емпіричні коефіцієнти.

А.С. Лодж, Х.Г. Хоуелл. [153] врахували пружно-пластичну природу контакту та отримали розрахункову формулу для визначення коефіцієнта

тертя. При виведенні формули прийнято допущення, що всі виступи мають однакову висоту, а кількість плям контакту з ростом навантаження не змінюється.

Спурр [154] отримав формулу для визначення деформаційної складової коефіцієнта тертя. При цьому передбачається, що нормальне напруження на контакті та напруження відтиснення у тангенціальному напрямку дорівнюють тиску текучості при вдавлюванні кулькового індентора. Формула отримана у 1956 році має вигляд:

$$f = \frac{4d}{3\pi D}, \quad (4.23)$$

де d – ширина доріжки; D – діаметр кулі.

Г.І. Єпіфанов [155] основним змістом процесу зовнішнього тертя вважає пластичне зсувоутворення тонких поверхневих шарів тіл, що зазнають тертя. Сила тертя при цьому повністю визначається опором зсуву. Основним видом взаємодії реальних поверхонь автор вважає занурення більш міцних виступів або ділянок однієї поверхні у менш міцні ділянки іншої та механічне зачеплення мікронерівностей поверхонь тертя. У 1957 році Г.І. Єпіфановим отримана формула

$$F = S\tau + kN, \quad (4.24)$$

де F – сила тертя; τ – опір зсуву при нульовому нормальному напруженні; k – коефіцієнт пропорційності, що дорівнює відношенню опору зсуву до міцності на відрив; S – дійсна площа, на якій відбувається зсув; N – нормальне навантаження.

Ф.Ф. Лінг та Є.С. Сейбл [156] розглядали тертя ковзання на змашених поверхнях як процес формування та руйнування містків зварювання. У 1957 році отримано формулу:

$$f = \frac{\tau}{P} \frac{1}{1 + e \frac{E_w - E_f}{RT}} \left\{ 1 - \exp \left[- \frac{Lc}{V} \left(e^{-\frac{E_w}{RT}} + e^{-\frac{E_f}{RT}} \right) \right] \right\}, \quad (4.25)$$

де f – коефіцієнт тертя ковзання; $\frac{\tau}{P}$ – відношення напруження зрізу до границі текучості за Боуденом; E_w – енергія активації утворення містка зварювання; E_f – енергія активації руйнування містка зварювання; L – середня відстань між нерівностями; c – константа; V – швидкість ковзання.

С. Рубінштейн [157] вважає, що тертя обумовлено зрізом адгезійних з'єднань. Вважається, що між міцністю на зріз та нормальними напруженнями існує залежність $S=a+bP$, а між дотичними та нормальними напруженнями – залежність $P^2+\alpha S^2=k^2$. У 1958 році отримано формулу розрахунку коефіцієнта тертя ковзання

$$f = b + \frac{a}{\sqrt{P_0^2 + \alpha S^2}}, \quad (4.26)$$

де S – дотичне напруження; P_0 – твердість за Майером; a, b, α – константи.

Всі розглянуті вище роботи вивчають тертя при відсутності мастила, що фактично не відповідає дійсності. Нижче наведено одну з теорій, в якій враховується вплив мастила на силу тертя [158].

Відповідно до узагальненого закону контактна сила тертя при пластичній деформації залежить від трьох основних факторів у зоні контакту:

- 1) гідростатичного тиску;
- 2) швидкості ковзання;

3) температури поверхні тертя і мастильного шару. Як впливає з роботи [158], узагальнений закон тертя в найбільш загальному вигляді можна записати так:

$$\tau = \mu q \eta + v \frac{d\theta}{dz} (1 - \eta), \quad (4.27)$$

де τ — питома сила тертя на границі матеріал-інструмент, кгс/мм²; μ — коефіцієнт сухого тертя ковзання; q — контактне питоме навантаження, кгс/мм²; $(1-\eta)$ — коефіцієнт суцільності змащення між поверхнями оброблюваного матеріалу й інструмента; v — ефективна в'язкість

мастильного середовища; v — швидкість ковзання в зоні контакту, мм/с;
 z — середня товщина мастильного прошарку, мм.

Перший член правої частини узагальненого закону тертя визначає закономірності тертя (зміна напруження зрушення) при сухому контакті третьових поверхонь τ_1 , другий член — закономірності зміни напрямку зрушення (взаємодії) поверхонь через третє тіло (мастильне середовище) τ_2 , тобто

$$\tau_1 = \mu q \eta; \quad \tau_2 = v \frac{d\theta}{dz} (1 - \eta). \quad (4.28)$$

Дослідження [159] показують, що оскільки на ефективний коефіцієнт сухого тертя-ковзання у випадку утворення молекулярних зв'язків значно впливає опір зрушенню оброблюваного матеріалу, що саме по собі залежить також від гідростатичного тиску в зоні контакту, то μ являє собою не константу, а функціонал. Для більшості матеріалів цей функціонал має вид двочленної залежності, схожої на двочленну залежність І. В. Крагельського [147]:

$$\mu = \frac{\alpha}{q_{zc}} + \mu_0,$$

де μ_0 — у цьому випадку так званий молекулярний коефіцієнт тертя ковзання оброблюваного матеріалу по інструменту; α — параметр зрушення при нескінченно великому гідростатичному тиску в зоні контакту; q_{zc} — гідростатичний тиск у зоні контакту.

Для різних матеріалів молекулярний коефіцієнт тертя ковзання різний і визначається опором на зріз оброблюваного матеріалу.

У цьому випадку вираз для τ_1 має вигляд

$$\tau_1 = \left(\frac{\alpha}{q_{zc}} + \mu_0 \right) q \eta. \quad (4.30)$$

Приймаючи, що μ_0 лінійно змінюється як функція опору деформації матеріалу на зсув при даній температурі, тобто

$$\mu_0 = \sigma_{cp} t g \xi, \quad (4.31)$$

одержимо для першого виразу (4.27)

$$\tau_1 = \left(\frac{\alpha}{q_{zc}} + \sigma_{cp} t g \xi \right) q \eta. \quad (4.32)$$

При визначенні τ_2 , мабуть, необхідно виходити з умови зміни ефективної в'язкості мастильного середовища в залежності від температури і гідростатичного тиску в зоні контакту. Цю зміну для мастильних матеріалів органічного походження (особливо для рідких) можна взяти по В. Г. Куїмову. З урахуванням роботи В. Г. Куїмова вираз для τ_2 має вигляд

$$\tau_2 = \eta_{20^\circ C} \frac{d\vartheta}{dz} e^{\beta(q_{zc} - q_0)} \frac{\gamma}{1 + A(q_0 - q_{zc}) + B(q_0 - q_{zc})^2}, \quad (4.33)$$

де $\eta_{20^\circ C}$ — в'язкість мастильного середовища при $20^\circ C$; q_0 — початковий тиск середовища; A , B і β — константи.

Припустивши, що величина питомого контактного навантаження q досить близька до гідростатичного тиску, результуюча залежність (4.27), для кількісного вираження питомої сили тертя при об'ємному деформуванні, буде мати такий вигляд:

$$\begin{aligned} \tau = & \left(\frac{\alpha}{q_{zc}} + \sigma_{cp} t g \xi \right) q \eta + \eta_{20^\circ C} \frac{d\vartheta}{dz} e^{\beta(q_{zc} - q_0)} \times \\ & \times \frac{1 - \eta}{1 + A(q_0 - q_{zc}) + B(q_0 - q_{zc})^2}. \end{aligned} \quad (4.34)$$

Якщо допустити, що зростання в'язкості мастила під дією гідростатичного тиску компенсується її зниженням під дією зростаючої температури у вогнищі деформації й у поверхневому шарі, то вираз (4.34) буде мати більш простий вигляд:

$$\tau = \left(\frac{\alpha}{q_{zc}} + \sigma_{cp} t g \xi \right) q \eta + \eta_{20} C \frac{d\theta}{dz} (1 - \eta) \quad (4.35)$$

З аналізу виразу (4.34) випливає, що для одержання кількісної картини тертя при об'ємному деформуванні потрібно знати;

— величину гідростатичного тиску і годограф його зміни в зоні контакту;

— опір матеріалу на зрушення, температуру деформування, швидкість ковзання в зоні контакту, ефективну в'язкість мастильного середовища при нормальній температурі й атмосферному тиску, а також коефіцієнт розподілу змащення по поверхні контакту.

Таким чином, дуже важливими вихідними параметрами для кількісного вираження питомої сили тертя є граничні напруги зрушення оброблюваного матеріалу в залежності від гідростатичного тиску і молекулярного коефіцієнта тертя.

Проте ця теорія фактично не враховує шорсткість поверхні та складна для обрахунку, оскільки потрібно знати функцію поверхні $z(x)$.

Висновки: Розглянуті теорії визначення сили та коефіцієнта тертя мають ряд недоліків:

- 1) ряд з них не враховує вплив змащення на процес тертя, хоча, як відомо, практично жоден з пристроїв та механізмів не працює без змащення;
- 2) практично ніхто не враховує вплив шорсткості на контакт поверхонь у кількісному співвідношенні, тобто у кінцевих виразах відсутній будь-який показник на який впливало б значення шорсткості поверхні;
- 3) в розглянутих роботах не враховується вплив розвантаження поверхні, яке відбувається завдяки передачі частини зусилля через шар мастила на поверхню тіла тертя;
- 4) не враховується сила відтискання при русі одного тіла по іншому, яка виникає завдяки гідродинамічному клину між двома поверхнями.
- 5) немає кількісних оцінок впливу на коефіцієнт тертя адсорбованих на поверхні шарів мастила.

4.2. Моделювання шорстких поверхонь тертя

При виведенні формул коефіцієнта тертя буде використовуватись опис шорсткості за способом стохастичних процесів. У зв'язку з цим виникає необхідність розглянути основні положення цього методу та вивести формули деяких характеристик шорсткості, необхідних для розрахунку процесів прямого видавлювання. В силу кінематики відносного руху елементів видавлювання, існує велика відмінність характеристик шорсткості в напрямку, паралельному вектору відносної швидкості, і в напрямку, перпендикулярному цьому вектору. З огляду на це, шорсткі поверхні можна розглядати як поверхні з сильною анізотропією. При видавлюванні метал матриці має достатньо чисту поверхню на відміну від металу, який видавлюється. Середньоарифметичне відхилення Ra точок профілю заготовки (типові значення – 0,05... 0,2 мм) є значно більшим за аналогічний показник поверхні матриці (типові значення – 0,005...0,02 мм).

З огляду на сказане вище, в подальшому розглядається контакт сильно анізотропної шорсткої поверхні (поверхня заготовки) з гладкою (поверхня матриці).

4.2.1. Основні положення теорії стохастичних процесів. Поверхні з сильною анізотропією можуть бути описані на підставі характеристик профілю в поперечному напрямку. Висоти точок поверхні відраховують від середньої площини (рис. 4.1), а не від вершини найвищого виступу, як це прийнято в способі опорних кривих. Положення середньої площини шорсткої поверхні відоме незрівнянно точніше, ніж положення найвищого виступу. Взаємне положення поверхонь, що контактують, характеризують відстанню d між гладкою поверхнею та середньою площиною шорсткої поверхні.

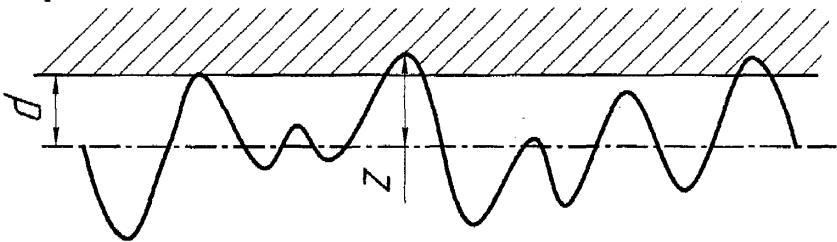


Рис. 4.1. Схема контактування

Нехай z – неперервна стохастична функція, що описує профіль поверхні. Ця функція визначена на інтервалі $(-\infty, +\infty)$ і вважається статистично стаціонарною, тобто такою, середні властивості якої не залежать від вибору початку координат на осі x . Функцію $z(x)$ представляють таким чином:

$$z(x) = \operatorname{Re} \lim_{N \rightarrow \infty} \sum_{n=1}^N c_n e^{ik_n x}, \quad (4.36)$$

де c_n – комплексні амплітуди, фази яких стохастично та незалежно розподілені на інтервалі $(0, 2\pi)$. Припускається, що в граничному випадку, при $N \rightarrow \infty$, хвильові числа k_n щільно розподілені на напівпрямій $(0, \infty)$ та що для будь-якого малого, але фіксованого інтервалу $(k, k+dk)$ має місце співвідношення

$$\lim_{N \rightarrow \infty} \sum \frac{1}{dk} |c_n|^2 = E(k) dk, \quad (4.37)$$

де $E(k)$ – задана функція, що називається енергетичним спектром чи "спектром потужності" функції z .

Енергетичний спектр $E(k)$ зв'язаний з кореляційною функцією

$$R(x) = \overline{z(x')z(x'+x)}, \quad (4.38)$$

(риска означає усереднення по x') співвідношеннями

$$\begin{aligned} R(x) &= \int_0^{\infty} E(k) \cos kx dk; \\ E(k) &= \frac{1}{\pi} \int_0^{\infty} R(k) \cos kx dx. \end{aligned} \quad (4.39)$$

Припускається, що існують моменти будь-якого порядку

$$m_r = \int_0^{\infty} E(k) k^r dk, \quad (4.40)$$

при парному r

$$m_r = (-1)^{\frac{r}{2}} \left(\frac{d^r R}{dx^r} \right)_{x=0} \quad (4.41)$$

Таким чином, середні квадратичні значення z , $z_x = dz/dx$, z_{xx} дорівнюють m_0 , m_2 , m_4 , тобто спектральний момент m_0 є дисперсією висот точок поверхні, момент другого порядку m_2 визначає нахили нерівностей, а момент четвертого порядку m_4 – кривизни нерівностей поверхні.

Якщо для визначення спектральних моментів користуватись безпосередньо визначенням, то виникають значні ускладнення, а саме, необхідно:

- 1) зняти з поверхні інформацію про функцію $z(x)$;
- 2) користуючись співвідношенням (4.38), розрахувати кореляційну функцію $R(x)$;
- 3) на підставі формули (4.40) визначити спектральні моменти.

Описана вище процедура є дуже громіздкою і користуватись нею практично неможливо. Як показав М.С. Лонге-Хігінс [160, 161, 162, 163], для визначення спектральних моментів зовсім необов'язково знати функцію $z(x)$, кореляційну функцію $R(x)$, енергетичний спектр $E(k)$. Для визначення спектральних моментів повинні бути задані:

- 1) Ra – середньоарифметичне відхилення профілю;
- 2) D_{ext} – щільність екстремумів профілограми (кількість виступів та впадин на одиницю довжини середньої лінії);
- 3) D_0 – щільність нулів профілограми (кількість перетинів профілю з середньою лінією на одиницю довжини середньої лінії).

Тоді

$$\begin{aligned} m_0 &= \frac{\pi}{2} Ra^2; \\ m_2 &= m_0 (\pi D_0)^2; \\ m_4 &= m_2 (\pi D_{ext})^2. \end{aligned} \quad (4.42)$$

Величини D_0 та D_{ext} зв'язані з параметрами шорсткості, передбаченими ГОСТ 25142-82, середнім кроком нерівностей по середній лінії S_m та середнім кроком нерівностей по вершинах S :

$$D_0 = \frac{2}{S_m}; \quad D_{ext} = \frac{2}{S}. \quad (4.43)$$

Для характеристики шорстких поверхонь використовують поняття ширини спектра поверхні. Поверхня має вузькосмуговий спектр, якщо в виразі (4.36) всі хвилі мають приблизно однакову довжину та напрямок розповсюдження. При цьому компоненти хвильового вектора lc для всіх хвиль приблизно однакові. В випадку, коли компоненти хвильового вектора змінюються в діапазоні $(-\infty; \infty)$, поверхня має широкосмуговий спектр. Ширину спектра характеризують за допомогою параметра широкосмугастості α . Параметр широкосмугастості – це безрозмірна величина, що визначається з формули [164]

$$\alpha = m_0 m_4 / m_2^2. \quad (4.44)$$

Якщо в формулу (4.44) підставити вирази (4.42, 4.43), то можна виразити параметр широкосмугастості через параметри шорсткості, передбачені ГОСТ 25142-82:

$$\alpha = \left(\frac{D_{ext}}{D_0} \right)^2 = \left(\frac{S_m}{S} \right)^2. \quad (4.45)$$

М.С. Лонге-Хіггінс [161, 162] довів, що теоретично параметр α може змінюватись в діапазоні $(1,5 + \infty)$. При $\alpha \rightarrow 1$ поверхня має вузькосмуговий спектр, а при $\alpha \rightarrow \infty$ – широкосмуговий спектр. Проводячи експериментальні дослідження, Буш, Гібсон і Томас [165] показали, що практично параметр широкосмугастості змінюється від 4 до 12. На підставі цього Г. Бекман [166] та П. Діріх [167] в своїх дослідях приймають $\alpha = 8$. В дослідях М.Ф. Семенюка [168, 169], Г.С. Калди [170], Н.К. Бачин-

ської [171], О.В. Терлецької [172] і О.В. Романіщиної [173] прийнято інтервал зміни параметра широкосмугастості α від 2 до 20. Аналогічний діапазон зміни α приймається і в нашому дослідженні.

При проведенні досліджень зручно користуватись безрозмірними величинами – висотою точок поверхні ε та рівнем деформації h .

$$\begin{aligned}\varepsilon &= z/\sqrt{m_0}; \\ h &= d/\sqrt{m_0}.\end{aligned}\tag{4.46}$$

Розподіл виступів шорсткої поверхні по висоті повністю визначається параметром широкосмугастості α . Щільність ймовірності висот вершин розраховується за формулою [164]

$$\begin{aligned}p(\varepsilon) &= \frac{\delta}{\sqrt{2\pi}} \left(\exp\left(-\frac{\varepsilon^2}{2\delta^2}\right) + \sqrt{\pi} \aleph \exp\left(-\frac{\varepsilon^2}{2}\right) (1 + \operatorname{erfx}) \right); \\ \delta &= \sqrt{\frac{\alpha-1}{\alpha}}; \quad \aleph = \sqrt{\frac{1-\delta^2}{2\delta^2}} \cdot \varepsilon.\end{aligned}\tag{4.47}$$

Відносна площа фактичного контакту може бути обрахована за формулою

$$\eta = \frac{\alpha^{1/4}}{\pi} \cdot \int_0^{\infty} \frac{\sqrt{\varepsilon-h}}{h \sqrt{G_a(\varepsilon)/\sqrt{m_4}}} \cdot p(\varepsilon) d\varepsilon,\tag{4.48}$$

де $\frac{G_a(\varepsilon)}{\sqrt{m_4}}$ – кривизна вершин виступів.

Алгоритм розрахунку відносної фактичної площі полягає в виключенні відносного зближення поверхонь h з рівняння (4.48). Цього досягають таким шляхом:

- 1) Змінюємо параметр широкосмугастості α в межах від 2 до 18 з кроком 2. Діапазон зміни обґрунтовано вище.
- 2) В діапазоні $[h_{min}; h_{max}]$ змінюємо рівень деформації з кроком $\frac{(h_{max} - h_{min})}{50}$. Для визначення максимального значення

скористасмо́сь (5.11) з урахуванням того, що d змінюється в діапазоні від 0 до Ra . Це для випадку, коли за вісь відрахунку прийнято середню лінію, але такий вибір точки відліку висот вершин приймається лише для невеликих деформацій [174]. У випадку великих навантажень і деформацій вершин для обрахунку доцільно прийняти, що $d=[0,5Ra; 4Ra]$. Тоді $h=0,4...3$. При цьому проводимо перевірку умови $h \leq h_{0,99}$, тобто $k(h, \alpha) \leq 0,99$.

$$k(h, \alpha) = 2 / \left\{ \sqrt{\alpha} \cdot \operatorname{erfc} \left[h \sqrt{\frac{\alpha}{2(\alpha-1)}} \right] \exp \left(\frac{h^2}{2} \right) + \operatorname{erfc} \left[-\frac{h}{\sqrt{2(\alpha-1)}} \right] \right\}, \quad (4.49)$$

$$\operatorname{erfc}(x) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_x^{\infty} e^{-t^2} dt.$$

3) Для кожного h розраховуємо

$$\frac{\sigma_n}{E \operatorname{tg} \beta} = \frac{1}{8} \sqrt{\frac{\pi \alpha}{2}} \int_h^{\infty} (\varepsilon - h) p(\varepsilon) d\varepsilon, \quad (4.50)$$

$$\eta = \frac{\alpha^{1/4}}{\pi} \cdot \int_h^{\infty} \frac{\varepsilon - h}{G_a(\varepsilon) / \sqrt{m_4}} \cdot p(\varepsilon) d\varepsilon,$$

$$k = \frac{\eta}{(\sigma_n / E \operatorname{tg} \beta)},$$

$$\frac{1}{E} = \frac{1 - \nu_1^2}{E_1} + \frac{1 - \nu_2^2}{E_2},$$

де σ_n – величина номінального напруження; E – зведений модуль Юнга; $\operatorname{tg} \beta$ – градієнт поверхні; ν_1, ν_2, E_1, E_2 – коефіцієнти Пуассона та модулі Юнга матеріалів, що контактують.

4) Розраховуємо середнє значення коефіцієнта k для всього діапазону зміни h і α :

$$c(\alpha) = \frac{1}{h_{\max} - h_{\min}} \int_{h_{\min}}^{h_{\max}} k(h) dh;$$

$$c = \frac{1}{9} \sqrt{\sum c^2(\alpha)}.$$

5) Знаходимо відхилення для всього діапазону h :

$$\Delta(h) = \left(1 - \frac{c}{k(h)}\right) \cdot 100\%.$$

6) Нехтуємо зміною k на всьому діапазоні приймаючи його за постійне $k = \text{const} = c$.

Отже,

$$\eta = k \cdot \frac{\sigma_n}{E t g \beta}. \quad (4.51)$$

Відповідно до [164] залежність рівня деформації від нормального навантаження може бути записана

$$F = \frac{\pi}{4} E \sqrt{m_0 D} \int_h^{\infty} (\varepsilon - h) p(\varepsilon) d\varepsilon. \quad (4.52)$$

де D – щільність виступів поверхні; $p(\varepsilon)$ – щільність ймовірності виступів поверхні.

Використовуючи математичні пакети програм (наприклад, *MathCad*) з (4.52) числовими методами визначається значення h для заданого нормального навантаження F та множини параметрів ε .

4.3. Визначення сили тертя під час пластичного деформування

4.3.1. Основні рівняння тертя під час пластичного деформування. При використанні формули (4.48) потрібно враховувати, що вона була розроблена для сухого контакту поверхонь. Якщо ж поверхні знаходяться в режимі граничного тертя, тоді відбувається розвантаження виступів через силу, яка передається змащувальним прошарком на поверхню заготовки, а також за рахунок гідродинамічного мастильного

клин, який виникає при русі мікронерівностей вздовж поверхні матриці. Таким чином сила розвантаження на цій елементарній ділянці поверхні заготовки без врахування гідродинамічного клину буде

$$q = q_0 \cos^2 \beta \cdot (1 - \eta), \quad (4.53)$$

де q_0 – тиск рідини на елементарній ділянці; q – сила розвантаження на елементарній ділянці поверхні; β – середньостатистичний кут нахилу мікронерівностей. Кут β можна визначити з рівнянь (4.42). Підставивши вираз для m_0 в вираз для m_2 отримаємо

$$m_2 = \frac{\pi^3}{2} (Ra \cdot D_0)^2. \quad (4.54)$$

Вираз (4.54) згідно з визначеннями величин буде еквівалентним

$$\frac{\pi^3}{2} (Ra \cdot D_0)^2 \equiv \frac{\pi}{2} (tg\beta)^2. \quad (4.55)$$

Відзначимо, що для простоти розрахунків ми прийняли середньостатистичний кут нахилу мікронерівностей, проте це допущення не має великого впливу на точність, оскільки кутове відхилення функції $z(x)$ незначне.

Приймемо тиск поверхневого шару мастила рівним тиску на вершину мікронерівності. Тоді, враховуючи (4.53), (4.54), (4.55)

$$q = q_0 \frac{\pi^2}{2m_2 + \pi^2} (1 - \eta). \quad (4.56)$$

Враховуючи, що $q \leq [\sigma_{cm}]$, отримаємо вираз для q_0

$$q_0 \left(\frac{\pi^2}{2m_2 + \pi^2} (1 - \eta) + \eta \right) dS = F, \quad (4.57)$$

де F – нормальна сила, що діє на елементарну площадку.

$$q_0 = \frac{F}{\left(\frac{\pi^2}{2m_2 + \pi^2} (1 - \eta) + \eta \right)}. \quad (4.58)$$

При сухому терті теоретично розглядається два компонента сили тертя – механічна і молекулярна. Механічна складова полягає в відтисненні і виламуванні виступів однієї поверхні виступами іншої. Для допускень, прийнятих в цій роботі (матеріал матриці значно твердіший і міцніший за матеріал заготовки і поверхня матриці вважається гладкою), механічна складова буде відсутня. Молекулярна складова буде залежати від площі фактичного фізичного контакту поверхонь, оскільки його площа не буде збігатися з фактичною площею контакту. Це відбувається через те, що на поверхнях адсорбується мастило, яке не дозволяє контактувати металам безпосередньо [172]. Прийmemo, що на виступах, які знаходились вище границі – лінія деформування плюс товщина адсорбованого шару, – присутня молекулярна складова коефіцієнта тертя. Таким чином кількість виступів, які матимуть молекулярний контакт, буде

$$Dp(\varepsilon)d\varepsilon,$$

де D – щільність виступів поверхні; $p(\varepsilon)$ – щільність ймовірності виступів поверхні.

Оскільки товщина адсорбованого шару незрівнянно мала порівняно з шорсткістю поверхонь та сумірна лише з розмірами молекул [147], то будемо вважати, що рівень контактної поверхні відповідає вище розрахованому.

Відомо [147], що сила тертя залежить від адгезійної складової та об'ємного деформування матеріалу виступами поверхні, які проникли в іншу. Оскільки ми прийняли допущення про гладку, тверду поверхню матриці та шорстку, м'яку поверхню заготовки, то проникнення виступів однієї поверхні в іншу не проявляється. Відповідно до роботи [147]

адгезійна складова коефіцієнта тертя при врахуванні вищевказаних допущень записується у вигляді

$$f_{ад} = \frac{\tau_0}{HB} + \beta. \quad (4.59)$$

Враховуючи наявність каверн з мастилом між виступами мікронерівностей та в'язкість мастила, коефіцієнт тертя з (4.59) перетворюється

$$f = \frac{\tau_0}{HB} + \beta + \mu\vartheta. \quad (4.60)$$

μ – динамічний коефіцієнт тертя; v – швидкість відносного руху поверхонь.

Для тіл, що пластично деформуються швидкість відносного руху поверхонь розраховується за лініями течії та лініями швидкостей. За [175] лінії течії можуть описуватись рівнянням Бернуллі для найшвидшого спуску тіла, тобто рух частинок відбувається по брахістохроні, а їх швидкості є дотичними до нього. Для випадку, який розглядав Бернуллі, рівняння мало вигляд

$$J(y) = \int_a^b \sqrt{\frac{1+(y')^2}{2gy}} dx, \quad (4.61)$$

де $J(y)$ – функціонал, для якого потрібно знайти функцію $y(x)$ так, щоб він був найменшим; a, b – абсциси ліній течії.

Для (4.61) g – напруженість силового поля, в якому знаходиться тіло одиничної маси. В нашому випадку нею можна знехтувати замінивши її на функціонал напруженості поля при пластичній деформації.

В роботі [172] представлено шар в'язкого мастила між матрицею і заготовкою під дією навантаження та висловлюється думка про зміну товщини прошарку в залежності від місця розташування перерізу. Цей прошарок мастила можна представити, як квазітвердий матеріал в стані пластичного деформування. Відмінністю цього прошарку від аналогічного металевого буде лише відсутність зміцнення та накопичення пошкоджень, а також, як наслідок, сталий коефіцієнт міцності на зсув. Таким чином,

правило розрахунку товщини цього шару може розповсюдитись на метал заготовки. Використовуючи закон про рівну потужність перерізів при пластичному деформуванні і переходячи від всього перерізу до прошарку отримуємо залежність швидкості в будь-який момент часу (в залежності від місцезрозрашування елемента) від початкової швидкості елемента

$$\frac{\vartheta_0}{\vartheta} = dh \frac{r}{f' R}, \quad (4.62)$$

де u_0, v – швидкості в початковий і поточний момент часу відповідно; dh – коефіцієнт відносного видовження елемента в даний момент часу; f' – коефіцієнт потоншення частинки металу; R, r – радіуси початкового та поточного розташування частинки.

4.4. Основи теорії ліній течії та ліній швидкостей

Побудова змін в сітці оснований на аналізі течії металу уздовж ліній течії. У кожен момент часу в розглянутому полі швидкостей можна виділити лінії, вздовж яких швидкості частин металу направлені по дотичних до цих ліній.

З визначення ліній течії випливає їхнє диференціальне рівняння для плоского руху

$$\frac{dx}{\vartheta_x(x, y, t)} = \frac{dy}{\vartheta_y(x, y, t)}. \quad (4.63)$$

Час у цьому рівнянні розглядається як параметр, що має конкретне значення.

У випадку стаціонарної течії швидкості поля не залежать від часу і рівняння набуває вигляду

$$\frac{dx}{\vartheta_x(x, y)} = \frac{dy}{\vartheta_y(x, y)}. \quad (4.64)$$

Поряд з лініями течії розглядають траєкторії частинок металу. Швидкості розглянутої частинки металу в загальному випадку залежать від положення частинки і від часу

$$\begin{cases} \frac{dx}{dt} = \vartheta_x(x, y, t); \\ \frac{dy}{dt} = \vartheta_y(x, y, t). \end{cases} \quad (4.65)$$

У рівняннях (4.65) час є незалежною змінною, а координати точки залежать від часу. У випадку сталого руху рівняння траєкторій (4.65) приймають вигляд

$$\begin{cases} \frac{dx}{dt} = \vartheta_x(x, y); \\ \frac{dy}{dt} = \vartheta_y(x, y). \end{cases} \quad (4.66)$$

Або

$$\frac{dx}{\vartheta_x(x, y)} = \frac{dy}{\vartheta_y(x, y)}. \quad (4.67)$$

Ідентичність рівнянь (4.66) і (4.67) показує, що у випадку стаціонарного руху лінії течії і траєкторії збігаються.

У деяких випадках можна розглядати відносний стаціонарний рух, що виникає як результат накладання постійної швидкості на інструмент і метал, що деформується.

Виходячи з цієї теорії, викладеної в [147], з рівняння Бернуллі та рівняння (4.62) можна отримати розв'язок для задачі розподілу швидкостей по об'єму деформованого матеріалу. Напруження в пластичній області можна визначити шляхом розв'язку красевої задачі теорії пластичності, використовуючи граничні умови, які визначаються в більшості випадків силами тертя на границі тіла, що деформується.

4.5. Моделювання процесів тертя шорстких поверхонь

Остаточний розв'язок задачі розрахунку сил тертя в процесах обробки металів тиском, що виникають на поверхнях контакту тіла, що

деформується, з інструментом, утруднене визначенням обсягу металу, у якому фактично відбувається зсувоутворення, а також відсутністю механічних характеристик тонких поверхневих шарів, у яких відбуваються процеси, обумовлені силами тертя. При визначенні стану контактного шару важливо також знати ступінь деформації матеріалу в контактному шарі і її залежність від стану поверхонь та силового поля в області контакту.

У цій роботі для дослідження закономірностей контактної тертя використано гіпотезу І.В. Крагельського, відповідно до якої контактний шар можна розглядати як третє тіло зі своїми фізико-механічними характеристиками і досліджувати тертя як пружно-пластичну деформацію цього шару. Тоді напружено-деформований стан у шарі буде визначати його стан, а також величину сил тертя, зносостійкість і інші характеристики.

Оскільки поверхні тертя завжди мають шорсткість, то для опису контактної шару використовуємо модель пористого тіла. Визначальні рівняння теорії пластичності пористого тіла мають вигляд [176]

$$\tau_0^2 = \frac{p^2}{f_2(\theta)(1-\theta)} + \frac{\tau^2}{f_1(\theta)(1-\theta)}; \quad (4.68)$$

$$\dot{\epsilon}_{ij} - \frac{1}{3}\dot{\epsilon} \cdot \delta_{ij} = \frac{\dot{\gamma}}{\tau} (\sigma_{ij} - p \cdot \delta_{ij}); \quad (4.69)$$

$$p f_1(\theta) \dot{\gamma} = \tau f_2(\theta) \dot{\epsilon}; \quad (4.70)$$

$$\dot{\gamma}_0^2 = \frac{f_2^2(\theta) \dot{\epsilon}^2}{(1-\theta)} + \frac{f_1(\theta) \dot{\gamma}^2}{(1-\theta)}; \quad (4.71)$$

де $p = \frac{1}{3} \sigma_{ij} \cdot \delta_{ij}$ середнє напруження; $\tau = \sqrt{(\sigma_{ij} - p \cdot \delta_{ij}) \cdot (\sigma_{ij} - p \cdot \delta_{ij})}$ – інтенсивність дєвіатора напружень, σ_{ij} – компоненти тензора напружень; τ_0 – інтенсивність дєвіатора напружень у матеріалі основи;

$$\dot{\gamma} = \sqrt{\left(\dot{\epsilon}_{ij} - \frac{1}{3} \dot{\epsilon} \cdot \delta_{ij} \right) \cdot \left(\dot{\epsilon}_{ij} - \frac{1}{3} \dot{\epsilon} \cdot \delta_{ij} \right)} \quad (4.72)$$

– інтенсивність девіатора швидкостей деформації; $\dot{\gamma}_0$ – інтенсивність девіатора швидкостей деформації в матеріалі основи; $\dot{\epsilon}_{ij}$ – компоненти тензора швидкостей деформації; $\dot{\epsilon} = \delta_{ij} \cdot \dot{\epsilon}_{ij}$ – швидкість відносної зміни об'єму; $f_1(\theta)$, $f_2(\theta)$ – функції пористості; θ – пористість.

Будемо розглядати процес контактного тертя як зрушення в контактному шарі товщиною h . Оскільки поверхневий шар дуже тонкий, то напружено-деформований стан у цьому шарі будемо вважати однорідним, тоді швидкість відносної деформації зсуву дорівнює

$$\dot{\gamma} = \frac{v}{h}, \quad (4.73)$$

де v – швидкість відносного зрушення точок поверхні тертя. З врахуванням (4.72) і (4.73) інтенсивність девіатора швидкостей деформації $\dot{\gamma}$ буде дорівнювати

$$\dot{\gamma} = \frac{v}{\sqrt{2}h}, \quad (4.74)$$

Швидкість об'ємної деформації згідно з (4.70) з врахуванням (4.74) буде

$$\dot{\epsilon} = \frac{p}{\tau} \cdot \frac{f_1(\theta)}{f_2(\theta)} \cdot \dot{\gamma}. \quad (4.75)$$

Теоретичні вирази для функцій пористості, отримані В.В. Скороходом [177], мають вигляд

$$f_1(\theta) = (1 - \theta)^2, \quad f_2(\theta) = \frac{2(1 - \theta)^3}{3\theta}. \quad (4.76)$$

Напружений стан у точках поверхневого шару будемо характеризувати показником твердості напруженого стану η , що для пористого тіла буде дорівнювати

$$\eta = \sqrt{6} \frac{\varepsilon}{\tau} \quad (4.77)$$

Остаточно, для швидкості об'ємної деформації одержимо

$$\dot{\varepsilon} = \sqrt{\frac{3}{8}} \eta \frac{\theta}{(1-\theta)} \quad (7.78)$$

Інтенсивність швидкостей деформації матеріалу основи $\dot{\gamma}_0$ з врахуванням (4.71), (7.74), (4.76), (4.78) буде

$$\dot{\varepsilon} = \sqrt{\frac{3}{8} \eta^2 \theta + \frac{(1-\theta) \cdot v^2}{2h^2}} \quad (4.79)$$

Для оцінки імовірності руйнування контактної шари скористаємося методами феноменологічної деформаційної теорії руйнування [178], в якій імовірність руйнування визначається величиною використаного ресурсу пластичності ψ . У початковому стані $\psi=0$, а при руйнуванні $\psi=1$. Через те, що навантаження часток матеріалу у дуже тонкому контактному шарі близьке до простого, то ступінь використання запасу пластичності в цьому шарі будемо оцінювати за критерієм В.Л. Колмогорова [179]

$$\psi = \int \frac{\dot{\gamma}_0 d\tau}{\Gamma_{op}(\eta_0)} \quad (4.80)$$

У цьому критерії як міру пластичності для пористого тіла прийнято величину накопиченої до моменту руйнування пластичної деформації матеріалу основи Γ_{op} [180]

$$\Gamma_{op} = \int_0^{t_p} \dot{\gamma}_0 d\tau, \quad (4.81)$$

де t_p – час деформування до руйнування.

Залежність пластичності від схеми напруженого стану в критерії (4.79) описується діаграмою пластичності Гор(η_0), що одержують для досліджуваного матеріалу шляхом спеціальних експериментальних досліджень.

Показник жорсткості напруженого стану матеріалу основи пористого тіла визначали за формулою [180]

$$\eta_0 = \eta \sqrt{\frac{1-\theta}{\theta}} \sqrt{\frac{1}{4(1-\theta)} \eta^2 + 1}. \quad (4.82)$$

Для визначення закону зміни пористості θ , значення якої визначається станом шорсткості приграничного шару, скористаємося співвідношеннями [176]

$$\dot{\epsilon} = \frac{1}{v} \frac{dv}{dt} = -\frac{1}{\rho} \frac{d\rho}{dt}, \quad (4.83)$$

$$\rho = \rho_0(1-\theta). \quad (4.84)$$

З (4.83) і (4.84) знаходимо

$$\dot{\epsilon} = \frac{\dot{\theta}}{1-\theta}. \quad (4.85)$$

Якщо врахувати (4.78), то для закону зміни пористості θ у граничному шарі одержимо вираз

$$\theta = \theta_0 \exp\left(\sqrt{\frac{3t}{8}} \int_{\theta_0}^{\theta} \eta d\theta\right). \quad (4.86)$$

Оскільки деформація в поверхневому шарі близька до чистого зрушення, то значення η дуже близькі до нуля, тому пористість θ граничного шару змінюється дуже повільно. Показник напруженого стану

може приймати негативні значення, якщо зрушення відбувається в умовах стиску, чи позитивні, якщо зрушення відбувається в умовах розтягу. Тому, згідно з (4.86) пористість може як зменшуватися, так і рости. При терті більш ймовірний перший випадок. Однак необхідно відзначити, що рівняння (4.86) описує закон зменшення тільки початкової пористості, що визначається вихідною шорсткістю тертьових поверхонь.

При наявності пластичної деформації в тонкому поверхневому шарі поряд зі зменшенням пористості має місце і її збільшення, що обумовлене пластичним розпушенням. Процес нагромадження ушкоджень описується критерієм (4.80).

Аналіз рівнянь (4.80)–(4.86) показує, що наявність пор у приграничному шарі ($\theta \neq 0$) зменшує імовірність руйнування цього шару, тобто підвищує зносостійкість інструмента і поліпшує якість одержуваного виробу. Однак при значеннях початкової пористості $\theta_0 > 0,25 \dots 0,30$, починає істотно рости інтенсивність швидкостей деформацій матеріалу основи $\dot{\gamma}_0$, що приводить до збільшення швидкості нагромадження ушкоджень, що визначається критерієм (4.80). При цьому має місце інтенсивний знос робочої поверхні інструмента і погіршується якість заготовок, що деформуються.

Істотний вплив на швидкість нагромадження ушкоджень у контактному шарі робить також відношення швидкості відносною зрушення v до товщини шару h . З ростом швидкості v і зменшенням глибини шару пластичної деформації h , швидкість нагромадження ушкоджень також збільшується [181].

Таким чином, якщо при контактному терті тіл із шорсткими поверхнями утвориться контактний шар, еквівалентний пористому тілу з початковою пористістю $\theta_0 > 0,10 \dots 0,20$, то пористість підвищує зносостійкість поверхонь тертя і сприяє підвищенню якості одержуваних виробів. При великій шорсткості поверхонь тертя, що еквівалентні пористому тілу з початковою пористістю $\theta_0 > 0,25 \dots 0,30$, пористість зумовлює зменшення зносостійкості.

РОЗДІЛ 5. НОВІ ТЕХНОЛОГІЇ ГОФРОУТВОРЕННЯ ДЛЯ ВИГОТОВЛЕННЯ БУРЯКОРІЗАЛЬНИХ НОЖІВ

5.1. Вимоги до бурякової стружки

1. Головна мета ефективної роботи цукрового заводу – з наявної сировини вилучити максимальну кількість цукру за мінімальні терміни переробки. Досягнення цієї мети багато в чому залежить від ступеня досконалості та успішного проведення одного з найважливіших технологічних процесів – сокодобування.

2. На бурякоцукрових заводах сокодобування здійснюється в спеціальних установках дифузійним способом (екстрагуванням), суть якого полягає в обробці бурякової стружки нагрітою водою.

3. Для вилучення цукру з буряків дифузійним способом їх необхідно подрібнити на стружку. Процес отримання стружки з бурякових коренів відбувається в бурякорізках за допомогою бурякорізальних ножів, встановлених на спеціальних рамах. Продуктивність дифузійної установки і вміст цукру в знецукреній буряковій стружці значно залежать від якості стружки.

4. Якість стружки оцінюється за такими показниками:

- загальною довжиною (в м) 100 г стружки - число Сіліна;
- відношенням маси стружки довжиною більше 5 см до маси стружки довжиною менше 1 см – шведський фактор, або фактор стружки, який повинен бути не менше 10;
- величиною модуля пружності стружки;
- кількістю браку (нерозрізані гребінці, шматки довжиною менше 10 мм; товсті шматки неправильної форми);
- кількістю мезги (смушки тонші 0,5 мм), якої не повинно бути.

Крім того, основними технологічними вимогами до бурякової стружки для переробки в дифузійних апаратах безперервної дії, є:

- гладкість її поверхні, відсутність тріщин і здирків, рваних країв;
- рівномірність в перерізі по довжині, однорідний профіль і однакова товщина;
- велика питома поверхня;

- достатня міцність на розрив, вигин і зминання;
- добра проникність для води протягом усього процесу сокодобування.

5. У практиці цукрового виробництва знайшли широке використання такі форми стружки: жолобчаста, квадратна, пластинчаста, дрібна пластинчаста і дрібна квадратна. Практично усі форми можна отримати безреберними бурякорізними ножами відповідного профілю та за рахунок різних схем встановлення їх в ножових рамах бурякорізки.

5.2. Конструкції бурякорізальних ножів

5.2.1. Найбільше поширення в Україні знайшли бурякорізальні ножі типів: ребристі - 1017-П, та безреберні - 1011-В (рис. 5.1). Ножі

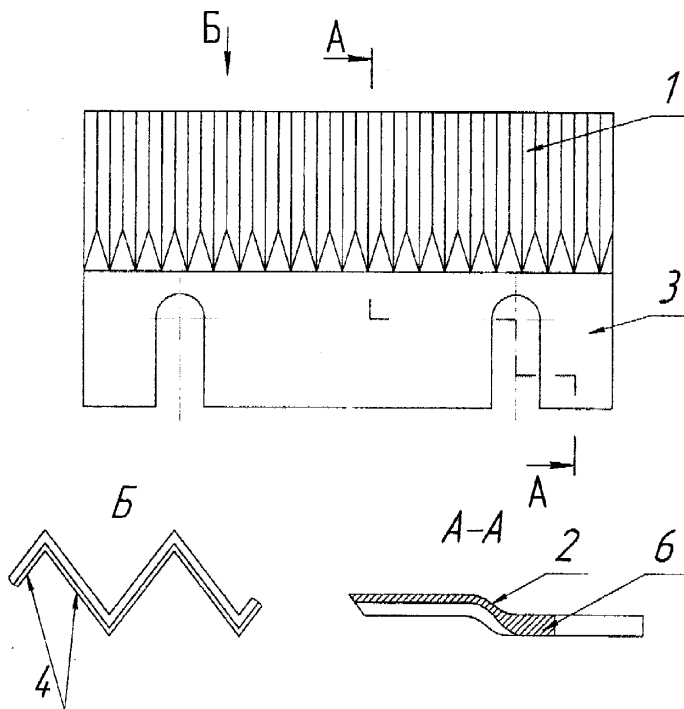


Рис. 5.1. Ніж бурякорізальний безреберний

встановлюються в ножових рамах бурякорізальних машин. Традиційна технологія виготовлення ножів має операції фрезерування гофрів зі спеціальної одноступінчастої штаби.

Ножі безреберні (рис. 5.1) виготовляються ліві і праві двох виконань — А і Б. У ножову раму встановлюють по одному ножу лівому і правому виконання А або Б. При такій установці різальна крайка на стику двох ножів не порушується.

Ніж складається з кріпильної 3 і робочої 1 частин. Кріпильна частина має пази 6 для установки ножа в ножовій рамі. Різальна крайка ножів утворюється гострими гранями 4, які розташовані під кутом 75° . Відстань між сусідніми ребрами складає крок ножа t .

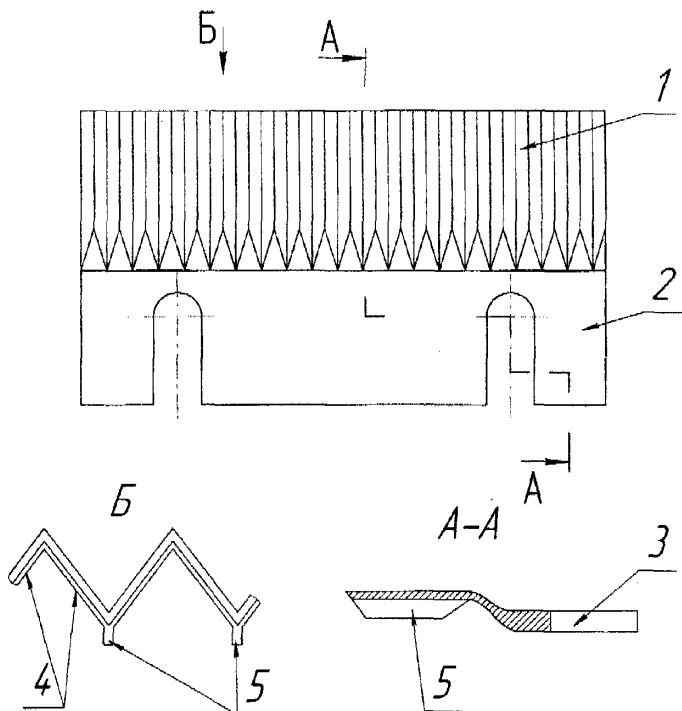


Рис. 5.2. Ніж бурякорізальний ребристий

Ножі ребристі (рис. 5.2) виготовляються трьох виконань – А, В, О. Ніж виконання О (знеособлений) має, однозначно сумісні крайки ліворуч і

праворуч [182,183]. Ніж складається з кріпильної частини 2 з пазами 3 і робочої частини 1.

Різальна крайка ножа утворена гострими гранями 4 під кутом у 90° і вертикальними ребрами 5. Ребра і торцеві поверхні ножів виконані прямими. Необхідний профіль стружки виходить за рахунок зміни взаємного розташування ножів у сусідніх ножових рамах.

Конструкція цього типу ножів вимагає застосування технологічного процесу виготовлення зі значними затратами на операції механічної обробки різальної частини. Коефіцієнт використання металу при цьому низький. Ці недоліки тягнуть за собою і високу собівартість ножів. За рахунок великої частини площі перерізу пера ножа (рис. 5.1 і 5.2), яка знаходиться біля його вершини, збільшується пошкоджуваність стружечок буряка і підвищується кількість мезги в стружці. Крім того слід відзначити, що вихід із ладу ножів в процесі експлуатації відбувається в першу чергу за рахунок попадання у відцентрову бурякорізку твердих забруднень, що зумовлює надщерблення та викришування ріжучих крайок (рис.5.3) і підвищує витрати ножів всіх типів.

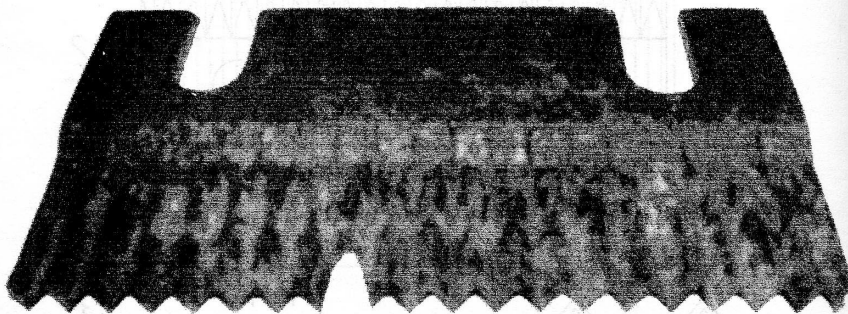


Рис. 5.3. Пошкодження ножів, які виникають в процесі його експлуатації

5.2.2. Ніж бурякорізальний [184] за профілем різальної частини не відрізняється від описаного вище безреберного ножа (рис. 5.1). Автори пропонують зменшити довжину робочої частини ножа і відповідного його консольного вильоту за рахунок виконання різальної частини вигнутою з радіусом кривизни не менше $4h$ (h – висота ребра робочої частини). За рахунок цього досягається більша жорсткість і експлуатаційна надійність. Недоліками такого ножа є складність установки і настройки його в

ножових рамах після чергової переточки, ускладнюється технологія їх виготовлення. Також зберігаються інші недоліки, властиві вище розглянутим ножам (рис. 5.1, 5.2).

5.2.3. Профіль ножа для різання буряків [185] повністю відповідає відомим безреберним ножам, які показані на рис. 5.1. Для полегшення сходження стружки та запобігання механічному ушкодженню її автори пропонують кріпильну частину виконувати профільованою, причому ребро робочої частини має своїм продовженням паз. Недоліком цієї конструкції ножа для порізки, крім перерахованих вище, є висока складність його виготовлення, яка практично унеможливило застосування методів пластичної формозміни, а механічна обробка повинна вестись із застосуванням складних пристосувань та інструментів.

5.2.4. Ніж для подрібнення цукрового буряка [186] показано на рис. 5.4.

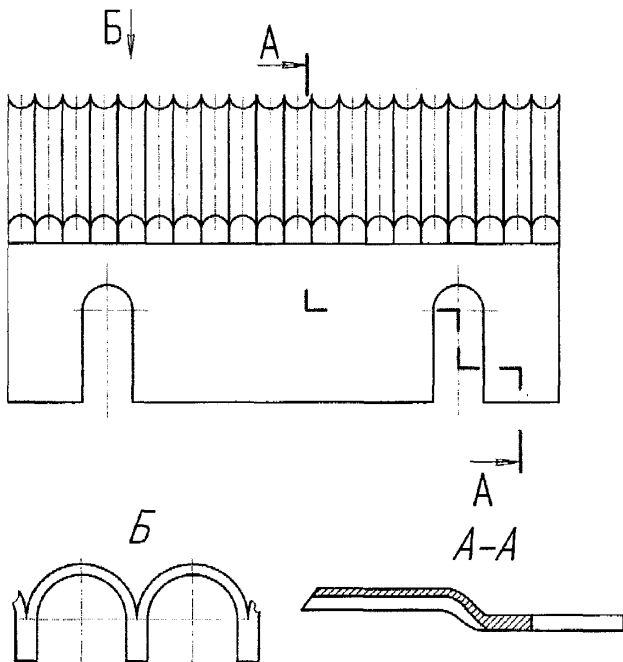


Рис.5.4. Ніж для подрібнення цукрового буряка

Форма робочої частини цього ножа має профіль напівкруга, що періодично повторюється. Такий профіль у порівнянні з вище розглянутими має перевагу – рівномірну товщину пера, що бере участь у різанні, а отже і зменшена кількість мезги в стружці внаслідок її пошкодження, збільшена питома площа поверхні стружечок і покращена дифузійна проникність. Усі ці переваги дозволяють збільшити відсоток виходу цукру та покращують умови роботи дифузійного апарату. Разом з тим, практична реалізація такого профілю в металі є дуже проблематичною тому, що вимагає виготовити робочу частину майже з нульовою товщиною в місцях з'єднань пер. Інакше заявлену форму зрізання стружки отримати практично неможливо.

5.2.5. Ніж бурякорізальний [187] (рис. 5.5), має ребристу робочу частину з заточеною різальною крайкою, ребристі перехідну і кріпильну частини, ребра яких є продовженням ребер робочої ребристої частини. Профіль пера має аркоподібну форму.

В порівнянні з розглянутими вище цей ніж за рахунок однакової товщини різальної частини пера зменшує кількість мезги в стружці, збільшує питому площу поверхні стружечок і покращує дифузійну проникність. Усі ці переваги дозволяють збільшити відсоток виходу цукру та покращити умови роботи дифузійного апарату. Крім цього, в порівнянні з ножем [186], за рахунок зміни профілю робочої частини з'являється можливість виготовлення його методами пластичної формозміни, зменшується сила різання, знос та забивання ножа твердими частинками, збільшується плавність різання.

Аналіз конструкцій ножів та досвід експлуатації показав, що на цей момент кращими вважаються ножі з профілем арочної або напівкруглої форми.

Виготовлення ножів з таким профілем передбачає наявність великих локальних деформацій в зонах з малими радіусами кривизни. В розділі 3 представлена залежність граничного радіуса згину від товщини листа. Для товщини листа 0,8 мм граничний радіус згину для сталі У8А у стані поставки складає біля 2 мм. Оскільки мінімальний радіус, який необхідно отримати на профілі ножа 0,5 мм, то очевидно, що для виготовлення ножів пластичним деформуванням потрібно застосування спеціальних технологій.

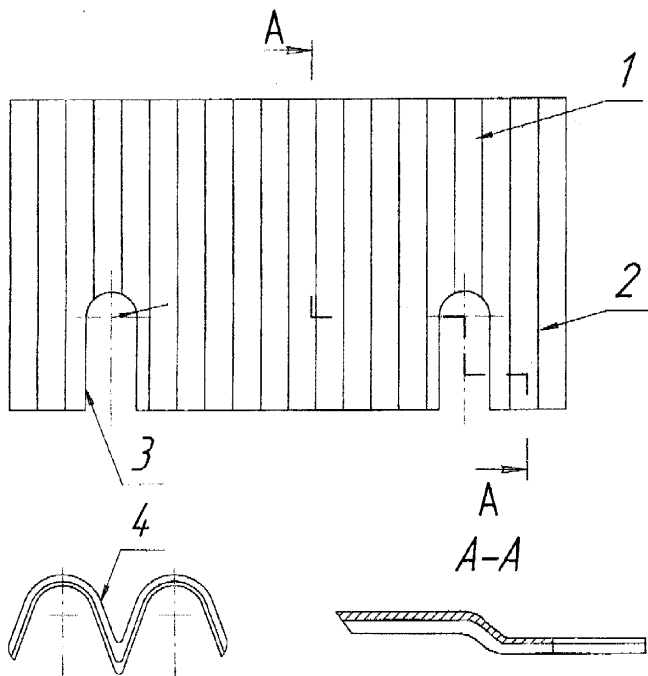


Рис. 5.5. Ніж бурякорізальний

Аналізуючи сучасні конструкції безреберних дифузійних ножів можна сформулювати такі висновки та вимоги:

1) найбільш перспективними є ножі арочної (напівкруглої, дугоподібної тощо) форми, які комплексно забезпечують розв'язання важливих проблем нарізання буряків (збільшення плавності процесу різання, зменшення зусилля різання та кількості мезги, покращення якості стружки тощо);

2) в процесі виготовлення потрібно забезпечити профіль ножа з радіусами кривизни, що сумірні з товщиною листа;

3) розв'язати питання виготовлення таких ножів пластичним деформуванням зі значною локалізацією пластичної деформації, що супроводжується повним використанням ресурсу пластичності та вимагає розробки і застосування спеціальних засобів щодо підвищення пластичності.

5.3. Технологія виготовлення бурякорізальних ножів

Нами запропоновано схему гофроутворення, в якій вдалося позбутися переважної більшості вищенаведених недоліків. Основною відмінністю запропонованого штампу є можливість забезпечення однакової довжини гофри вздовж профілю від початкової до кінцевої зон обробки (відсутність утяжки). За рахунок цього при штампуванні тонколистового матеріалу вдається уникнути руйнування заготовки і сформувати гофри значної глибини, що неможливо при використанні схеми деформації із значною витяжкою матеріалу. Крім того, при такому деформуванні практично весь об'єм матеріалу знаходиться в зоні сприятливого напруженого стану, що значно поліпшує його спадкові властивості.

Штамп (рис. 5.6) [67] містить рухому плиту 1 із закріпленими на ній штоками гідроциліндрів 3 і пружними елементами 4, пуансоном 2 та прикріпленими до нього корпусами гідроциліндрів 3 та пружними елементами 4. На нерухомій плиті 5 закріплена матриця 6, а також встановлені напрямні 7, які служать для орієнтації подачі стрічки 13. Робочі поверхні пуансона 2 і матриці 6 виконані у вигляді гребінок 8, причому виступи 9 пуансона 2 розташовані на одній осі з впадинами 10 матриці 6. Робочі поверхні пуансона 2 і матриці 6 мають дві послідовно розташовані зони формозміни 11 і калібрування 12. Зона 11 має змінні в повздовжньому напрямку ширину і висоту впадин 10 і висоту виступів 9, розташованих із заданим кутом збігу α відносно власної повздовжньої осі. Виступи 14 і впадини 15 зони калібрування 12 мають постійну ширину і висоту і рівні виступам 9 і впадинам 10 зони формозміни 11, які безпосередньо передують зоні калібрування 12.

Під час штампування стрічку 13 подають і орієнтують напрямними 7 в зону формозміни 11. Стрічку протягують між матрицею та пуансоном, що вібує, із швидкістю, яка залежить від кута збігу α і частоти вібрацій пуансона 2. Оскільки стрічка 13 переміщується вздовж своєї осі, а відстань між вершинами западин 10 на початку матриці 6 відповідає довжині готової гофри, то в процесі руху стрічки 13 вздовж матриці 6 висота гофри збільшується, відстань між вершинами гофрів і ширина гофрованої стрічки зменшується, відбувається формоутворення гофрів.

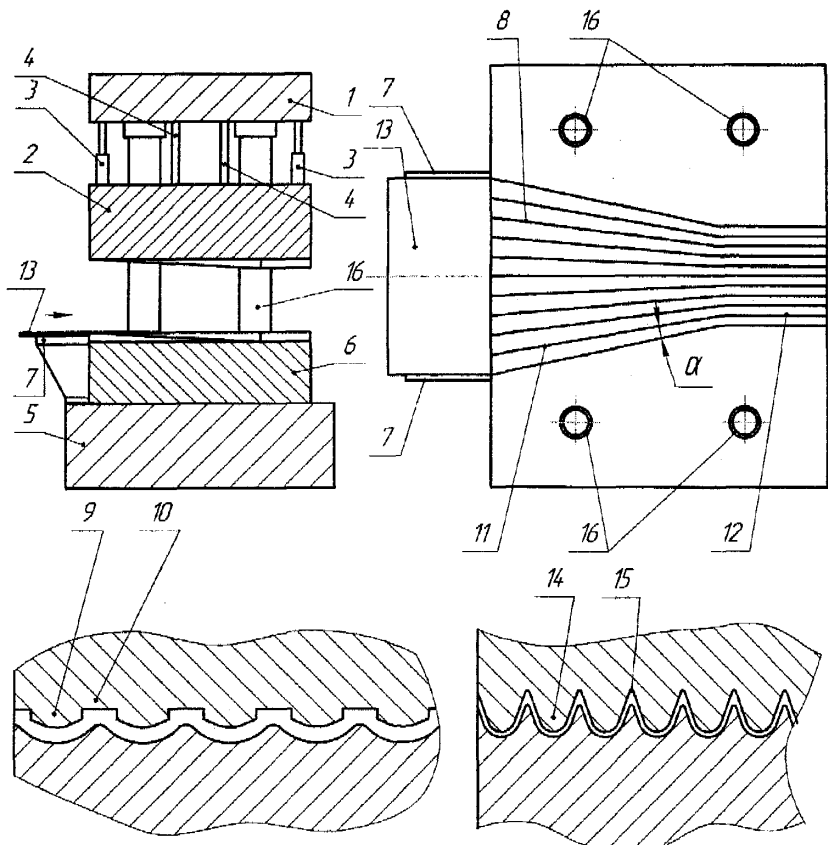


Рис. 5.6. Штамп для виготовлення гофрованої стрічки

Кінцевим етапом гофрування стрічки є її калібрування. Виступи 14 і впадини 15 зони калібрування 12 за розмірами та формою дорівнюють виступам 9 і впадинам 10, які безпосередньо передують зоні калібрування 12, і відповідають остаточній формі виробу.

Переміщенням рухомої плити 1 вздовж напрямних колон 16 можна компенсувати втрату початкової довжини пружних елементів 4 та регулювати номінальне положення пуансона 2.

Цей пристрій дозволяє безперервно одержувати заготовки бурякорізальних ножів з високою продуктивністю та мінімальною собівартістю за таких умов:

- матеріал повинен мати достатню пластичність для виготовлення

заготовки за один перехід пластичного деформування, що не завжди можливо для всіх варіантів конфігурації ножів;

- технологія виготовлення матриці та пуансона має підвищену складність, тому вимагає застосування складного і точного обладнання. Це підвищує собівартість штампа. Його використання стає вигідним у серійному виробництві ножів.

Аналіз конструкції запатентованого ножа [187] та пластичності матеріалу сталі У8 показав, що її недостатньо для формування профілю за один перехід навіть під час технологічного процесу пластичного деформування із застосуванням виключно гнуття.

Альтернативою до розглянутих і проаналізованих вище технологічних процесів та їх оснащення може бути запропонований нами технологічний процес виготовлення ножів складної форми з малими радіусами кривизни. Оскільки це вимагає великих локальних деформацій матеріалу з малою пластичністю, пропонується технологічний процес вести за два переходи пластичної формозміни з проміжним відпалом.

За цим технологічним процесом на першій операції методом прокатки попередньо формується заготовка ножів. Другою операцією запропоновано відпал з метою відновлення ресурсу пластичності. На третій операції шляхом пластичної формозміни остаточно забезпечуються необхідні розміри ножа. Ця операція пластичної формозміни виконується у штампі. Конструктивна схеми пристрою для попередньої прокатки бурякорізальних ножів показана на рис. 5.7, а штампа на рис. 5.8.

Пристрій для попередньої прокатки заготовки ножів спроектовано у відповідності до прийнятої нами загальної концепції – уникнення суттєвої утяжки в процесі пластичної формозміни. За умови формування гофрів пластичною формозміною з практично повним використанням ресурсу пластичності в місцях локалізації деформації відсутність або зменшення утяжки відіграє важливу роль в підвищенні граничних деформацій. В конструції запропонованого пристрою це досягається за рахунок почергового формування гофрів від середини листа до його країв. З цією метою пристрій має, в залежності від кількості g гофрів $\frac{g}{2} + 1$ пар валків.

На першій парі валків встановлені три ролики, які формують одну гофру, на другій парі – сім роликів, а на кожній наступній парі валків встановлено

вісім роликів. Встановлені ролики мають однакову форму та розміри, що здешевлює та спрощує виготовлення прокатного пристрою. Для зменшення кількості пар роликів в дрібносерійному виробництві раціонально реалізувати конструктивну схему пристрою з почерговим прокатуванням гофрів однією парою роликів. При цьому використовується пристрій зміщення заготовки на крок для прокатування нової гофри.

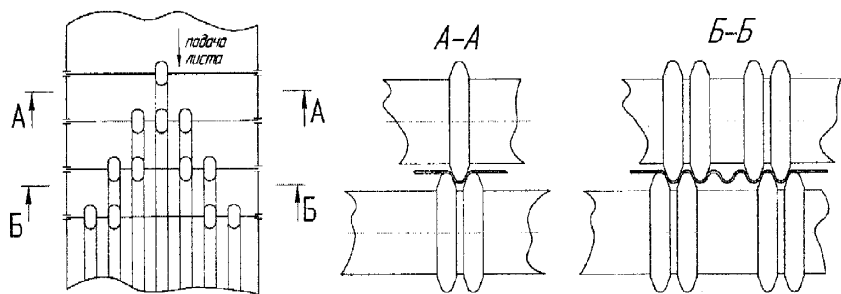


Рис. 5.7. Пристрій для попередньої прокатки заготовок ножів

Після прокатування листа він розрізається на одну або декілька заготовок в залежності від розмірів печі для відпалювання. Як показано в розділі 3 процес відпалювання дозволяє відновити ресурс пластичності листових заготовок до значень, що забезпечують гарантоване формоутворення остаточної форми ножа.

Відомо, що між використаним ресурсом пластичності та величиною його відновлення, при наступній термічній обробці, існує зв'язок, а точніше – чим більше накопичено пошкоджень в металі (використано ресурсу пластичності), тим менша величина його відновлення. Таким чином одним із завдань по проектуванню двоперехідного процесу деформування з проміжним відпалом є розподіл деформацій між стадіями деформування. Вибираючи величини деформацій слід враховувати, що в готовому виробі потрібно мінімізувати використання ресурсу пластичності з метою недопущення виникнення мікротріщин та зменшення пошкоджень в товщі листа. Ще однією умовою, яка накладається на розбиття процесу на стадії є можливість фізичної реалізації кожної з них (деформація на кожній із стадій має бути меншою за граничну).

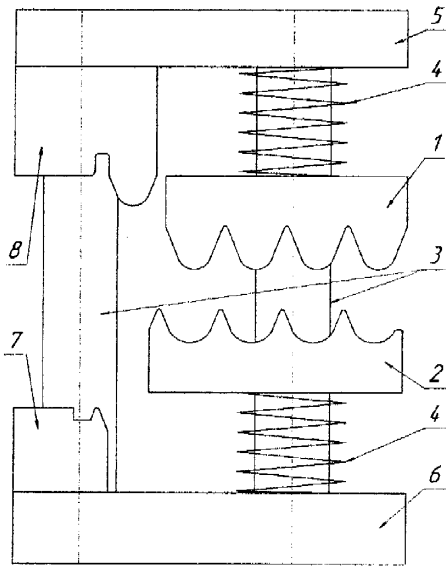


Рис. 5.8. Штамп

Остаточна формозміна заготовки може відбуватись на штампі традиційної конструкції.

Альтернативою попередньому прокатуванню є формотворення заготовок бурякорізальних ножів за допомогою згинального штампі послідовної дії (рис. 5.8). Калібрувальні пуансон 1 і матриця 2 через пружні елементи 4 взаємодіють з рухомою плитою 5, яка переміщується по напрямних 3, і нерухомою плитою 6. В процесі руху плити 5 вниз, за рахунок стиснення пружного елемента 4, пуансон 1 рухається до матриці 2 і затискає сформовану частину заготовки. Після чого за рахунок різної жорсткості пружних елементів 4 пуансон 8 рухається швидше від пуансона 1 і формує одну сторону гофри. Рухаючись далі, плита 5, разом з пуансонами 4 та 8 взаємодіє з матрицею 7 і формує другу половину гофри. Оскільки один кінець листа вільний або примусово подається в зону деформації, то утяжка листа не відбувається. Продовжуючи рухатись вниз разом з плитою і половиною сформованої гофри, лист, взаємодіючи з формувальною матрицею, починає огинати пуансон і при цьому формується друга половина гофри. В момент зупинки рухомої плити отримується гофра, яка сформована тільки згином без утяжки листа.

За допомогою оснащення, запропонованого нами, виготовлено заготовку ножа бурякорізального (рис. 5.9).

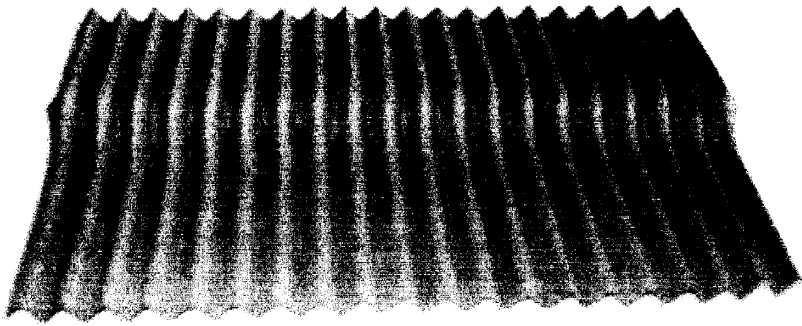


Рис. 5.9. Заготовка ножа бурякорізального

5.4. Методика інженерних розрахунків технологій виготовлення бурякорізальних ножів пластичним деформуванням

Основним параметром, що визначає можливість реалізації процесу формоутворення заготовки з необхідного матеріалу пластичним деформуванням, є ресурс використовуваної пластичності, або гранична деформація. В залежності від величини використовуваного ресурсу пластичності (граничної деформації) та характеру її залежності від показників напруженого стану обираються можливі варіанти технологій формозміни.

Точне оцінювання використовуваного ресурсу пластичності для будь-якої точки тіла в загальному випадку є доволі складною і трудомісткою задачею, яка полягає у визначенні напружено-деформованого стану тіла в точці, визначенні характеристик напруженого стану, побудові кривої навантаження в цій точці, визначенні поверхні граничних деформацій матеріалу та його фізико-механічних характеристик. Виходячи з вище сказаного доцільним буде попередньо визначити місця з максимальним використанням ресурсу пластичності і параметри деталей в цих місцях. В залежності від прогнозованого способу виготовлення визначення критичних областей деформування буде мати свої особливості. При формоутворенні гофрів гнуттям без витяжки особливу увагу слід приділяти місцям з малими радіусами кривизни. Якщо ж згин відбувається із витягуванням листа, то найбільш небезпечними

будуть зони спряження радіусної поверхні з прямиолінійною, яка піддається витягуванню. Аналогічні рекомендації можна дати і для випадку виготовлення виробу прокатуванням. Слід відмітити, що при наявності в заготовці перед пластичним деформуванням концентраторів напружень, наприклад, отворів, потоншень, виточок тощо, зони навколо них також попадають в перелік потенційно небезпечних.

Виходячи з аналізу, проведеного в попередніх розділах, найбільш сприятливим випадком утворення гофрів є формування їх без деформацій розтягу. За таких умов використання ресурсу пластичності зводиться до мінімуму. Але забезпечити такі умови деформування досить складно, тому більш реальною є технічна реалізація технології, що забезпечує гофроутворення згинанням. В залежності від наявного обладнання, серійності виробництва і точності виробу можна рекомендувати технологічні процеси з такою послідовністю виготовлення гофрованих поверхонь, які мають значні локальні деформації:

- 1) прокатування роликком по чергово кожної окремої гофри з можливістю підтягування листа до зони деформації – відпал – остаточна формозміна штампуванням, віброштампуванням, прокатуванням тощо;
- 2) утворення кожної окремої гофри на згинальному штампі і попередня калібровка – відпал – остаточна формозміна штампуванням, віброштампуванням, прокатуванням тощо;
- 3) формування всіх гофрів одночасно на штампі з вібраційним навантаженням [67] – відпал – остаточна формозміна;
- 4) штампування деталі за один перехід з використанням гідростатичного підпору;
- 5) відпал – формування гофрів за один перехід;
- 6) при достатній величині пластичності матеріалу у стані поставки можливе формування гофрів за один перехід.

При згинанні, прокатуванні роликком, штампуванні заготовок для попередньої оцінки використання ресурсу пластичності можна скористатися критерієм Смірнова-Аляєва [118], що дозволяє отримати необхідну оцінку без виконання складних розрахунків

$$\psi = \frac{e_u}{e_p}, \quad (5.1)$$

де e_u – ступінь деформації на проміжному етапі; e_p – ступінь деформації при руйнуванні.

Для визначення ступеня деформації руйнування e_p будують діаграму граничних пластичних деформацій за методикою, викладеною в розділі 3.

Якщо за результатами розрахунку (5.1) отримасмо більші за одиницю значення ψ , то для виготовлення деталі пластичним деформуванням необхідно проводити спеціальні заходи з відновлення ресурсу пластичності (відновлення пластичності), наприклад, відпал. Тобто процес формозміни фактично буде розбиватись на два етапи з проміжним переходом для відновлення ресурсу пластичності.

За умови, коли значення використаного ресурсу отримане розрахунками за (5.1) наближається до одиниці слід проводити більш точні розрахунки з визначення його величини. В розділі 2 представлені розрахунки величин напружень для різних випадків виготовлення гофрованих поверхонь – прокатка роликком, згинання в штампі, штамповка з гідростатичним підпором. Після розрахунків напруження отримують значення показника жорсткості напруженого стану

$$\eta = \frac{3\sigma}{\sigma_u}$$

На основі одержаних даних в координатах e_u - η - μ_σ будують криві навантаження для небезпечних точок та розраховують використаний ресурс пластичності

$$\psi = \int_0^{e_u} n \frac{e_u^{n-1}}{(e_p(\eta, \mu_\sigma))^n} de_u. \quad (5.2)$$

В результаті розрахунків, проведених в розділах 2 і 3, встановлено, що для сталей У8А, сталі 45 неможливо отримати гофровані поверхні

заданого профілю за один перехід без проміжної термічної обробки – відпалу.

В роботах [188, 189] досліджено вплив попередньої деформації і температури відпалу на розмір зерна після термічної обробки. Встановлено також зв'язок між пластичністю металу і розміром його зерна. Криволінійна поверхня сформована пластичним деформуванням, наприклад, згином, прокаткою тощо, має ступінь деформації e_u , що змінюється по товщині монотонно від нуля (на нейтральній поверхні) до максимального значення. Під час відпалу після деформації в межах $e_{\min} \dots e_{\max}$ відбувається інтенсивний ріст зерна. Тому для запобігання інтенсивного росту зерна в процесі відпалу необхідно виконувати умову

$$e_{u \max} < e_{\min},$$

де e_{\min} – мінімальна інтенсивність деформацій, при якій розмір зерна відповідає максимально допустимому; $e_{u \max}$ – максимальна інтенсивність деформації під час формоутворення криволінійної поверхні.

В розділі 3 розраховані і побудовані залежності використаного ресурсу пластичності від радіуса кривизни внутрішньої поверхні листа. Використаний ресурс пластичності монотонно зменшується зі збільшенням радіуса кривизни внутрішньої поверхні листа. У випадку застосування відпалу для вуглецевих сталей типовою є монотонно спадна залежність величини відновленого ресурсу пластичності від використаного ресурсу пластичності ψ . Отже, при зростанні радіуса кривизни внутрішньої поверхні величина відновлюваного ресурсу пластичності зростає.

Сумарне використання ресурсу пластичності при двоступінчастому технологічному процесі деформування з проміжним відпалом розраховується з виразу

$$\psi_{\Sigma} = \psi_1(r_1) - \Delta\psi(\psi_1(r_1)) + \psi_2(r_2), \quad r_1 > r_2, \quad (5.3)$$

де $\psi_1(r_1)$, $\psi_2(r_2)$ – використання ресурсу пластичності при формозміні листа до радіуса внутрішньої поверхні r_1 та від r_1 до r_2 відповідно; r_1, r_2 –

радіуси кривизни внутрішньої поверхні на першому та другому етапах відповідно; $\Delta\psi_1(r_1)$ – величина відновлення ресурсу пластичності при деформації внутрішньої поверхні до радіуса r_1 .

Мінімально допустима величина відновлення ресурсу пластичності складе

$$\Delta\psi_{\min} = \psi_1(r_1) + \psi_2(r_2) - 1. \quad (5.4)$$

Наслідком із сказаного вище є умова, яка повинна виконуватись при термічній обробці

$$\Delta\psi_1(\psi_1(r_1)) > \Delta\psi_{\min}. \quad (5.5)$$

Із залежності $\Delta\psi(\psi)$ визначається граничне використання ресурсу пластичності на першому переході $\psi_{1\max}(r_1)$, а отже і мінімальний радіус кривизни $r_{1\min}$, який можна отримати на першому переході. З врахуванням обмежень деформації по гранично допустимій величині зерна при відпалі отримаємо обмеження, які накладаються на перший перехід.

ПІСЛЯМОВА

Дослідження, викладені в монографії практично підтвердили можливість отримання гофрованих поверхонь зі значними локальними деформаціями, мінімальними радіусами кривизни внутрішньої поверхні і малими кутами загострення з тонколистового прокату сталі.

На основі теорії деформівності вдалося розробити теоретичні основи вибору технологічних процесів формоутворення складних профілів зі значними локальними деформаціями, малими радіусами кривизни та кутами загострення внутрішньої поверхні з тонколистового важкодеформівного сталевого прокату, що дозволяє прискорити й автоматизувати проектування цих процесів.

Фізико-механічні характеристики тонколистового прокату, визначені за розробленим нами методом, дозволяють провести адекватні розрахунки параметрів технологічного процесу та оснащення для пластичного формоутворення гофрованих поверхонь.

Запропонований технологічний процес та конструкції оснащення дозволили сформувати гофровані поверхні з тонколистового прокату сталі У8А, що придатні для виготовлення безреберних бурякорізальних ножів. Для остаточного виготовлення ножів потрібні лише операції заточування, при цьому товщина і профіль ножів в процесі експлуатації та перезаточування зберігаються постійними.

Запропоновано рекомендації щодо вибору конкретного технологічного процесу виготовлення гофрованих поверхонь зі значними локальними деформаціями, мінімальними радіусами кривизни внутрішньої поверхні і малими кутами загострення та врахуванням наявного на виробництві обладнання, серійності виробництва й експлуатаційних вимог до виробів.

ЛИТЕРАТУРА

1. Молотилов Б.В., Бродов А.А., Маторин В.И. Технологическая революция в мировой чёрной металлургии и перспективы её развития // Сталь. – 1997. – №9. – С.1-5.
2. Nakajima K. Tetsu to hagane (Тенденции в области обработки металлов в ближайшем десятилетии и связанные с этим проблемы) // J. Iron and Steel Inst. Jap. – 1995. – V.81, №4. – P.72-75.
3. Минаев А.А., Коновалов Ю.В. Современное состояние чёрной металлургии и пути её реструктуризации // Металлургия. Сб. трудов Донецкого государственного технического университета. – Донецк: ДонГТУ. – 1999. – С.8-25.
4. Meinein Jakobus. Umformtecknisches Kolloquium in Hannover (Коллоквиум по обработке давлением в Ганновере) // Blech, Rohre, Profile. – 1996. – N43. – P.325-327.
5. Молотилов Б.В., Абабков В.Т., Бродов А.А. Новые материалы на рынке металлопродукции // Сталь. – 1993. – №5. – С.1-6.
6. Грищенко С.Г., Гуров В.Н. Горнометаллургический комплекс Украины: состояние, проблемы, перспективы развития // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2000. – №3. – С.1-5.
7. Радюкевич Л.В. Состояние и основные направления развития прокатного производства // Сталь. – 1996. – №1. – С.34-38.
8. Колпаков С.С. Основные направления развития прокатного производства // Металлург. – 1994. – №10. – С.23-26.
9. Адно Ю.Л. Структурная перестройка экономики и проблемы развития чёрной металлургии // Сталь. – 1994. – №12. – С.1-6.
10. Стариков А.И. Техническое перевооружение и торговая политика металлургического комплекса АО "ММК" // Труды I Конгресса прокатчиков. Магнитогорск – Москва: Металлургия. – 1996. – С.5-6.
11. Белоглазов Ю.М., Шалавин В.В., Комаров В.Д. Групповая штамповка деталей из прессованных профилей эластичной средой // Кузнечно-штамповочное производство. – 1991. – №4. – С.10-11.
12. Закиров И.М. Технологические возможности и перспективы развития ротационного формообразования эластичной средой // Кузнечно-штамповочное производство. – 1992. – №3. – С.6-7.

13. Процессы обработки металлов взрывом / Крупин А.В., Каложин С.Н., Атабеков Е.У. и др. – М.: Металлургия, 1996. – 336 с.

14. Борисевич В.К., Зорик В.Я. Разработка научных основ использования импульсных источников энергии в обработке металлов давлением // Обработка металлов давлением. Вестник Харьковского государственного политехнического университета. – Харьков: Харьковский государственный политехнический университет. – 1999, – №76. – С.13-19.

15. Тришевский О.И., Полстянкин Е.Г., Крюк А.Г. Новая технология изготовления гнутых профилей с периодически повторяющимися гофрами // Вестник машиностроения. – 1977. – №1. – С.78-79.

16. Пат. 4319300. Германия, МКИ В21D28/12. Способ изготовления листовых деталей, имеющих штампованные участки / Luettgers Rainer (Германия); Baust GmBH Werkzeugtechnik. – Заявл. 10.06.93; Оpubл. 22.12.94; ИСМ. – 1996. – №12, вып.015. – 3 с.

17. Международная заявка РСТ (WO) 9508409 А1, МКИ В21В1/28. Seccombe Campbell John; ВНР Steel (ЛА)PTY. Ltd.; Заявл. 23.09.94; Оpubл.30.03.95; ИСМ. 1996. – №7, вып.015. – 20 с.

18. Тришевский О.И., Полстянкин Е.Г., Дебердеев Р.Ю. Снижение металлоёмкости гнутых профилей за счёт деформационного упрочнения // Сталь. – 1988. – №8. – С.36-37.

19. Игнатенко А.П., Тришевский О.И., Полстянкин Е.Г. Технология производства волнистых листов с поперечными гофрами // Гнутые профили проката. Тематический отраслевой сборник. Вып. 1. – Харьков: Изд-во УкрНИИМета. – 1973. – С.156-159.

20. Пат. 3 842 647 США, МКИ В21D13/04. Method and apparatus for making building panels / Gary A. Knudson (США); Заявл. 23.10.73; Оpubл. 22.10.74; НКИ 72/177, – ИЗР. – 1974, – №21, вып.5. – 14 с.

21. Пат. 4 026 140 США, МКИ В21D22/20. Method and apparatus for embossing sheet metal strip and sheet metal panel / Vodnar E.R. (Канада); Заявл. 07.01.74; Оpubл. 07.06.77; НКИ 72/177. – ИЗР. – 1978. – №2, вып.24. – 48 с.

22. Пат. 3 643 483 США, МКИ В21D26/02. Sonic system for deformation of sheet material / Minchenko, Hildergard M. (США); The Ohio State University; Заявл. 13.08.69; Опубли. 22.02.72; НКИ 072/056. – 6 с.

23. Пат. 44-18195 Япония, МКИ В21D22/20. Устройство для непрерывного формования металлического листа волнообразного профиля с выпуклыми и вогнутыми элементами посредством колебательного движения / Уэда Ёсико; – №42-20132; Заявл. 29.03.67; Опубли. 09.08.69; НКИ 12 С 521. ТОККЕ КОХО. – 3 с.

24. Пат. 47-25583. Япония. МКИ В21D7/04. Устройство для ротационного выдавливания / К.К. Тоёта Кэнкюсё (Япония); – №54/29655; Заявл. 07.04.70; Опубли. 12.07.72; – ИЗР. – 1972. – №22. – 30 с.

25. Пат. 1 193 831. Великобритания. МКИ В21D13/02. Improved Method of and Apparatus for Deforming Sheet Material / Joshua Bigwood and Son Limited (Великобритания); Заявл. 25.01.67; Опубли. 20.03 68; НКИ В3 Е (SA). – 11 с.

26. Пат. 2 315 074. Франция. МКИ В21D5/14. Dispositif pour le degarage de cirimits contenant nu liquide de circulation / Societe anonyme des usines Chaussen; Заявл. 19.06.75; Опубли. 18.02.77; – ИЗР. – 1977. – №4, вып.4.1. – 22 с.

27. Пат. 5080287. Япония. МКИ В21D5/08. Способ изготовления облицовочных плит / Исикава То (Япония); К.К. Айдзи гидзюцу кэнкюсё; Заявл. 27.06.85; Опубли. 08.11.93; ИСМ. – 1996. – №11, вып. 015. – 9 с.

28. Пат. 5061007. Япония. МКИ В21D5/08. Способ изготовления листов кровельного покрытия / Хосоя Томоёси (Япония); Мико киндзокуогё К.К.; Заявл.27.12.82; Опубли. 03.09.93; ИСМ. – 1996. – №3, вып. 015. – 7 с.

29. Юткин Л.А. Электрогидравлический эффект. – М., Л.: Машгиз, 1955. – 51 с.

30. Юткин Л.А. Электрогидравлический эффект и его применение в промышленности. – Л.: Машиностроение, Ленинград. отделение, 1986. – 253 с.

31. Сорочинский А.П. Разработка и исследование электрогидравлических установок для формообразования деталей и очистки литья: Дис... канд. техн. наук: 05.03.05. – Николаев, 1968. – 137 с.

32. Арсеньев В.В. К теории импульсных разрядов в жидкой среде // ПМТФ. – 1965. – №5. – С.51-57.
33. Кужекин И.П. Импульсный пробой и канал разряда в жидкости. – Дис... канд. техн. наук: 05.03.05. – М., 1967. – 186 с.
34. Антиханович И.Г., Шамарин Ю.Е., Мартюк С.П., Шамарин А.Ю. Электрогидравлическая штамповка деталей из труднодеформируемых металлов // Технология и организация производства. – 1989. – №4. – С.16-17.
35. Полупанов Ф.П., Шамарин Ю.Е. Электрогидравлическая обработка металлов // Техника в сельском хозяйстве. – 1974. – №2. – С.62-64.
36. Спеціальні методи обробки металів тиском: Навч. посібник / Ю.Є. Шамарин, С.С. Коваленко, Л.Т. Кривда, В.Т. Лис. – К.: НМК ВО, 1992. – 208 с.
37. Бычков С.А. Концепции применения и реализации импульсных технологий листовой штамповки в условиях опытного и серийного производства транспортных самолетов. Автореф. дис... д-ра техн. наук: 05.03.05, ХАИ – Харьков, 1991. – 56 с.
38. Чачин В.Н. Электрогидравлическая обработка машиностроительных материалов. – Минск: Наука и техника, 1978. – 184 с.
39. Электрогидроимпульсное формообразование с использованием замкнутых камер / Чачин В.Н., Шадуя В.Л., Журавский Л.Ю. и др. – Минск: Наука и техника, 1985. – 199 с.
40. Чачин В.Н. Процессы и машины импульсной штамповки жидкостью и эластичной средой // Кузнечно-штамповочное производство. – 1993. – №2. – С.5-8.
41. Чачин В.Н., Рахуба В.К., Столович Н.Н. Исследование скорости деформации трубчатых деталей при их электровзрывной раздаче // Весті АН БССР. Сер. фіз.-тэхн. навук. – 1973. – №2. – С.79-81.
42. Шарин Ю.Е. Исследование взаимодействия ударной волны и гидротока с деформируемой заготовкой при электрогидравлическом и гидровзрывном формообразовании листовых материалов. – Дис... канд. техн. наук: 05.03.05. – Минск, 1969. – 145 с.

43. Оборудование и технологические процессы с использованием электрогидравлического эффекта. / Под ред. Г.А. Гулого. – М.: Машиностроение, 1977. – 320 с.

44. Чачин В.Н. Электрогидравлическая обработка машиностроительных материалов. – Минск: Наука и техника, 1978. – 184 с.

45. Шамарін О.Ю. Електрогідравлічне штампування листових заготовок з титанових сплавів. – Дис... канд. техн. наук: 05.03.05. – Вінниця, 2002. – 186 с.

46. Брагин А.П. Интенсификация гидродинамической штамповки-вытяжки на пресс-пушках // Кузнечно-штамповочное производство. – 1972. – №1. – С.45-46.

47. Брагин А.П., Крыжный Г.К. Гидродинамическая штамповка деталей сложных форм // Импульсные методы обработки материалов: Тез. докл. Всесоюзной конференции. – Минск, 1978. – С.126.

48. Мацукин Ю.Г., Вороной А.И., Крыжный Г.К., Светашов В.Д. Гидродинамическая мультипликация давления при штамповке на пресс-пушке // Импульсная обработка металлов давлением. – М.: Машиностроение, 1977. – С.82-90.

49. Тополенко А.А. Высокоскоростной гидродинамический молот модели М3252 для листовой штамповки // Кузнечно-штамповочное производство. – 1975. – №11. – С.45.

50. Чачин В.Н., Богоявленский К.Н. Состояние и пути развития некоторых импульсных методов обработки давлением // Кузнечно-штамповочное производство. – 1980. – №6. – С.23-25.

51. Пихтовников Р.В., Завьялова В.И. Штамповка листового металла взрывом. – М.: Машиностроение, 1964. – 175с.

52. Петраковский В.С. Методы интенсификации процесса гидроударной вытяжки. // Импульсные методы обработки материалов. – Минск: Наука и техника, 1979. – С.81-87.

53. Шарин Ю.С. Технологические схемы гидроударной вытяжки. // Импульсные методы обработки материалов. – Минск: Наука и техника, 1977. – С.123-131.

54. Седяко Т.К., Наумович Т.М., Петраковский В.С. Влияние удельной массы бойка и высоты столба жидкости на процесс

гидроударной вытяжки // Изв. АН БССР. Сер. физ.-техн. наук. – 1976. – №4. – С.123.

55. Электрогидравлическая обработка материалов в машиностроении / Авт. кол.: Чачин В.Н. и др. АН БССР. Физ.-техн. Институт. – Минск: Наука и техника, 1987. – 231 с.

56. А. с. 321308. СССР. МКИ В21 D13/00. Макогон В.М., Никитин П.И., Бровко А.Н. №1295063/25-27. Заявка от 30.12.68; Оpubл. 27.07.71, Бюл. №35. – 4 с.

57. А. с. 415066. СССР. МКИ В21 D13/00. Флусов В.И., Бакай А.Ф., Халявкин В.Г., Бровко А.Н. №1685463/25-27. Заявка от 27.07.71; Оpubл. 12.03.74, Бюл. №6. – 5 с.

58. А. с. 1750784 А1. СССР. МКИ В21 D13/00. Неделко П.В., Рябов Л.А., Телегин Ю.А., Цыплаков В.Г., Цыплаков О.Г., Яковлев И.И. №4771529/27. Заявка от 21.11.89; Оpubл. 27.12.92, Бюл. №28. – 4 с.

59. А. с. 1253695 А2. СССР. МКИ В21 D13/00. Крупенников Н.В., Прольгин В.М., Бабкина А.И. №3819115/25-27. Заявка от 30.11.84; Оpubл. 25.11.86, Бюл. №32. – 4 с.

60. А. с. 776709. СССР. МКИ В21 D13/00. Сотников В.М., Крупенников Н.В., Золотарев В.Г. №2705688/25-27. Заявка от 04.01.79; Оpubл. 12.07.80, Бюл. №41. – 5 с.

61. А. с. 547261. СССР. МКИ В21 D13/00. Самсонов И.А. №2051375/27. Заявка от 02.08.74; Оpubл. 27.03.77, Бюл. №7. – 5 с.

62. А. с. 1428491 А1. СССР. МКИ В21 D13/00. Засядько Н.Д., Елизеев В.М., Власенко Н.П., Сергеева З.М., Березников Ю.И., Бодянский В.А. №3989383/40-27. Заявка от 13.12.85; Оpubл. 26.07.88, Бюл. №37. – 4 с.

63. А. с. 1666244 А2. СССР. МКИ В21 D13/00. Петраков В.К., Грубников Г.Н. №4698990/27. Заявка от 31.05.89; Оpubл. 25.05.91, Бюл. №28. – 3 с.

64. А. с. 521968. СССР. МКИ В21 D13/00, В21 D35/00. Кокшаров П.И., Тараканов А.И. №2084563/27. Заявка от 17.12.74; Оpubл. 30.04.76, Бюл. №27. – 4 с.

65. А. с. 965552. СССР. МКИ В21 D13/00. Колобушкин Р.С., Симашов В.М., Поварницына Л.С. №2935470/25-27. Заявка от 05.05.80; Оpubл. 27.07.82, Бюл. №38. – 5 с.

66. А. с. 502680. СССР. МКИ В21 D13/00, В21 D35/00, В21 D53/04. Тябут Г.М., Булатов В.С., Скоромыслов В.В., Фомичев Г.Г. №2054950/25-27. Заявка от 26.08.74; Оpubл. 28.02.76, Бюл. №6. – 7 с.

67. Патент 3683. Украина. МКИ В21 D13/00. Савуляк В.В., Савуляк В.І., Сивак І.О. №2004020945. Заявка від 10.02.2004; Оpubл. 17.12.04, Бюл. №12, 2004. – 5 с.

68. А. с. 1685257 АЗ. СССР. МКИ В21 D13/02. Бере Съегрен. №4356004/27. Заявка от 23.06.88; Оpubл. 30.07.91, Бюл. №38. – 5 с.

69. А. с. 1779435 А1. СССР. МКИ В21 D13/02. Панкевич Г.Е. №4817572/27. Заявка от 23.03.90; Оpubл. 25.08.92, Бюл. №45. – 4 с.

70. А. с. 1181742 А. СССР. МКИ В21 D13/04. Макеев И.М., Классен Э.Я., Панкин В.А., Гесслер Ю.В., Климов Е.К., Кузьменко А.Г., Щербаков А.М. №3697180/25-27. Заявка от 06.02.84; Оpubл. 30.05.85, Бюл. №36. – 6 с.

71. Марчук Г.И. Методы вычислительной математики. – М.: Наука, 1977. – 456 с.

72. Авицур П., Пахля Д. Применение метода верхней границы к задачам плоской деформации при использовании полей скоростей прямолинейного и вращательного движения // Труды американского общества инженеров-механиков. Конструирование и технология машиностроения. – 1986. – №4. – С.146-178.

73. Джонсон В., Кудо Х. Механика процессов выдавливания. – М.: Металлургия, 1965. – 174 с.

74. Качанов Л.М. Основы теории пластичности. – М.: Наука, 1969. – 420 с.

75. Колмогоров В.Л. Механика обработки металлов давлением. – М.: Металлургия, 1986. – 688 с.

76. Теорияковки и штамповки // Е.П. Унков, У. Джонсон, В.Л. Колмогоров, В.А. Огородников и др. Под общей ред. Е.П. Ункова, А.Г. Овчинникова. – М.: Машиностроение, 1992. – 720 с.

77. Гун Г.Я. Математическое моделирование процессов обработки металлов давлением. – М.: Металлургия, 1983. – 352 с.

78. Евстратов В.А. Теория обработки металлов давлением. – Харьков: Вища школа, 1981. – 248 с.

79. Тарновский И.Я. Теория обработки металлов давлением (теория пластичности). – М.: Metallurgy, 1980. – 456 с.

80. Зенкевич О., Морган К. Конечные элементы и аппроксимация. – М.: Мир, 1986. – 318 с.

81. Гидропрессование труб / В.Ф. Балакин, Г.А. Фень, В.И. Кузьменко и др. – К.: Техніка, 1986. – 136 с.

82. Поздеев А.А., Няшин Ю.И., Трусов П.В. Остаточные напряжения: теория и приложения. – М.: Наука, 1982. – 112 с.

83. Сегал В.М. Технологические задачи теории пластичности. – Минск: Наука и техника, 1977. – 256 с.

84. Столбов В.Ю., Дударь О.И., Девятков В.В. Влияние скорости прессования и угла конусности матрицы на изотермический процесс прямого выдавливания полого цилиндра // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1986. – №6. – С.46-49.

85. Поздеев А.А., Трусов П.В., Няшин Ю.И. Большие упругопластические деформации. – М.: Наука, 1986. – 232 с.

86. Рвачев В.Л. Теория R-функций и некоторые ее приложения. – К.: Наукова думка, 1982. – 552 с.

87. Рвачев В.Л., Проценко В.С. Контактные задачи теории упругости для неклассических областей. – К.: Наукова думка, 1977. – 235 с.

88. Лимберг Э.А. Использование R-функций в технологии пластического формоизменения // Обработка металлов давлением в машиностроении. – Харьков, 1985. – Вып.21. – С.67-70.

89. Рвачев М.А. Структурный метод расчета напряжений по деформированной координатной сетке. – Винница, 1985, Деп. в УКРНИИТИ 24.06.05, №1405 - Ук-85. – 7с.

90. Огородников В.А., Рвачев М.А., Гайдамак О.Л. Выдавливание инструментальных сталей // Кузнечно-штамповочное производство. – 1987. – №8. – С.8-11.

91. Попов Е.А. Основы листовой штамповки. – М.: Машиностроение, 1968. – 283 с.

92. Ренне И.П. Пластический изгиб листовой заготовки // Труды Тульского механического института. – Вып.4. – М.: Оборонгиз, 1950. – С.23-28.

93. Хилл Р. Математическая теория пластичности. – М.: Издательство иностранной литературы, 1955. – 328с.
94. Дель Г.Д., Огородников В.А., Нахайчук В.Г. Критерий деформируемости металлов при обработке давлением // Изв. вузов. Машиностроение. – 1975. – №4. – С.135-140.
95. Сивак И.О. Пластичность металлов при холодной пластической деформации // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні. – Краматорськ–Слов'янськ: ДДМА. – 2000. –С.168-171.
96. Огородников В.А. Деформируемость металлов при холодной объемной штамповке // Труды Всесоюзн. научн.-техн. конф. “Пути совершенствования технологии холодной объемной штамповки и высадки”. – Омск. – 1978. – С.17-19.
97. Дель Г.Д. Пластичность деформированного металла // Физика и техника высоких давлений. – 1982. – №11. – С.28-32.
98. Мишулин А.А., Михалевиц В.М. Совершенствованиековки на основе описания деформационной анизотропии пластичности // Оптимизацияковки на автоматизированных ковочных комплексах. – М.: ЦНИИТМАШ. – 1982. – №173. – С.144-161.
100. Михалевиц В.М. Тензорні моделі накопичення пошкоджень. – Вінниця: Універсум–Вінниця, 1998. – 343 с.
101. Coulomb С. Theorie des machines simples. – Memorie de Mathematique et de Phisique de l'Academie Royale. Paris, 1785. – P.161-342.
102. Чумадин А.С., Ершов В.И., Зияя Д. Влияние гидростатического давления на предельные возможности деформирования при листовой штамповке // Кузнечно-штамповочное производство. – 1990. – №9. – С.21-24.
103. Исаченков Е.И. Контактное трение и смазки при обработке металлов давлением. – М.: Машиностроение, 1978. – 208 с.
104. Тришевский И.С., Клепанда В.В., Хижняков Я.В. Холодногнутые гофрированные профили проката. – К.:Техніка, 1978. – 272 с.
105. Алексеев Ю.Н., Тришевский О.И., Крюк А.Г. Исследование напряженно-деформированного состояния металла при формовке продольных периодически повторяющихся гофров // Гнутые профили

проката. – Харьков: изд-во УкрНИИМета. – 1977. – С.44-50.

106. Тришевский О.И., Полстянкин Е.Г., Крюк А.Г. Комбинированная технология изготовления гнутых профилей настилов с поверхностью противоскольжения // Сталь. – 1975. – №4. – С.339-343.

107. Попов Е.А. Основы теории листовой штамповки. – М.: Машиностроение, 1977. – 278 с.

108. Сивак И.О., Савуляк В.В. Получение гофрированных заготовок методами локальной пластической деформации // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні. – Краматорськ: ДДМА. – 2003. – С.392–394.

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

110. Сивак И.О., Савуляк В.В. Штампування гофрованих заготовок з використанням гідростатичного підпору // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні. – Краматорськ: ДДМА. – 2004. – С.331–335.

111. Савуляк В.В. Штампування гофрованих заготовок малих радіусів кривизни з використанням гідростатичного підпору // Вісник ВПШ. – 2004. – №5. – С.74-76.

112. M.J. Zehetbauer, H.P.Stüwe, A. Vorhauer, E. Schaffer and J. Kohout. The role of hydrostatic pressure in severe plastic deformation // ADVENGMAT. – 2004. – Vol.5, N5. – P.330-336.

113. Сивак И.О., Савуляк В.В. Дослідження процесу виготовлення гофрованих заготовок // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні. – Краматорськ: ДДМА. – 2005. – С.287–290.

114. Савуляк В.В. Деформація і напружений стан тонколистових матеріалів в процесі формування гофрів // Вісник Донбаської державної машинобудівної академії. – 2006. – №1 (3). – С.48-53.

115. Журавлев В.Н., Николаева О.И. Машиностроительные стали. Справочник. Изд. 3-е, перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1981. – 391 с.

116. Хван Д.В. Технологические испытания металлов. – Воронеж: Издательство Воронежского университета, 1992. – 152 с.

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

118. Смирнов-Аляев Г.А. Механические основы пластической обработки металлов. – Л.: Машиностроение, 1968. – 272 с.

119. Бокштейн Б.С., Копецкий Ч.В., Швиндлерман П.С. Термодинамика и кинетика границ зерен в металлах. – М.: Металлургия, 1985. – 224 с.

120. Jones D.A., Mitchell J.W. // *Phil.Mag.*, –1958. – Vol.3, N1.

121. Конрад Г. Текучесть и пластическое течение о.д.к. металлов при низких температурах. Материалы конференции «Структура и механические свойства металлов» – М.: Металлургия, 1967. – С. 225-254.

122. Савуляк В.І., Чорна Г.О., Савуляк В.В. Експериментальне дослідження зносостійкості металокарбідних покриттів // *Проблеми трибології*. – 2001. – №2. – С.22-25.

123. Savulyak V.I., Cherna G.A., Savulyak V.V. Experimental investigation of composite coating wear resistance // *Матеріали міжнародної конференції “Technomus XI”*. Romaniya, Suceava, 2001. – P. 99-102.

124. Леонардо да Винчи. О себе и о своей науке. –М.: Academia, 1932.

125. De la Hire *Memories de l'Academie Royale*, 1700.

126. Leibnitz G.W. *Tentanecy de natura et remedlic resisten riarum in machines*. –Paris, 1706.

127. Euler L. *Sur le frottement des corps solids*. *Historie de l'academie Roual a Berlin*, 1748.

128. Coulomb C. *Theorie des machines simples*. – *Memorie de Mathematique et de Phisique de l'Academie Royale*. – Paris, 1785. – P.161-342.

129. Leslie I. *An experimental inquiry into the nature and propagation of heat*. – *Edinburg*, 1804.

130. Вышнеградский И.А. *Элементарная механика*. – СПб, 1850.

131. Котельников Е.Г. *Общий курс механики*. – СПб, 1877.

132. Мерцалов Н.И. *Динамика механизмов*. –М., 1913.

133. Пальшау А. *Начало механика*. –Харьков, 1885.

134. Conti P. *Sulla Resistenza di attrito*. *Royal Academia dei Lincei*, V. 2, 1875.

135. Gumbel L. Reibung und Schmierung im Maschinenbau. – Berlin, 1925.
136. Steiny R.P. Friction and Wear of Singl Crystals. // Wear. – 1964. – V.7, N1.
137. Кузнецов В.Д. Заметка о внешнем сухом трении // Журнал прикладной физики. – 1927. – Т.4, вып. 2.
138. Кузнецов В.Д. Физика твердого тела. Т. 4. Томск, 1947.
139. Кузнецов В.Д., Бессонов Н.А., Пиченин Н.Ф. Изнашиваемость поверхности при внешнем трении в зависимости от поверхностной энергии // Журнал прикладной физики. – 1927. – Т.4, вып. 3.
140. Дерягин Б.В. Молекулярная теория трения скольжения // Журнал физической химии. – 1934, – №5. – Вып.9. – С. 1165-1171.
141. Ребиндер П.А. Адсорбционные слои и их влияние на свойства дисперсных систем // Известия АН СССР. Химическая серия. – 1936. – №5.
142. Горячкин В.П. Земледельческая механика. – Т.2. – М.: Сельхозгиз, 1938-1939.
143. Иплинский А.Ю. Трение качения // Прикладная математика и механика. Новая серия. – Т.2, вып.2, 1938.
144. Bowden F.P. The Physics of rubbing surface // Proc. Roy. Soc. – 1944. –V.78.
145. Bowden F.P., Gregory I.N., Tabor D. // Nature. –1941.
146. Bowden F.P., Tabor D. // Proc. Roy. Soc. – 1939. –V. 169.
147. Крагельский И.В. Трение и износ. –М., Машиностроение, 1968. –480с.
148. Merchant E. Chip formation friction and high quality machined surfaces. Surface Treatment of Metals, 1941.
149. Adirovich E., Blokhinzev. On the forces of dry friction // Journal of Physics. –1943. – Vol.7. –P. 29-36.
150. Tirion P. Friction of the Rubber with Other Materials // Rubb. Chem. Technology. – 1948. –V.21. –P. 505.
151. Левицкий М.П. // ДАН СССР. – 1953. –Т.92, №4. – С. 797.
152. King R., Tabor D. The Effect of the Temperature on the Mechanical Properties and the Friction of Plastics. –London, 1953.
153. Lodge A.S., Howell H.G. Friction of Elastic Solid // Proc. Phys. Soc. – 1954. –V.67.

154. Spurr R.T. The Ploughing Contribution to Friction // *Brit. J. Appl. Phys.* –1956. –V.7.
155. Епифанов Г.И. // В сб.: Исследования физики твердого тела. – М.: изд-во АН СССР, 1957, с.60.
156. Ling F.F., Saibel K. On the Kinetic Friction between Unlubricated Metallic Surfaces // *Wear.* – 1957. –V.1, N1. – P. 167-172.
157. Rubinstein C. The coefficient of friction of metals // *Wear.* – 1958. – V.2, N.2. P.142-150.
158. Исаченков Е.И. Контактное трение и смазка при обработке металлов давлением. – М.: Машиностроение, 1978. – 208 с.
159. Исаченков В.Е., Исаченков Е.И. Обобщение теории трения при обработке металлов давлением // *Кузнечно-штамповочное производство.* – 1972. – №12. – С.18-21.
160. Лонге-Хиггинс М.С. Статистическая геометрия случайных поверхностей // *Гидродинамическая неустойчивость.* – М., 1964. – С.124-167.
161. Longuet-Higgins M.S. Statistical properties of an isotropic random surface // *Philos. Transac. of the R. Soc.* –1957. – ser. A. – V.250. – P.157-174.
162. Longuet-Higgins M.S. The statistical analysis of a random, moving surface // *Philos. Transac. of the R. Soc.* –1957. – ser. A. – V.249. – P.321-387.
163. Longuet-Higgins M.S. The statistical distribution of the curvature of a random gaussian surface // *Proc. of the Cambridge Philos. Soc.* – 1958. – V.54. – P.439-453.
164. Найак П.Р. Применение модели случайного поля для исследования шероховатых поверхностей // *Проблемы трения и смазки.* – 1971. – №3. – С.85-95.
165. Bush A.W., Gibson R.D., Thomas T.R. The elastic contact of rough surfaces // *Wear.* – 1975. – V.35. – P.87-111.
166. Beckmann G., Kleis I. *Abtragerschleiß von Metallen.* –Leipzig: Verlag für Grundstoffindustrie, 1983. – 280 s.
167. Dierich P. *Modellierung des Einflusses der Rauheit auf die Verschleißprognose: Diss. В an der Ingenieurhochschule Zittau,* 1987. – 148 s.
168. Семенюк Н.Ф. Исследование топографии поверхностей методом случайного поля и разработка расчетных методов оценки фактической

площадки контакта при трении твердых тел. Дис. ... канд. техн. наук: 05.02.04; – Якутск, 1983. – 149 с.

169. Semenjuk N.F. Entwicklung von Berechnungsverfahren der Reibungs und Verschleißtheorie mit Hilfe des Modells stochastischer Felder: Diss. B an der Technischen Hochschule Zittau. – Zittau, 1991. – 160 s.

170. Калда Г.С. Разработка методов расчета контактных перемещений и термичности металлополимерных сопряжений с помощью модели случайного поля: Дис. ... канд. техн. наук: 05.02.04; – Хмельницкий, 1989. – 184 с.

171. Бачинская Н.К. Исследования контактных характеристик шероховатых, сильно анизотропных поверхностей: Дис. ... канд. техн. наук: 05.02.04; – Хмельницкий, 1994. – 166 с.

172. Терлецкая Е.В. Исследование характеристик фрикционного упругого контакта шероховатых изотропных поверхностей: Дис. ... канд. техн. наук: 05.02.03; – Хмельницкий, 1996. – 195 с.

173. Романипина О.В. Исследования предварительного смещения упругого контакта шероховатых изотропных поверхностей: Дис. ... канд. техн. наук: 05.02.04; – Хмельницкий, 1998. – 178 с.

174. Соколан К.С. Розробка на основі теорії стохастичних процесів методу розрахунку коефіцієнта тертя ковзання беззмащувальних поршневих ущільнень. Дис. ... канд. техн. наук: 05.02.04; – Хмельницкий. 2001. – 204 с.

175. Теория прессования металлов. 2-е изд. / Перлин И.Л., Райтбарг Л.Х. – М.: Металлургия. – 1974. – 448 с.

176. Феноменологические теории прессования порошков / Штерн М.Б., Сердюк Г.Г., Максименко Л.А., Трухан Ю.В., Шуляков Ю.М. – К.: Наук. думка, 1982. – 140с.

177. Скороход В.В. Реологические основы теории спекания. – К.: Наук. думка, 1972. — 152с.

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

179. Колмогоров В.Л. Напряжения, деформации, разрушение. – М.: Металлургия, 1970. — 229с.

180. Sivak I.O. The evaluation of Deformability of the Porous Bodeis // The Bulletin of Politechnic Institute of Jassi. – 1990. – XLII (XLVI), № 3-4. – P. 607-611.

181. Моделирование процессов трения шероховатых поверхностей. И.О. Сивак, В.В. Савуляк, С.И. Сухоруков, Е.И. Сивак. // The Bulletin of Politechnic Institute of Jassi. – 2002. – XLVIII (LI), № 3-4. – P. 165-172.

182. Дербаков А.М., Москаленко І.М., Стафійчук М.С. та ін. Ножі бурякорізальні прокатані А2-ІПНІ // Цукор України. –1993. –№2. –С.25-26.

183. Пат. 2389. Україна, МКИ С13С1/08. Близнюк А.С., Законов О.П., Піддубецький П.І., Савуляк В.В., Савуляк В.І. №2003065361. Заявл.10.06.2003. Опубл. 15.03.04, Бюл. № 3. – 2 с.

184. Патент 57434. Україна. МКИ С13 С1/08. Некоз О.І., Литвиненко О.А., Некоз С.О. №2002108022. Заявка від 09.10.2002; Опубл. 16.06.03, Бюл. №6. – 2 с.

185. Патент 70201. Україна. МКИ С13 С1/08. Щербаков А.М. №20021212901. Заявка від 29.12.2003; Опубл. 15.09.04, Бюл. №9. – 2 с.

186. А. с. 1261955. СССР. МКИ С13 С1/08. Медяник А.И., Прудис Б.В. №3845303/28-13. Заявка от 22.01.85; Опубл. 07.10.86, Бюл. №37, 1986.

187. Пат. 2496. Україна. МПК С13С1/08. Близнюк А.С., Законов О.П., Піддубецький П.І., Савуляк В.В., Савуляк В.І. – №2003087726. Заявл.14.08.2003. Опубл. 17.05.04, Бюл. № 5. –2с.

188. Дель Г.Д. Технологическая механика. – М.: Машиностроение, 1978. – 174с.

189. Паршиков В.Г., Изотов В.М., Шаловалова И.И., Роберов И.Г., Кузнецов В.С. Исследование влияния условий прокатки на показатели процесса и свойства листов из сплава ТСВ-2 // Пластичность металлов и сплавов с особыми свойствами. – М.: Наука, 1982. – С.114-117.

Наукове видання

**Савуляк Віктор Валерійович
Сивак Іван Онуфрійович
Савуляк Валерій Іванович**

**ПЛАСТИЧНЕ ДЕФОРМУВАННЯ ТОНКОЛИСТОВОГО
МАТЕРІАЛУ В УМОВАХ ЗНАЧНИХ ЛОКАЛІЗАЦІЙ
ДЕФОРМАЦІЙ ТА НАПРУЖЕНЬ**

Монографія

Редактор С. Малішевська

Оригінал-макет підготовлено В. В. Савуляком

Видавництво ВНТУ "УНІВЕРСУМ-Вінниця"
Свідоцтво Держкомінформу України
серія ДК №746 від 25.12.2001 р.
21021, м. Вінниця, Хмельницьке шосе, 95
ВНТУ, ГНК, к. 114
Тел.(0432) 59-85-32

Підписано до друку 14.03.2008 р.
Формат 29,7 x 42 ¼ Папір офсетний.
Гарнітура Times New Roman.
Друк різнографічний. Ум. др. арк. 8,66
Наклад 100 прим. Зам. 2008-034

Віддруковано в комп'ютерному інформаційно-видавничому центрі
Вінницького національного технічного університету
Свідоцтво Держкомінформу України
серія ДК №746 від 25.12.2001 р.
21021, м. Вінниця, Хмельницьке шосе, 95
ВНТУ, ГНК, к. 114
Тел.(0432) 59-81-59