

РОССИЙСКАЯ АКАДЕМИЯ НАУК

ФЕДЕРАЛЬНОЕ ГОСУДАРСТВЕННОЕ БЮДЖЕТНОЕ
УЧРЕЖДЕНИЕ НАУКИ ИНСТИТУТ МЕТАЛЛУРГИИ И
МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЯ им. А.А.БАЙКОВА РОССИЙСКОЙ
АКАДЕМИИ НАУК

На правах рукописи

Парфенов Владислав Александрович

**ИССЛЕДОВАНИЕ И СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ПРОЦЕССА
ПРОШИВКИ НА ДВУХВАЛКОВЫХ ВИНТОВЫХ СТАНАХ
МОДЕЛИРОВАНИЕМ ПАРАМЕТРОВ ОЧАГА
ДЕФОРМАЦИИ ДЛЯ ОБЕСПЕЧЕНИЯ КАЧЕСТВА ГИЛЬЗ
ИЗ НЕПРЕРЫВНОЛИТЫХ ЗАГОТОВОК**

Специальность 05.16.05 - «Обработка металлов давлением»

Диссертация на соискание ученой степени
кандидата технических наук

Научный руководитель: докт. техн.
наук, проф. Шелест А.Е.
Консультант: канд. техн. наук, доц.
Чепурин М.В.

Москва 2019

Содержание

Введение	4
Глава 1. Литературный обзор.....	10
Глава 2. Разработка новой методики анализа течения металла при прошивке	25
2.1. СУЩЕСТВУЮЩИЕ МЕТОДЫ ОЦЕНКИ ТЕЧЕНИЯ МЕТАЛЛА В ПОПЕРЕЧНОМ НАПРАВЛЕНИИ ПРИ ПРОШИВКЕ	25
2.2. ПРЕДЛАГАЕМЫЙ МЕТОД ОЦЕНКИ ФОРМОИЗМЕНЕНИЯ ПРИ ПРОШИВКЕ.....	27
Глава 3. Совершенствование математической модели МЭИ	33
3.1. КОЭФФИЦИЕНТ ВЫТЯЖКИ ДО НОСКА ОПРАВКИ ПРИ ПРОШИВКЕ ЗАГОТОВОК	33
3.2. ПОПЕРЕЧНОЕ ТЕЧЕНИЕ МЕТАЛЛА	38
3.3. ЧИСЛО ЦИКЛОВ ДО НОСКА ОПРАВКИ.....	44
Глава 4. Математическое моделирование процесса прошивки заготовок	50
4.1. РАСЧЕТ РЕЖИМОВ ПРОШИВКИ СЕВЕРСКОГО ТРУБНОГО ЗАВОДА	50
4.2. ВЛИЯНИЕ ПАРАМЕТРОВ НАСТРОЙКИ СТАНА НА ДОЛЮ ПОПЕРЕЧНОЙ ДЕФОРМАЦИИ	59
4.2.1. Прошивка "на подъем", "размер в размер" и "на посад" и влияние угла подачи на тангенциальное течение металла	59
4.2.2. Положение оправки в очаге деформации при прошивке заготовок с разным обжатием в пережиме	60
4.2.3. Форма рабочего участка оправки	70
4.2.4. Форма профиля направляющих линейек.....	75
4.2.5. Оценка проработки структуры при смещении гребня линейки и разной форме выходного конуса линейки.....	82

Глава 5. Практические рекомендации по настройкам стана и их применение	88
5.1. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ ПРОВЕРКА УСОВЕРШЕНСТВОВАННОЙ МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ.....	88
5.2. ПРИМЕНЕНИЕ УСОВЕРШЕНСТВОВАННЫХ РЕЖИМОВ ПРОШИВКИ.....	92
Основные выводы по работе	94
СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ.....	96
Приложение. Описание изобретения к патенту.....	105

Введение

Интенсивное развитие машиностроения, теплоэнергетики, химической, нефтедобывающей и газовой промышленности требует не только значительного увеличения объема производства труб, но и постоянного улучшения их качества и повышения эффективности технологии. В мировой практике все большую долю труб массового назначения получают из непрерывнолитых заготовок. В СССР первый опыт использования непрерывнолитой круглой заготовки был осуществлен еще в 1955г [1]. Подробное исследование качества полученных труб показало перспективность и целесообразность использования непрерывнолитого металла в трубном производстве. Отечественные и зарубежные тенденции получения бесшовных горячекатанных труб с каждым годом увеличивают использование непрерывнолитых заготовок, что делает весьма актуальным разработку новых методов оценки воздействия пластической деформации на структуру заготовки-гильзы, учитывающих винтовое движение прошиваемой заготовки и ее циклическую деформацию.

При использовании непрерывнолитых или частично деформированных заготовок одной из актуальных задач является предварительное или полное преобразование их литой структуры. Если при продольной прокатке литая структура может быть преобразована при коэффициенте вытяжки $\mu = 8 \div 10$, то при винтовой прокатке – при $\mu \geq 4$ [2]. Можно предположить, что подобное различие при винтовом движении заготовки-гильзы объясняется развитой поперечной деформацией, которая за счет макросдвигов способствует проработке литой структуры [3, 4].

Вместе с тем, широкий диапазон изменения настроечных параметров прошивных станов вызывает определенные трудности в совершенствовании условий прошивки для достижения увеличения интенсивности поперечной деформации. В частности для процесса двухвалковой винтовой прошивки

преодоление этих трудностей возможно с помощью математической модели, которая позволяет на каждом шаге подачи рассчитывать параметры циклического формоизменения. Следует отметить, что в указанном процессе форма оправки и направляющих линеек, а также их положение в очаге деформации являются теми факторами, которые определяют условия формоизменения металла.

Поэтому детальное исследование влияния настроек стана на долю поперечной деформации на каждом шаге подачи представляется актуальным, что позволит предложить конкретные рекомендации по обеспечению качества гильз из непрерывнолитых заготовок.

Целью работы является совершенствование процесса двухвалковой винтовой прошивки, основанное на математическом моделировании параметров циклического формоизменения по длине очага деформации, обеспечивающих повышение качества гильз за счет увеличения интенсивности проработки литой структуры непрерывнолитых заготовок.

Для достижения указанной цели необходимо решить следующие задачи:

1. Разработать методику оценки интенсивности проработки литой структуры на каждом шаге подачи при прошивке на двухвалковых станах.
2. Усовершенствовать математическое описание трехмерного течения металла на каждом шаге подачи, позволяющее свести к минимуму расхождение между экспериментальными и расчетными (по математической модели) значениями площади поперечного сечения заготовки-гильзы по всей длине очага формоизменения. Обеспечить расчет характеристик очага формоизменения с учетом поперечного течения металла, позволяющих определить настроечные параметры двухвалковых прошивных станов.

3. Разработать методики расчета параметров циклического формоизменения, в том числе доли поперечной деформации, в зависимости от формы и положения направляющего инструмента (линеек) и оправки.
4. Исследовать по всей длине очага формоизменения влияние на долю поперечной деформации следующих параметров прошивки: формы и положение направляющего инструмента и оправки, угла подачи, обжатия в пережиме, диаметра заготовки.
5. Установить рациональные форму и положение направляющего инструмента, позволяющие увеличить проработку структуры непрерывнолитой заготовки, и на их основе разработать рекомендации по совершенствованию настроек промышленного стана.

Научная новизна:

1. Предложены новые аналитические зависимости для расчета доли поперечной деформации по всей длине очага формоизменения при двухвалковой винтовой прошивке.
2. Получены новые аналитические зависимости для расчета геометрических параметров очага деформации, учитывающие течение металла в поперечном направлении.
3. Определены новые аналитические зависимости для расчета профиля линейки и оправки, позволяющие оценить влияние профиля инструмента на параметры деформации.
4. Исследовано влияние на долю поперечной деформации следующих настроек стана: форма и положение направляющего инструмента (гребень линейки у носка оправки и в пережиме); форма оправки и доля оправки в конусе прошивке, составляющая от 5% до 70%; угол

подачи от 8° до 14°; обжатие в пережиме от 8% до 14%; диаметр заготовки (прошивка «размер в размер», «на посад» и «на подъем»).

Практическая значимость:

1. Усовершенствованная математическая модель МЭИ может использоваться для разработки технологий прошивки, способствующих проработке структуры гильзы.
2. Произведено совершенствование настроек стана, обеспечивающих повышение качества гильз для действующих режимов прошивки на Северском трубном заводе (ПАО «СТЗ»).
3. Разработана и запатентована новая форма направляющего инструмента, позволяющая повышать проработку структуры непрерывнолитых заготовок (патент РФ № 2518040 «Технологический инструмент для прошивки непрерывнолитых заготовок»).

Методология и методы исследования:

Для исследования процессов двухвалковой винтовой прошивки использовалось математическое моделирование.

Математическое моделирование производилось на основе усовершенствованной математической модели МЭИ. Построение профилей поперечных сечений темплетов, полученных из заторможенной заготовки-гильзы, производилось с использованием САД системы Компас-3D. Результаты моделирования хорошо согласуются с экспериментальными данными, полученными при прошивке на ПАО «СТЗ».

Основные положения, выносимые на защиту:

1. Аналитическая методика расчета течения металла в поперечном направлении при винтовой прошивке на двухвалковых станах с уточненной геометрией поперечных сечений заготовки-гильзы.
2. Методика расчета доли поперечной деформации с учетом цикличности процесса формоизменения.
3. Особенности влияния настроек стана на долю поперечной деформации по всей длине очага формоизменения.
4. Результаты совершенствования действующих режимов прошивки, основанные на применении настроек, способствующих более интенсивной проработке структуры гильзы.

Апробация работы:

Материалы диссертации доложены на следующих международных научно-технических конференциях:

- Всероссийская конференция молодых ученых «Будущее машиностроение России», Москва, МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2010 г..
- Международная научно-техническая конференция студентов и аспирантов, «Радиоэлектроника, электротехника и энергетика», Россия, Москва, МЭИ, 2011, 2012, 2013, 2014 г..
- XXXVI The International Studenta Scientific Session "The Applications of Information Technology at Metalurgy, Materials Science and Production EGINEERING Development", Poland, Czestochowa, 2012.
- IXI международный конгресс прокатчиков, Россия, Череповец, 2013 г..
- 14 International Scientific Conference entitled "New Technologies and Achievements in Metallurgy and Material Engineering", Poland, Czestochowa, 2013г..

- Российская ежегодная конференции молодых научных сотрудников и аспирантов "Физико-химия и технология неорганических материалов», Россия, Москва, ИМЕТ РАН, 2012, 2013г..

Публикации:

Основное содержание диссертационной работы представлено в 4 научных статьях, которые входят в издания, включенные в перечень ВАК.

Структура и объем работы:

Диссертация состоит из введения, пяти глав, выводов, списка литературы из 89 наименований и приложения, изложена на 108 страницах и содержит 42 рисунка и 10 таблиц.

Глава 1. Литературный обзор.

В исследовании процессов обработки металлов давлением (ОМД) существенное значение имеет вопрос о соотношении продольного и поперечного течения обжимаемого по высоте металла. Решение базируется на представлении условия постоянства объема через логарифмические коэффициенты деформации. В теории ОМД доказывается, что логарифмические коэффициенты деформации численно характеризуют относительный объем металла, смещенный, соответственно, в радиальном (по толщине стенки), поперечном и осевом направлении, а сумма этих трех коэффициентов из условия постоянства объёма равна нулю [5].

Павловым Иг.М. и Зайцевым М.Л. была сделана попытка [6] оценивать соотношения деформации при прокатке в калибрах. Тетерин П.К. предложил методику расчета поперечного течения металла при прошивке [7]. Хайкин Б.Е. и Козлов В.В. разработали универсальную формулу для расчета уширения [8]. Голубчик Р.М. и др. [9], обобщив все эти подходы, определили долю поперечного течения металла до носка оправки в зависимости от ряда факторов. Однако основная деформация на оправке не была рассмотрена.

Оригинальный метод определения показателя поперечной деформации на оправке предложен Галкиным С.П. [10]. В основу положены коэффициенты истинной деформации по трем осям. Однако автором дана оценка режимов процесса прошивки с использованием только параметров конечного формоизменения: диаметр заготовки D_z и размеров гильзы $D_g \times S_g$. В указанной работе получены зависимости деформаций от толщины стенки гильзы и отношения диаметра заготовки к диаметру гильзы. Однако оценка режимов по параметрам конечного формоизменения является оценкой только сортаментных возможностей и не учитывает историю циклической деформации в процессе прошивки. По данным работы [10] изменения углов подачи и раскатки, конусности валка, коэффициента овализации, влияющих

на цикличность процесса, не находят отражения в оценке его деформационных показателей. Кроме того, одной из целей этого исследования было определение вытяжной составляющей процесса. При решении же задач, связанных с проработкой литой структуры, вытяжка не является основным критерием.

Вместе с тем достоинством работы С.П. Галкина является оригинальное преобразование известной формулы для определения коэффициентов вытяжки при прошивке, которая позволяет выделить влияние отношения D_r/S_r . Однако, при определении доли поперечной деформации, используется отношение конечных параметров формоизменения, что позволяет оценить «вытяжную» способность рассматриваемого сортаментного случая. Были получены зависимости долей поперечной и продольной деформации от степени тонкостенности гильзы, угла подачи и отношения D_3/D_r . При всех достоинствах рассмотренной работы отметим, что анализ процесса прошивки по параметрам конечного формоизменения заготовка-гильза ($D_3 \rightarrow D_r \times S_r$) и суммарному коэффициенту вытяжки не отражает истории формоизменения металла при циклическом процессе винтовой прокатки. В действительности, изменения углов подачи, раскатки и конусности вала, также коэффициентов овализации влияют на параметры циклического формоизменения по длине очага деформации.

В связи с этим несомненный интерес представляет определение коэффициентов деформации (обжатие, вытяжка и тангенциальная составляющая) на каждом единичном обжатии при винтовом движении прошиваемой заготовки.

При рассмотрении винтового движения заготовки до носка оправки коэффициент вытяжки определяют, как отношение:

$$\mu_0 = \frac{D_3^2}{D_0^2},$$

где D_3 и D_0 – диаметры исходной заготовки и заготовки перед носком оправки соответственно [11, 12].

Фактически же заготовка с момента входа в очаг деформации не является кругом. В литературе для описания профиля поперечного сечения было предложено учитывать явление «наката» [13].

Отметим, что такой подход для расчёта контактной поверхности не учитывает физические условия процесса: точке отрыва в i -том поперечном сечении будет соответствовать значение скорости деформации

$$\dot{\varepsilon}_i = \frac{d\varepsilon}{d\tau} = 0.$$

Другой попыткой определения контактной поверхности является решение П.К.Тетерина [7], который предложил учитывать долю металла q_m , идущего на уширение («накат») (рис. 1.1). Такой подход физически более обоснован. Однако, методики как практически рассчитывать значение μ_0 с учётом влияния величины q_m в работе [7] не получено.

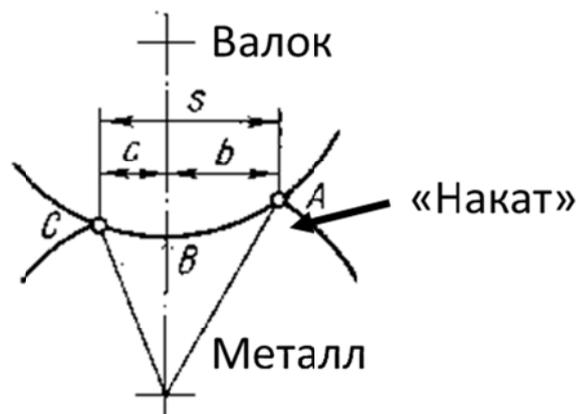


Рис. 1.1. Схема касания вала с металлом при прошивке на двухвалковом стане

Трёхмерное течение металла при продольной прокатке рассмотрено Иг.М.Павловым [14].

Процесс прошивки с использованием гиперболы деформации Иг.М.Павлова [15] представлен в работах Н.С.Кирвалидзе [13] и В.М.Друяна [16]. Однако полученные в этих работах зависимости (рис. 1.2а) носят качественный характер, хотя в работе [13] сделана попытка связать течение металла в продольном и поперечном направлениях с появлением дефектов на гильзах (рис. 1.2б).

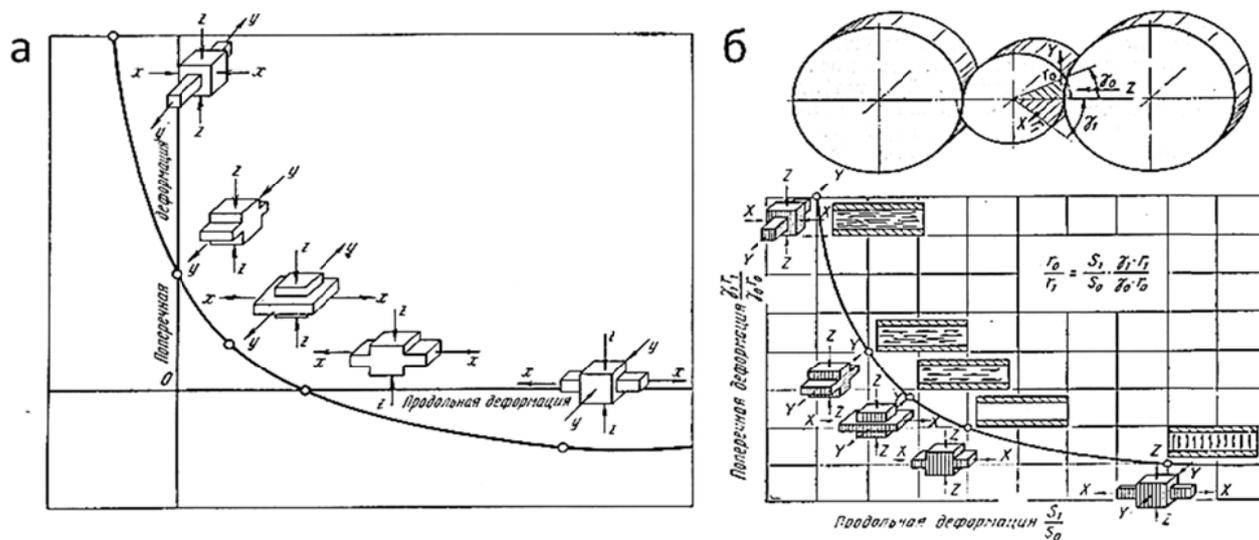


Рис. 1.2. Гипербола деформации Иг.М. Павлова.
 (а) Механизм образования дефектов на внутренней поверхности гильз.
 (б) Появление дефектов в зависимости от течения металла

Отметим, что аналитически необходимо учитывать особенности деформации трубчатого сечения, (рис. 1.3), которое не может быть представлено в виде гиперболы Иг.М.Павлова [15].

Если же известна доля металла, идущего на «уширение», то можно более точно определить значение μ_0 .

Знание коэффициента вытяжки μ_0 до носка оправки позволило бы более точно вычислить число циклов до этого сечения, что представляет несомненный интерес, так как влияет на пластичность материала прошиваемой заготовки (рис. 1.4) [17, 18].

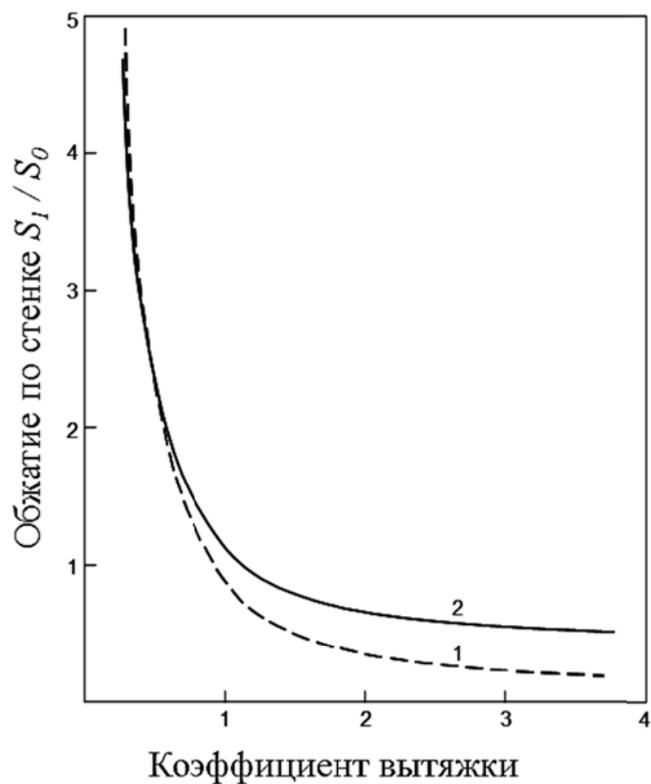


Рис. 1.3. Зависимость продольной деформации от изменения толщины стенки при постоянном обжатии по диаметру (отношение наружных 1 и средних 2 диаметров) [18]

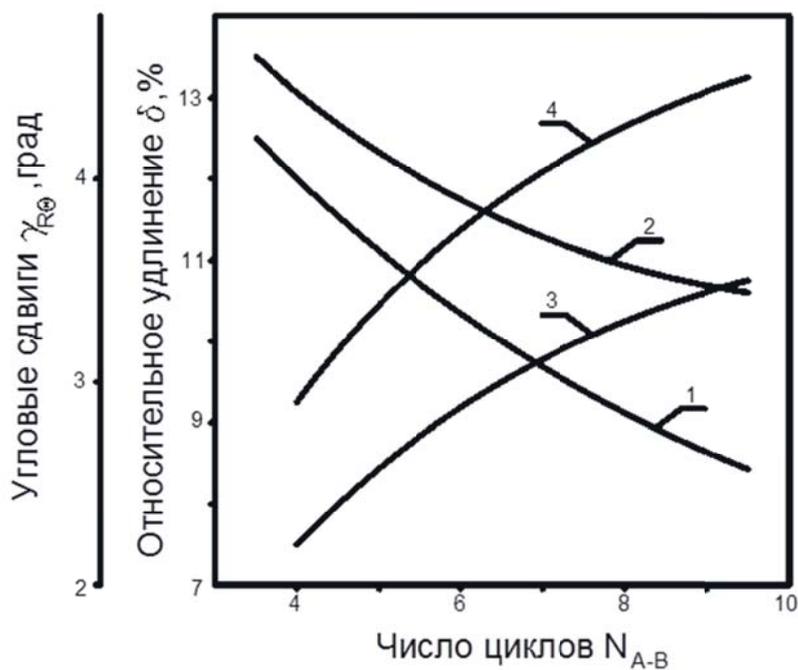


Рис. 1.4. Влияние числа единичных обжатий до носка оправки N_{A-B} на пластичность δ (кривые 1 и 2) и дополнительные угловые сдвиги γ_{RQ} (кривые 3 и 4) при коэффициенте вытяжки $\mu=2$ (кривые 1 и 3) и $\mu=3,5$ (кривые 2 и 4) [17]

О важности учёта числа циклов и других параметров циклического формоизменения и их влияния на процесс прошивки указано во многих ранее

проведенных исследованиях. В работах [18, 19] причины разрушения объяснялись с позиций малоциклового усталости, зависящей от числа циклов. В работах Я.С.Финкельштейна [20, 21] многие вопросы объяснены в зависимости от числа циклов. Отметим, что автором значения числа шагов были получены экспериментальным путем через анализ винтовых линий на недокатах – заторможенных в стане заготовках. Однако, как показывает анализ работ [20, 21] аналитического решения не было получено, о чем свидетельствует рис. 1.5, взятый с обозначениями автора.

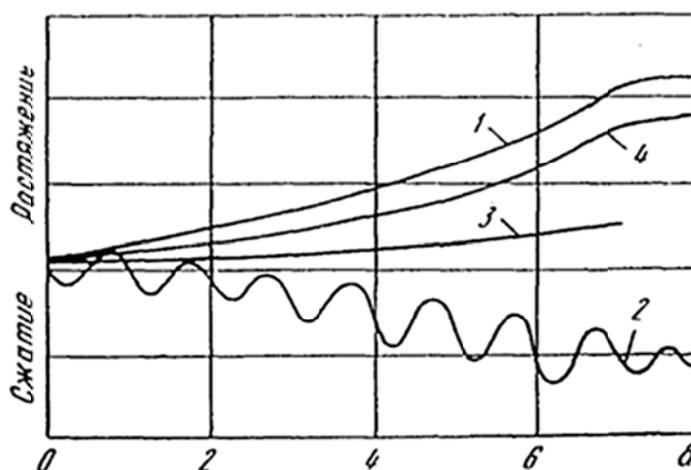


Рис. 1.5. Изменение осевой (1) и радиальной (2) деформаций, частного (3) и общего (4) обжатий в зависимости от числа циклов обжатия n (Я. С. Финкельштейн)

Как следует из рис. 1.5, где по оси абсцисс отложены номера циклов, приведенные данные являются схемой, а представленный характер изменения радиальной деформации (кривая 2) является ошибочным: спад радиальной деформации между циклами не относится к остаточной деформации [20].

Другим подходом к определению шага подачи является графический метод И.Н.Потапова [22, 23] (рис. 1.6). Достоинством метода является попытка автора выразить объем очага деформации через объемы подач и шаги подач. Однако из схемы (рис. 1.6) не следует, что объемы подач по длине очага постоянны. Тогда не совсем ясно, соблюдается ли при винтовой прокатке закон постоянства секундных объемов.

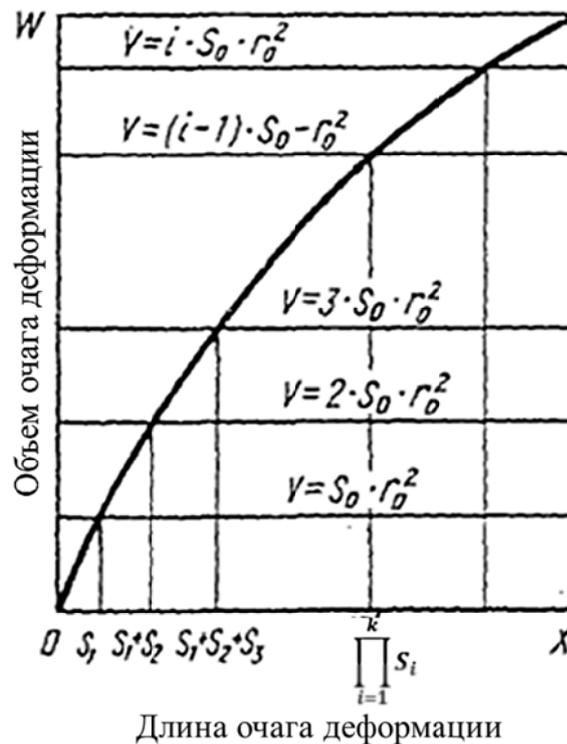


Рис. 1.6. Схема к графическому определению шагов подачи в очаге деформации (И.Н.Потапов)

В связи со сложным винтовым движением прошиваемой заготовки до последнего времени не было получено аналитического выражения для определения шага подачи, хотя неоднократно предпринимались попытки решить эту задачу. Общим недостатком таких работ [24–29] является желание получить аналитическое выражение для определения шага подачи в явном виде.

Однако, для получения подобного выражения требуется знать изменение коэффициента вытяжки (или площади поперечного сечения) вдоль очага деформации [30, 31]. Именно не учет изменения коэффициента вытяжки на шаге подачи делает аналитические выражения неточными, а на участке после встречи заготовки с оправкой предложенные выражения дают большую погрешность.

При решении задач об объемном напряженном состоянии [12, 32] при винтовой прокатке методами экспериментальной механики В.А.Белевитиным опытным путем были получены значения шагов подачи. Однако ценность

этих результатов распространяется только на условия опытов винтовой прокатки образцов из сплавов на основе свинца.

Косвенной попыткой вести анализ процесса винтовой прокатки через соотношение коэффициентов деформации по осям являются исследования [13, 17, 33], основанные на разработках Иг.М.Павлова [14, 15].

Более интересная попытка сделана Н.С.Кирвалидзе [13, 33], где на рис. 1.2б по осям координат отложены коэффициенты деформации за один цикл (рассмотрены соседние циклы). Непонятной является причина появления продольных и поперечных внутренних плен при показанных на рис. 1.2 б схемах деформации для сплошной заготовки. В действительности при анализе полых тел, как следует из известного выражения для определения коэффициента вытяжки, уравнение гиперболы неприменимо [18]: более правильно описывать формоизменение уравнением дробно-рациональной функции.

Целесообразность рассмотрения именно циклического формоизменения при поперечной и винтовой прокатке показана также в работах Ю.Л.Урина, В.Л.Колмогорова [34, 35] и В.К.Воронцова [36, 37]. Однако в исследовании [35] рассмотрен процесс только поперечной прокатки, а выводы работ [36, 37] для горячей обработки металлов давлением неприменимы, так как не учитывают разупрочняющих процессов, роль которых при винтовой прокатке наглядно показана в исследовании [38].

Правомерность анализа процесса винтовой прокатки через параметры циклического формоизменения подтверждает и тот факт, что кроме получения заданных размеров большее значение приобретает воздействие на структуру металла, зависящее именно от режима единичных обжатий. Подтверждением этого служат работы В.А.Жаворонкова [39, 40], в которых наглядно показано, что литая структура при винтовой прокатке может быть устранена при значительно меньших коэффициентах суммарной вытяжки, чем при продольной прокатке.

Более подробно влияние винтовой прокатки на структурные изменения в сталях и сплавах установлено в работах [28, 41, 42], позволившие внедрить новые режимы прокатки различных сталей и титановых сплавов, а также создать станы радиально-сдвиговой (терминология авторов) прокатки.

Положительное влияние винтовой прокатки отмечено в работах [43–46], в которых получено улучшение структуры металла, в том числе и непрерывнолитых заготовок. К сожалению, авторы этих работ, изменяя параметры настройки (например, угол подачи) не уделили достаточного внимания влиянию цикличности процесса винтовой прошивки заготовок, а так же в этих экспериментах не всегда настройка стана была одинакова.

Особенности винтовой прокатки (соотношение окружной и осевой скоростей, форма очага деформации) способствуют макро-сдвиговым процессам, которые, как показано для процессов ковки в работах В.А.Тюрина [3, 47], обуславливают улучшение внутреннего строения деформируемого металла.

Более обоснованно определять цикличность процесса через объемы подач, исходя из условия постоянства секундных объемов. Впервые эта идея П. Т. Емельяненко [24] рассмотрена П.К.Тетериным при определении профиля рабочей части оправки в работе [44] и в его докторской диссертации [48]. Эти же подходы нашли свое отражение в последующих монографиях П.К.Тетерина [7, 49]. Однако во всех перечисленных работах [7, 48–50] отсутствуют данные о численной реализации предлагаемого подхода.

Указанный подход был реализован в работе [51] и развит в диссертациях [30, 31]. В этих исследованиях вычисляли объем подачи на выходе гильзы из валков. Геометрически сечение выхода находится без больших затруднений. Кинематика процесса с учетом коэффициента осевой скорости η_{oz} позволяет определить осевую скорость сечения гильзы на выходе из очага деформации (отрыв от валков из геометрических соотношений с учетом сложного пространственного положения очага

деформации), используя гипотезу постоянства секундных объёмов найти время одного цикла за $2\pi/n$ часть оборота заготовки (где n – число рабочих валков).

Одними из первых работ, в которых численно определены параметры циклического формоизменения, были исследования [9, 52, 53], в которых более точно найдены единичные обжатия. Достоинством этих работ состояло в том, что в них были получены численные значения трещиноватости ψ по В.Л.Колмогорову [35, 36, 54–56] для процесса прошивки заготовок.

Однако при определении такого базового параметра, как шаг подачи, авторы работ [9, 52, 53] допустили такие же неточности, что и в рассмотренных ранее работах [24–29].

Более правильный подход, основанный на постоянстве объёмов подач по длине очага деформации [7, 48–50], был использован в работах [30, 31, 51], что позволило численно определить параметры циклического формоизменения и разработать практические рекомендации [57–60].

Несмотря на целый ряд достоинств, решения задачи об определении параметров циклического формоизменения в работах [30, 51] были сделаны при допущениях, снижающих точность конечных результатов. Прежде всего, в работах [30, 51] в качестве закона изменения коэффициента овализации ξ по длине очага деформации была принята линейная аппроксимация экспериментальной кривой из работы [28].

Одной из причин принятия такого закона изменения ξ в направлении длины очага деформации явилось то, что отсутствовали решения, позволяющие определить продольную границу очага деформации при контакте с направляющим инструментом (линейкой).

В работах [31, 57–61] были найдены точки встречи заготовки с линейкой и выхода гильзы из контакта с линейкой. На контактном участке определены расстояния между линейками и найдено изменение коэффициента овализации по всей длине. До подхода заготовки к линейке

круглая заготовка ($\xi = 1$) овализируется до значения ξ_i равного отношению текущих расстояний между направляющими линейками и рабочими валками. После выхода из контакта с линейкой коэффициент овализации гильзы уменьшается от значения ξ_i до $\xi = 1$ в сечении выхода гильзы из валков. Погрешность при определении ξ_i в ранее проведенных исследованиях искажала рассчитываемую площадь поперечного сечения F_i , распределение коэффициента вытяжки μ_i по длине очага деформации и, следовательно, длину шага подачи S_i и другие параметры циклического формоизменения.

Другим ограничением не только работ [30, 51], но и других исследований, в которых определяли какие-либо параметры циклического формоизменения [24–29], является определение ширины площади контактной поверхности по формуле Грубера-Целикова, выведенной для процесса поперечной прокатки. Попытки внести в эту формулу уточнения в виде коэффициента овализации [25, 62] исходили из схемы процесса поперечной прокатки.

Еще в монографии П.Т.Емельяненко [24] было показано, что при винтовом движении заготовки ширину контактной поверхности нужно определять с учетом характера перемещения точки заготовки по винтовой линии на поверхности валка. Если бы эта величина была известна, то именно от нее можно делать пересчет на сечение, нормальное оси прошиваемой заготовки. В работе [13] приведены примеры решения подобной задачи.

Попытки анализировать процесс винтовой прокатки через циклы обжатия предпринимались неоднократно. В работах Я. С.Финкельштейна [20, 21, 63] путем решения общих уравнений силового равновесия для элемента деформируемой заготовки были выявлены пути интенсификации процесса. Интересные результаты были получены В.М.Друяном с использованием системного анализа для процессов раскатки [16]. Подобный подход применил М.И.Ханин [64], который из анализа силового

взаимодействия, аналогичного методу работы [63], сформулировал оригинальные рекомендации по направляющему инструменту.

Однако исследования [16, 63, 64] позволили провести только качественный анализ. Кроме того, в работе [64] в качестве меры накопленной степени деформации использован коэффициент истинной деформации по радиусу $\ln(r_i/r_0)$. Сразу укажем, что учет изменения размеров только по одной из осей может привести к значительным ошибкам. Необходимо учитывать изменение размеров по всем трем осям прошиваемой заготовки на объеме подачи.

Наиболее полные исследования параметров циклического формоизменения, связанные с режимами прошивки заготовок, сделаны Меркуловым Д. В. [31, 61] и позднее Чепуриным М. В. [65]. В этих работах использовалась математическая модель МЭИ, базирующаяся на рассмотрении процесса прошивки, как процесса с циклическим формоизменением, где шаг цикла определяется из условия постоянства объема. Впервые эта идея рассмотрена Тетериным П. К. при определении профиля рабочей части оправки в работе [50] и в его докторской диссертации [48]. Эти же подходы нашли свое отражение в последующей монографии Тетерина П. К. [49] Указанный подход был реализован в работе [51] и развит в диссертации [66]. В этих исследованиях вычисляли объем подачи на выходе гильзы из валков. Математическая модель МЭИ позволяет рассчитывать параметры циклического формоизменения, однако она описывает поперечное сечение заготовка-гильза без учета металла, наплывающего на валки, что дает погрешность до 3 % при расчетах параметров циклического формоизменения. Следует отметить также, что данная модель не содержит расчета доли поперечной деформации по шагам подачи.

Ранее в работах [61, 67] в математическую модель МЭИ были внесены уточнения для учета действия линеек. Однако, не рассматривался случай линеек с криволинейной вогнутостью.

Предпринималось несколько попыток теоретически определить оптимальный профиль рабочего участка оправки. П. Т. Емельяненко [24] была получена зависимость для расчета профиля рабочего участка оправки, выведенная из условия постоянства вытяжек вдоль очага деформации, О. А. Пляцковским была предложена зависимость, выведенная из условия постоянства относительного уменьшения площади. Решения П. Т. Емельяненко и О. А. Пляцковского были рассмотрены П. К. Тетериным [24], которым было показано, что они не удовлетворяют исходным предпосылкам. П.К.Тетериным были получены уравнения кривой изменения толщины стенки по длине рабочего участка, отвечающие любому заданному закону распределения частного обжатия стенки и относительного частного обжатия стенки по длине очага деформации. Отметим, что в рассмотренных работах не приведены результаты расчетов, которые с учетом винтового движения заготовки имеет важные особенности; так же в работе П.К.Тетерина не была учтена овализация заготовки в процессе прошивки.

Из анализа литературы можно сделать следующие основные выводы:

1. В существующей математической модели МЭИ расчет поперечного сечения заготовки-гильзы производился через эквивалентные эллипсы, без учета, наплывающего на валки металла.
2. Расчет доли поперечной деформации проводился по параметрам конечного формоизменения без учета истории формоизменения при циклическом процессе винтовой прокатки.
3. Отсутствуют исследования по влиянию на долю поперечной деформации таких параметров как форма и положение направляющего инструмента и оправки, угол подачи, величин обжатия и

коэффициентов овализации, оказывающих существенное влияние на истечение металла в поперечном направлении.

На основе этого целью настоящей работы является совершенствование процесса двухвалковой винтовой прошивки, основанное на математическом моделировании параметров циклического формоизменения по длине очага деформации, обеспечивающих повышение качества гильз за счет увеличения интенсивности проработки литой структуры непрерывнолитых заготовок.

Для достижения указанной цели необходимо решить следующие задачи:

1. Разработать методику оценки интенсивности проработки литой структуры на каждом шаге подачи при прошивке на двухвалковых станах.

2. Усовершенствовать математическое описание трехмерного течения металла на каждом шаге подачи, позволяющее свести к минимуму расхождение между экспериментальными и расчетными (по математической модели) значениями площади поперечного сечения заготовки-гильзы по всей длине очага формоизменения. Обеспечить расчет характеристик очага формоизменения с учетом поперечного течения металла, позволяющих определить настроечные параметры двухвалковых прошивных станков.

3. Предложить методики расчета параметров циклического формоизменения, в том числе доли поперечной деформации, в зависимости от формы и положения направляющего инструмента (линеек) и оправки.

4. Исследовать по всей длине очага формоизменения влияние на долю поперечной деформации следующих параметров прошивки: формы и положение направляющего инструмента и оправки, угла подачи, обжатия в пережиме, диаметра заготовки.

5. Установить рациональные форму и положение направляющего инструмента, позволяющие увеличить проработку структуры

непрерывнолитой заготовки, и на их основе разработать рекомендации по совершенствованию настроек промышленного стана.

Глава 2. Разработка новой методики анализа течения металла при прошивке

2.1. Существующие методы оценки течения металла в поперечном направлении при прошивке

Рассмотрим существующие методы оценки поперечного течения металла по параметрам конечного формоизменения.

Конечное формоизменение металла при прошивке сплошной заготовки диаметром d_0 в полу югу гильзу диаметром d_1 и толщиной стенки s , характеризуется следующими безразмерными факторами:

-коэффициентом обжатия по диаметру $\eta = \frac{d_0}{d_1}$;

-относительным диаметром прошиваемой гильзы (фактором тонкостенности) $\frac{d_1}{s}$;

Логарифмические коэффициенты деформации функционально связаны с безразмерными факторами прошивки соотношениями [68]:

$$\ln \frac{1}{\lambda} = \ln \eta \cdot \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{d_1}{s}\right) \quad (2.1)$$

$$\ln \theta = \ln \frac{2 \cdot \left(\frac{d_1}{s} - 1\right)}{\eta \cdot \frac{d_1}{s}} \quad (2.2)$$

$$\ln \mu = \ln \frac{\eta^2 \cdot \frac{d_1^2}{s}}{4 \cdot \left(\frac{d_1}{s} - 1\right)} \quad (2.3)$$

Выражения, стоящие под логарифмами, представляют собой соответственно коэффициенты: обжатия по толщине стенки; окружной деформации и вытяжки.

Закон постоянства объема можно представить в виде:

$$\ln \theta + \ln \mu = \ln \frac{1}{\lambda} \quad (2.4)$$

При прошивке наибольшую абсолютную величину имеет логарифмический коэффициент уменьшения толщины стенки (правая часть последнего неравенства). Объем, смещенный по высоте, распределяется между объемами, смещенными в поперечном и осевом направлениях (левая часть равенства).

Для определения соотношения между смещенными объемами составим уравнение постоянства объема в виде баланса логарифмических коэффициентов (баланса смещенных объемов), разделив правую и левую часть на $\ln \frac{1}{\lambda}$

$$\frac{\ln \theta}{\ln \frac{1}{\lambda}} + \frac{\ln \mu}{\ln \frac{1}{\lambda}} = 1 \quad (2.5)$$

Первое слагаемое в левой части описывает поперечное течение металла, определяя долю истинного обжатия по стенке (знаменатель), направленную на растяжение срединной окружности (числитель). Второе слагаемое выражает долю, обращенную в удлинение гильзы, характеризует осевое истечение металла. Введем обозначение для долей:

$$A_{\theta} = \frac{\ln \theta}{\ln \frac{1}{\lambda}} \quad (2.6)$$

$$A_{\mu} = \frac{\ln \mu}{\ln \frac{1}{\lambda}} \quad (2.7)$$

В теории сортовой прокатки отношение, характеризующее поперечную деформацию и полностью совпадающее по написанию с A_{θ} , называют показателем уширения. Соответственно, величину A_{θ} целесообразно назвать показателем тангенциальной раскатки. Для отношения A_{μ} специального термина не предусмотрено, поскольку имеет место равенство $A_{\mu} = 1 - A_{\theta}$, но по физической сущности A_{μ} является показателем продольной деформации (вытяжки).

Теоретический показатель тангенциальной раскатки A_θ для осесимметричной деформации с осевым удлинением лежит в пределах от -1 до 1. Отрицательные значения A_θ соответствуют схеме деформации с двумя главными компонентами сжатия и одной удлинения. Значения $A_\theta = -1$ приходится на случай прокатки сплошной круглой заготовки. Значению $A_\theta = 0$ отвечает плоская схема деформации с отсутствием тангенциальной раскатки и смещению всего обжимаемого объема металла в осевом направлении. При $A_\theta = 1$ отсутствует удлинение заготовки, весь смещенный по толщине стенки объем трансформируется в увеличение периметра срединной окружности.

2.2. Предлагаемый метод оценки формоизменения при прошивке

Оценка доли поперечного течения металла по параметрам конечного формоизменения не учитывает истории деформации по длине очага формоизменения, в связи с этим более правильным является оценка по параметрам циклического формоизменения.

Доля поперечной деформации A_θ показывает соотношение между поперечной и продольной деформацией. Отметим, что рассчитать коэффициент $\ln\theta$ достаточно сложно в силу особенностей течения металла при винтовой прокатке. Легче определить коэффициент радиальной деформации. Тогда из условия постоянства объема можно найти значение $\ln\theta$.

Рассмотрим возможность варианта расчета поперечной деформации A_θ по длине очага формоизменения (рис. 2.1). Штриховкой показаны объемы подач для прошивного стана Северского трубного завода. Каждый объем подачи представляет собой усеченный конус с криволинейными образующими и эллиптическими основаниями (рис. 2.2, а, б). Правомерность описания сложных поперечных сечений эллипсом доказана в работе [69].

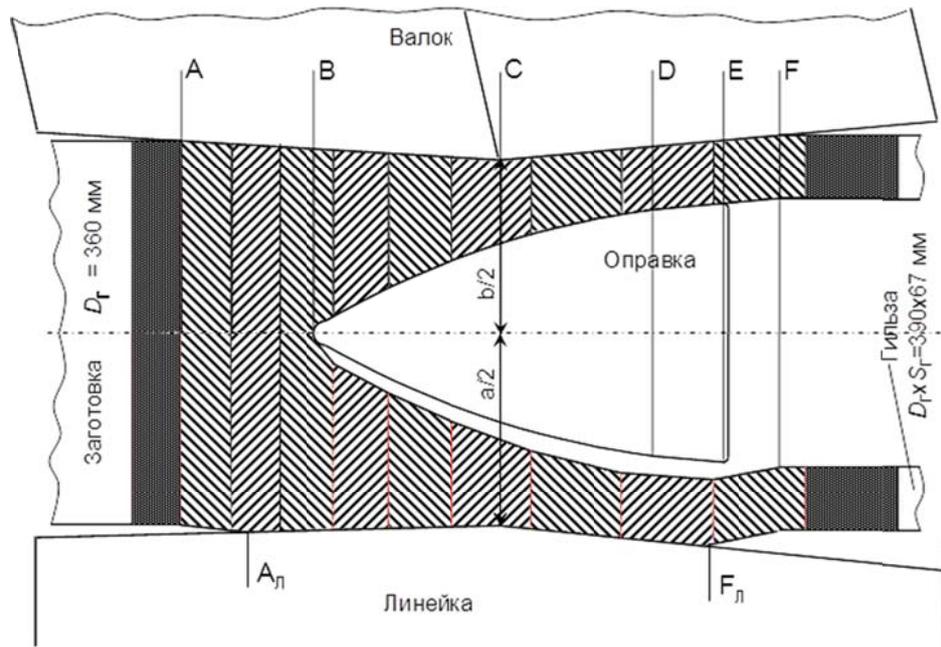


Рис. 2.1 Продольное сечение очага деформации по валку и линейке: А - вход заготовки в валки; А_л - начало контакта заготовки с линейкой; В – положение носка оправки; С - пережим валков; D и E - начало и конец калибрующего участка оправки соответственно; F_л, F - отрыв гильзы от линейки и валка; штриховкой показаны шаги подачи

Для определения коэффициентов радиальной деформации воспользуемся схемой поперечных сечений до носка оправки и после носка оправки (см. рис. 2.2, а).

Истинная радиальная деформация на шаге подачи до и после встречи с оправкой:

$$\varepsilon_r = \ln \frac{R_i}{R_{i-1} \cdot \xi_{i-1}}, \quad (2.8)$$

$$\varepsilon_r = \ln \frac{S_i}{S_{i-1}}, \quad (2.9)$$

где R и S – текущие радиус деформируемой заготовки-гильзы и толщина стенки; ξ – коэффициент овализации; i и $i-1$ - номер рассматриваемого и предыдущего сечения на шаге подачи.

Истинная осевая деформация:

$$\varepsilon_l = \ln \frac{F_{i-1} + F_i}{F_i + F_{i+1}} = \ln \frac{h_{i+1}}{h_i}, \quad (2.10)$$

где F_{i-1}, F_i, F_{i+1} – площади поперечных сечений, h_i – длина текущего шага подачи.

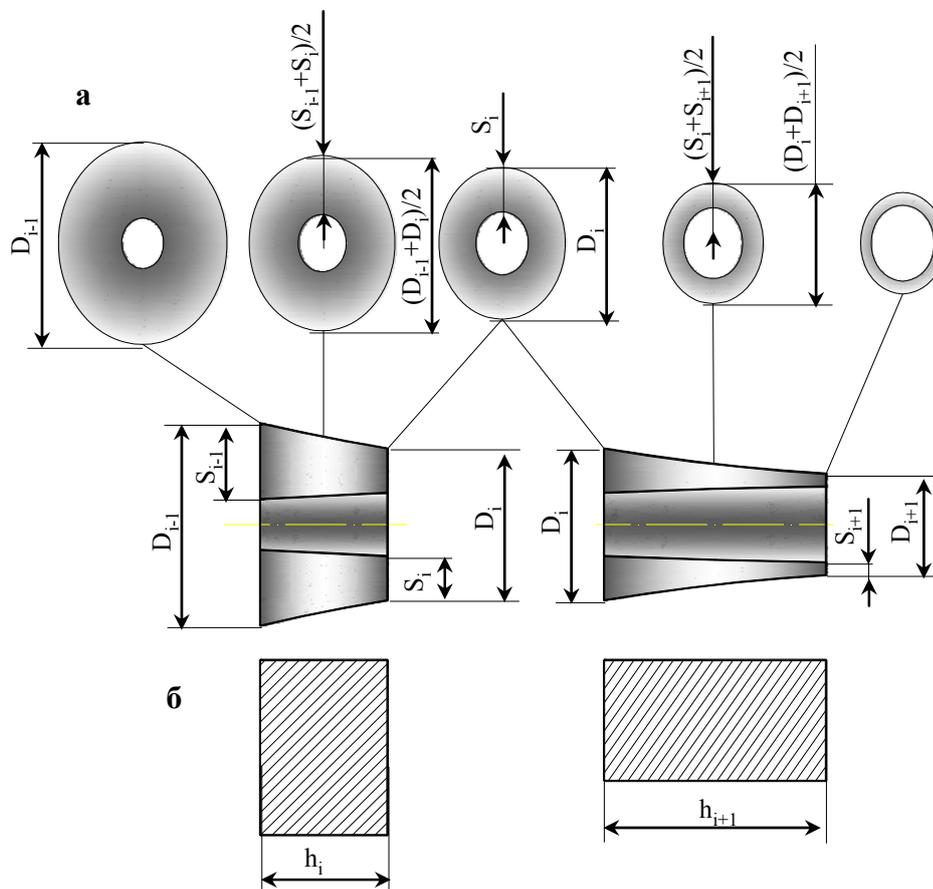


Рис. 2.2 Схемы поперечных сечений объемов подачи, обжимаемых на оправке в конусе прошивки между сечениями В и С (а) и представленных объемов подачи в виде соответствующих «разверток» полос (б)

Из условия постоянства объема тангенциальная деформация:

$$\varepsilon_\theta = -(\varepsilon_l + \varepsilon_r). \quad (2.11)$$

Доля поперечной по отношению с продольной деформацией на шаге подачи:

$$A_\theta = -\frac{\varepsilon_\theta}{\varepsilon_r} = \frac{\varepsilon_r + \varepsilon_l}{\varepsilon_r} = 1 + \frac{\varepsilon_l}{\varepsilon_r}. \quad (2.12)$$

Средняя доля поперечной деформации для рассчитываемого режима:

$$A_{\theta \text{ ср}} = \frac{\int_A^F A_{\theta} dx}{L_{A-F}},$$

где A - координата входа заготовки в очаг деформации, F – координата выхода гильзы из очага деформации; L_{A-F} – полная длина очага деформации.

Винтовую линию, по которой движется любая точка в очаге деформации применительно для каждого i -ого шага можно записать в виде параметрических уравнений:

$$x_i = a_i \cdot \cos \varphi, \quad (2.13)$$

$$y_i = a_i \cdot \xi_i \cdot \sin \varphi, \quad (2.14)$$

$$z_i = b_i \cdot \varphi, \quad (2.15)$$

где $b_i = \frac{h_i}{\pi}$, h_i -шаг подачи; ξ_i -коэффициент овализации на i -ом шаге; a_i для поверхностей, которые мы рассматриваем, находится следующим образом: для наружной поверхности $a_i = \frac{R_i + R_{i+1}}{2}$; для срединной поверхности до оправки $a_i = \frac{R_i + R_{i+1}}{4}$, после оправки $a_i = \frac{\frac{R_i + R_{i+1}}{2} - R_{i\text{вн}}}{2} + R_{i+1}$, $R_{i\text{вн}}$ -внутренний радиус заготовки; для внутренней поверхности $a_i = \frac{R_{i\text{вн}} + R_{(i+1)\text{вн}}}{2}$.

Всякая непрерывная кривая имеет длину, конечную или бесконечную. Если все функции в (2.13, 2.14, 2.15) являются функциями ограниченной вариации, то длина кривой существует и конечна. В математическом анализе выводится формула для вычисления длины s отрезка кривой, заданной уравнениями, при условии, что все три функции непрерывно дифференцируемы, поэтому мы можем найти длину винтовой линии на каждом шаге подачи по следующей формуле:

$$S_i = \int_A^B \sqrt{x'^2(\varphi) + y'^2(\varphi) + z'^2(\varphi)} d\varphi, \quad (2.16)$$

где для нашего случая $A = 0$; $B = \pi$; $x'(\varphi) = -a_i \cdot \sin \varphi$; $y'(\varphi) = a_i \cdot \xi_i \cdot \cos \varphi$; $z'(\varphi) = b_i$.

Длину в поперечном направлении на шаге подачи можно найти так:

$$S_i^{\text{попер}} = \int_A^B \sqrt{x'^2(\varphi) + y'^2(\varphi)} d\varphi, \quad (2.17)$$

где $A = 0$; $B = \pi$; $x'(\varphi) = -a_i \cdot \cos \varphi$; $y'(\varphi) = a_i \cdot \sin \varphi$.

Полная длина в поперечном направлении по всему очагу формоизменения находится как:

$$l_{\text{поп}} = \sum_{i=1}^n S_i^{\text{попер}}, \quad (2.18)$$

где n количество циклов деформации.

Для оценки режимов прошивки в качестве критерия можно взять отношение суммарной длины, прошедшей любой точкой в поперечном направлении $l_{\text{поп}}$, ко всей величине пройденной в продольной направлении $l_{\text{прод}}$:

$$K_l = \frac{l_{\text{поп}}}{l_{\text{прод}}}. \quad (2.19)$$

Найдя критерий для внутренней, срединной и внешней поверхности можно его усреднить по сечению:

$$K_{l(\text{сред})} = \frac{K_{l(\text{внут})} + K_{l(\text{средин})} + K_{l(\text{внеш})}}{3} \quad (2.20)$$

Заключение

Из приведенных выкладок следует, что расчет доли поперечной деформации является актуальной задачей, позволяющей производить оценку степени преобразования литой структуры при прошивке. Однако расчет необходимо производить не по параметрам конечного формоизменения, а по параметрам циклического формоизменения, учитывающих историю процесса деформирования в очаге формоизменения.

Указанные положения являются основой методики оценки интенсивности проработки литой структуры на каждом шаге подачи при

прошивке на двухвалковых станах с использованием критерия «доля поперечной деформации».

Таким образом, с использованием математического моделирования процесса прошивки, представляется возможным производить совершенствование режимов прошивки с использованием данного критерия, при условии, что математическая модель подтверждается экспериментальными данными.

Данное заключение является формулировкой основных направлений совершенствования математической модели МЭИ, что является одной из главных задач, поставленных в настоящей работе.

Глава 3. Совершенствование математической модели МЭИ

Для обеспечения описания более полной и точной картины формоизменения при прошивке на двухвалковых станах, на основании существующей математической модели МЭИ, произведем её усовершенствование с учетом расчета поперечных сечений заготовка-гильза по всей длине очага формоизменения.

3.1. Коэффициент вытяжки до носка оправки при прошивке заготовок

Как было показано выше при производстве труб из литой заготовки качество готовой продукции напрямую связано с величиной вытяжки при прошивке. До настоящего времени определение вытяжки при прошивке производили только с учётом течения металла в продольном направлении. Однако такой подход не соответствует особенностям реального процесса прошивки. В данной работе была сделана попытка учёта трехмерного течения металла при винтовой прокатке. Рассмотрим поперечное сечение очага деформации в той его части, где обрабатывается сплошная заготовка (до носка оправки, рис. 3.1). отождествим прошивку в конических валках с прокаткой в цилиндрических, но с равномерным сближением валков. Тогда контур боковой свободной поверхности (не под валками) будет описываться участком спирали Архимеда ($\rho=a\varphi$) [69], и его можно записать в виде соотношения:

$$\rho = r_i + \frac{r_{i-1} - r_i}{\pi - \beta} \cdot \varphi, \quad (3.1)$$

где $0 \leq \varphi < \pi - \beta$.

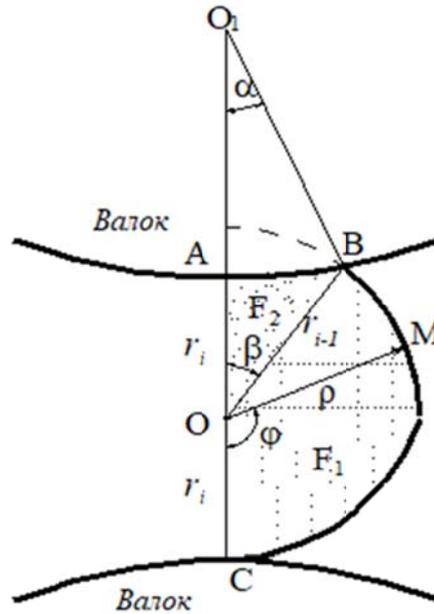


Рис. 3.1. Схема поперечного сечения заготовки

Площадь i -го сечения будет определяться суммой площадей

$$F_1 = \frac{1}{2} \int_0^{\pi-\beta} \rho^2 d\varphi \text{ и } F_2 \approx \frac{1}{2} r_i \cdot r_{i-1} \cdot \beta.$$

Тогда, с учётом (3.1) площадь i -го сечения будет

$$F_i = \frac{\pi}{2} r_i^2 \left(1 + \frac{\Delta r_i}{r_i}\right), \quad (3.2)$$

где $\Delta r_i = r_{i-1} - r_i$

Аналогично для сечения, отстоящего (в сторону входа) на величину, определяемую за $\frac{1}{2}$ оборота от i -го сечения, имеем

$$F_{i-1} = \frac{\pi}{2} r_{i-1}^2 \left(1 + \frac{\Delta r_{i-1}}{r_{i-1}}\right). \quad (3.3)$$

Зная площади i -го и $(i-1)$ -го сечений, частный коэффициент вытяжки (увеличение шага подачи) μ_i на i -том шаге определяется как

$$\mu_i = \frac{F_{i-1}}{F_i} = \frac{r_{i-1}^2}{r_i^2} \cdot \frac{1 + \frac{\Delta r_{i-1}}{r_{i-1}}}{1 + \frac{\Delta r_i}{r_i}}. \quad (3.4)$$

Общая вытяжка от исходной заготовки до сечения носка оправки μ_0 (от $r_{\text{заг}}$ до r_0) определяется частными коэффициентами вытяжки μ_i или

$$\mu_0 = \prod_{i=1}^n \mu_i,$$

где n – число шагов за каждую половину оборота заготовки в двухвалковом стане до носка оправки.

С учётом (3.4) получим

$$\mu_0 = \frac{r_{заг}^2}{r_0^2} \cdot \frac{1}{1 + \frac{\Delta r_n}{r_n}}. \quad (3.5)$$

Для определения Δr_i с учётом поперечного течения металла в данной работе был использован приём, описанный П. К. Тетериным [7].

Если z – теоретическое обжатие за $\frac{1}{2}$ оборота и q_m – доля металла, идущего на уширение (т.е. в тангенциальном направлении), то для i -го цикла будем иметь

$$\Delta r_i = z_1 \cdot q_m^{i-1} + z_2 \cdot q_m^{i-2} + \dots + z_i.$$

Принимая, что до носка оправки $z_i = \text{const}$ и

$$z_i = \frac{\Delta r}{n},$$

где $\Delta r = r_3 - r_0$.

В этом случае (по П. К. Тетерину $q_m = \text{const}$)

$$z_i = \frac{\Delta r}{n} \cdot \frac{1 - q_m^{i-1}}{1 - q_m}, \quad (3.6)$$

$$r_i = r_{заг} - \frac{i}{n} \cdot \Delta r$$

или при $i=n$

$$r_n = r_0$$

Подставляя выражение (3.6) при $i=n$ в формулу (3.5), будем иметь

$$\mu_0 = \frac{r_{заг}^2}{r_0^2} \cdot \frac{1}{1 + \frac{\Delta r}{n \cdot r_0} \cdot \frac{1 - q_m^{n-1}}{1 - q_m}}. \quad (3.7)$$

Обжатие перед носком оправки, которое определяется настройкой стана, можно выразить формулой:

$$u_0 = \frac{\Delta r}{r_{заг}} = \frac{r_{заг} - r_0}{r_{заг}}.$$

Тогда с учётом соотношения (3.7) суммарный коэффициент вытяжки от исходной заготовки до сечения носка оправки μ_0 определяется по формуле

$$\mu_0 = \frac{1}{(1 - u_0)^2} \cdot \frac{1}{1 + \frac{u_0}{(1 - u_0) \cdot n} \cdot \frac{1 - q_m^{n-1}}{1 - q_m}}. \quad (3.8)$$

Влияние величины q_m , числа полуоборотов до носка оправки n и обжатия перед носком оправки u_0 на значение суммарного коэффициента вытяжки до носка оправки μ_0 в числовом выражении приведены в табл. 3.1 и проиллюстрированы на рис. 3.2.

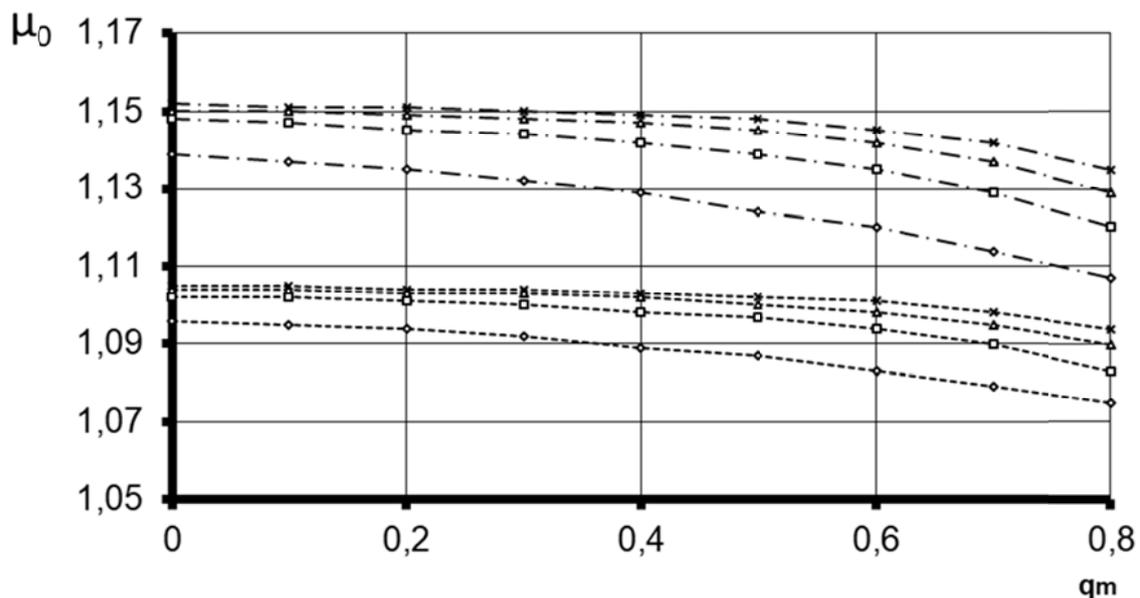


Рис. 3.2. Зависимость суммарных коэффициентов вытяжки μ_0 до носка оправки, от доли металла q_m , идущего на уширение: \blacklozenge - $n=5$, \blacksquare - $n=10$, \blacktriangle - $n=15$, \times - $n=20$, - - - $u_0=5\%$, - - - - $u_0=7\%$

Видно, что при одном и том же значении q_m и одном и том же обжатии перед носком оправки u_0 вытяжка растёт вместе с увеличением количества циклов n , и этот рост вытяжки тем интенсивнее, чем меньше металла идёт в тангенциальном направлении.

При одинаковом числе оборотов n значение суммарных коэффициентов вытяжки μ_0 с ростом q_m уменьшается, что естественно, так как всё большая часть металла идёт на уширение.

Таблица 3.1

Суммарные коэффициенты вытяжки μ_0 до носка оправки

Доля металла, идущего на уширение q_m	Число полушагов до носка оправки n							
	5		10		15		20	
	Обжатие перед носком оправки u_0 , %							
	<u>4</u>	<u>6</u>	<u>4</u>	<u>6</u>	<u>4</u>	<u>6</u>	<u>4</u>	<u>6</u>
5	7	5	7	5	7	5	7	
0	<u>1,076</u>	<u>1,117</u>	<u>1,081</u>	<u>1,124</u>	<u>1,082</u>	<u>1,127</u>	<u>1,083</u>	<u>1,128</u>
	1,096	1,139	1,102	1,148	1,104	1,150	1,105	1,152
0,1	<u>1,075</u>	<u>1,116</u>	<u>1,080</u>	<u>1,124</u>	<u>1,082</u>	<u>1,126</u>	<u>1,083</u>	<u>1,128</u>
	1,095	1,137	1,102	1,147	1,104	1,150	1,105	1,151
0,2	<u>1,074</u>	<u>1,114</u>	<u>1,079</u>	<u>1,123</u>	<u>1,081</u>	<u>1,126</u>	<u>1,082</u>	<u>1,127</u>
	1,094	1,135	1,101	1,145	1,103	1,149	1,104	1,151
0,3	<u>1,072</u>	<u>1,112</u>	<u>1,079</u>	<u>1,122</u>	<u>1,081</u>	<u>1,125</u>	<u>1,082</u>	<u>1,127</u>
	1,092	1,132	1,100	1,144	1,103	1,148	1,104	1,150
0,4	<u>1,071</u>	<u>1,109</u>	<u>1,078</u>	<u>1,120</u>	<u>1,080</u>	<u>1,124</u>	<u>1,081</u>	<u>1,126</u>
	1,089	1,129	1,098	1,142	1,102	1,147	1,103	1,149
0,5	<u>1,068</u>	<u>1,105</u>	<u>1,076</u>	<u>1,118</u>	<u>1,079</u>	<u>1,122</u>	<u>1,080</u>	<u>1,125</u>
	1,087	1,124	1,097	1,139	1,100	1,145	1,102	1,148
0,6	<u>1,066</u>	<u>1,101</u>	<u>1,074</u>	<u>1,114</u>	<u>1,078</u>	<u>1,120</u>	<u>1,079</u>	<u>1,123</u>
	1,083	1,120	1,094	1,135	1,098	1,142	1,101	1,145
0,7	<u>1,063</u>	<u>1,096</u>	<u>1,071</u>	<u>1,109</u>	<u>1,075</u>	<u>1,116</u>	<u>1,078</u>	<u>1,120</u>
	1,079	1,114	1,090	1,129	1,095	1,137	1,098	1,142
0,8	<u>1,059</u>	<u>1,091</u>	<u>1,066</u>	<u>1,101</u>	<u>1,071</u>	<u>1,109</u>	<u>1,074</u>	<u>1,114</u>
	1,075	1,107	1,083	1,120	1,090	1,129	1,094	1,135
0,9	<u>1,055</u>	<u>1,084</u>	<u>1,058</u>	<u>1,089</u>	<u>1,062</u>	<u>1,096</u>	<u>1,066</u>	<u>1,101</u>
	1,069	1,099	1,073	1,105	1,079	1,113	1,083	1,120

3.2. Поперечное течение металла

Так как при расчёте суммарных коэффициентов вытяжки, необходимо учитывать долю металла q_m , идущего на уширение, то перейдём к оценке величины q_m .

При прошивке уширение можно учитывать коэффициентом оваллизации, который по данным А. З. Глейберга на участке сплошной заготовки [70] растёт с повышением обжатия перед носком оправки.

Попытка учёта поперечного течения металла была сделана Б.Е.Хайкиным [71], который оценивал величины деформации при прокатке посредством коэффициентов k_λ и k_β , определяющих доли металла, идущие в длину и на уширение, соответственно

$$\begin{cases} k_\lambda = \frac{\omega_0 - \omega_1}{\omega_0 - \omega_1^*}, \\ k_\beta = \frac{\omega_1 - \omega_1^*}{\omega_0 - \omega_1^*}, \end{cases} \quad (3.9)$$

где ω_0 и ω_1 – начальная и конечная площадь поперечного сечения полосы или, в нашем случае, начальная площадь поперечного сечения заготовки и площадь сечения перед носком оправки (уже с учётом уширения, т.е при $q_m \neq 0$); ω_1^* – конечная площадь или, в наших условиях, площадь поперечного сечения заготовки перед носком оправки, определяемая в предположении, что уширение отсутствует.

Коэффициент k_λ , определяющий долю металла, ушедшего в длину, можно представить в виде:

$$k_\lambda = \frac{1}{1 + \frac{\psi \cdot g \cdot \xi}{\sqrt{\chi}} \left(\frac{\omega_\beta}{\omega_\lambda} \right)^{\alpha_i}}, \quad (3.10)$$

где ψ – характеристика контактного трения ($0 < \psi \leq 1$), которая в первом приближении может быть определена как $\psi \approx 2\mu$; g – параметр,

учитывающий влияние жёстких концов прокатываемой полосы ($\frac{1}{\sqrt{2}} < g < 1$); ξ - параметр, учитывающий влияние стенок калибра ($0 < \xi < 1$, если стенки калибра сдерживают уширение, $\xi=1$ при прокатке в гладких валках, $\xi > 1$ в калибрах типа разрезных); ω_β - сумма проекций на вертикальную плоскость тех поверхностей, через которые осуществляются поперечные течения; ω_λ - сумма начальной и конечной площади поперечного сечения заготовки. Поскольку при винтовой прокатке вытяжка осуществляется почти вдоль осей валков, а уширение почти перпендикулярно, то параметр

$$\omega_\lambda = \omega_0 + \omega_1, \quad (3.11)$$

где α_t - характеристика материала прокатываемой полосы, в частности для среднеуглеродистой стали

$$\alpha_t = 1 + 0,4 \frac{t}{1000}, \quad (3.12)$$

где t – температура прокатки.

χ – показатель высотной деформации.

$$\chi = \frac{\omega_0}{\omega_1^*}.$$

С учётом выражения (3.8) при $q_m=0$ можно выразить

$$\chi = \frac{1}{(1 - u_0)^2 \left(1 + \frac{u_0}{(1 - u_0) \cdot n} \right)}. \quad (3.13)$$

Уравнение связи между коэффициентами k_λ и k_β , определяющими доли металла, ушедшего в длину и на уширение, в любом случае при прокатке представляет своеобразную запись закона постоянства объёма

$$k_\lambda + k_\beta = 1. \quad (3.14)$$

Установим связь между коэффициентами уширения k_β (по Б. Е. Хайкину) и q_m (по П.К.Тетерину). Согласно рис. 3.3

$$\omega_0 = S_1 + S_3 + S_2,$$

$$\omega_1^* = S_1 + S_3,$$

$$\omega_1 = S_1 + S_3 + S_4.$$

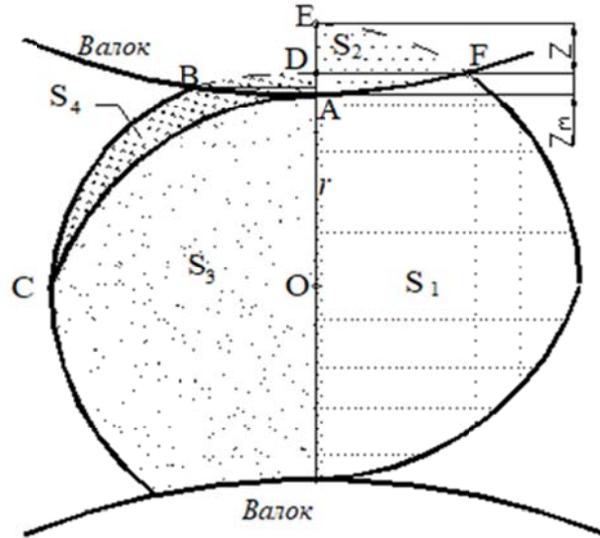


Рис. 3.3. Схема для сопоставления коэффициентов уширения q_m (по Тетерину) и k_β (по Хайкину)

Площадь S_4 можно отождествить с площадью «наката» ABD. Тогда коэффициент k_β с учётом (3.9) выражается в виде

$$k_\beta = \frac{S_1 + S_3 + S_4 - S_1 - S_3}{S_1 + S_3 + S_2 - S_1 - S_3} = \frac{S_4}{S_2}.$$

С помощью схемы, представленной на рис.3.3, определим площади

$$S_2 \cong \frac{1}{2} z \cdot \sqrt{\frac{2r \cdot z}{1+i}},$$

где $i = \frac{r}{R_{\text{валка}}}$, и

$$S_4 = \frac{1}{2} z_m \cdot \sqrt{\frac{2r \cdot z_m}{1+i}}.$$

Отсюда

$$\frac{S_4}{S_2} = \left(\frac{z_m}{z} \right)^{3/2},$$

но $\frac{z_m}{z} = q_m$.

Отсюда следует, что

$$k_\beta = (q_m)^{3/2}.$$

С учётом соотношения (3.14) получаем:

$$q_m = (1 - k_\lambda)^{2/3},$$

Тогда сумма начальной и конечной площади поперечного сечения заготовки ω_λ с учётом (3.7) может быть представлена в виде:

$$\omega_\lambda = \omega_0 \left[1 + (1 - u_0)^2 \left(1 + \frac{u_0}{(1 - u_0) \cdot n} \cdot \frac{1 - q_m^{n-1}}{1 - q_m} \right) \right], \quad (3.15)$$

где $q_m = (1 - k_\lambda)^{2/3}$, а сумма проекций на вертикальную плоскость двух поверхностей – зона ВМС и с другой стороны, через которые осуществляются поперечные течения ω_β , с учётом, что их проекции на плоскость O_1O приблизительно равны (рис.3.1):

$$\omega_\beta \cong 2 \left(\frac{d_3 + r_i + r_{i-1}}{2} \cdot l \right), \quad (3.16)$$

где l – длина очага деформации от входа до носка оправки; $r_i = r_0$ – радиус перед носком оправки на выходе из контакта с валком; r_{i-1} – радиус перед носком оправки на входе в контакт с валком.

Длина очага деформации

$$l = \frac{r_3 - r_0}{\operatorname{tg} \varphi_1}, \quad (3.17)$$

где φ_1 – угол входного конуса валков или

$$l = \frac{r_3 u_0}{\operatorname{tg} \varphi_1}. \quad (3.18)$$

Далее

$$r_i = r_n = r_0,$$

$$r_{n-1} = r_0 + \Delta r_n,$$

или в соответствии с выражением (3.6)

$$r_{n-1} = r_0 + \frac{\Delta r}{n} \cdot \frac{1 - q_m^{n-1}}{1 - q_m},$$

а после подстановки в соотношение (3.16) получим

$$\omega_\beta = \left[2r_3 + r_3(1 - u_0) + r_3(1 - u_0) + r_3 \frac{u_0}{n} \cdot \frac{1 - q_m^{n-1}}{1 - q_m} \right] \cdot \frac{r_3}{\operatorname{tg} \varphi_1}$$

или

$$\omega_\beta = \frac{r_3^2 \cdot u_0}{\operatorname{tg} \varphi_1} \left[4 - 2u_0 + \frac{u_0}{n} \cdot \frac{1 - q_m^{n-1}}{1 - q_m} \right]. \quad (3.19)$$

Величина g , учитывающая влияние «жёстких концов», определяется также как в работе [71]:

$$g = \frac{\sqrt{1 + \gamma^2}}{1 + \gamma},$$

где $\gamma = \frac{2l^2}{\omega_0 + \omega_1}$, а l – определяется по формуле (3.18).

Комплекс, учитывающий влияние «стенок калибра»,

$$\xi = \left[\frac{\Omega - (f_1 - f_2)}{\Omega + (f_1 - f_2)} \right]^2. \quad (3.20)$$

В нашем случае (см. рис. 3.3)

$$\Omega = (r_3 + r_0) \cdot l = \frac{r_3^2 u_0 (2 - u_0)}{\operatorname{tg} \varphi_1}, \quad (3.21)$$

где f_1 – площадь проекций на вертикальную плоскость тех контактных поверхностей, которые стесняют уширение. При отсутствии контакта с линейками $f_1 = 0$; f_2 – площадь проекций на вертикальную плоскость тех контактных поверхностей, которые оказывают на металл разгонное действие.

В нашем случае

$$f_2 \cong 2 \frac{R_3 u_0}{n} \cdot \frac{u_0 R_3}{\operatorname{tg} \varphi_1} = 2 \frac{R_3^2 u_0^2}{n \cdot \operatorname{tg} \varphi_1}. \quad (3.22)$$

Подставляя соотношения (3.21) и (3.22) в выражение (3.20) получим:

$$\xi = \left(\frac{2\left(1 + \frac{u_0}{n}\right) - u_0}{2\left(1 - \frac{u_0}{n}\right) - u_0} \right)^2. \quad (3.23)$$

Таким образом, получены все параметры, входящие в формулу (3.10). Справа в ней стоит k_λ , и справа $q_m = f(k_\lambda)$ входит в ряд параметров, т.е. процесс нахождения q_m итерационный. Результаты расчёта представлены в табл. 3.2.

Таблица 3.2

Величины q_m и μ_0 в зависимости от обжатия перед носком оправки
и числа шагов до носка оправки

Обжатие перед носком оправки u_0	Число шагов до носка оправки n	Доля металла, идущего на уширение q_m	Общая вытяжка до носка оправки μ_0
0,03	5	0,31	1,053
	10	0,31	1,058
	20	0,31	1,060
0,05	5	0,43	1,089
	10	0,42	1,098
	20	0,42	1,103
0,07	5	0,52	1,123
	10	0,52	1,139
	20	0,52	1,147
0,10	5	0,64	1,174
	10	0,64	1,298
	20	0,64	1,216
0,15	5	0,78	1,257
	10	0,78	1,294
	20	0,78	1,334

Расчёт производился при следующих данных: f – коэффициент трения был принят равным 0,4 (прокатка на входном конусе валков); α - по формуле (3.12) для среднеуглеродистой стали при $t=1200^{\circ}\text{C}$; φ_1 - угол входного конуса равный $2^{\circ}30'$.

Как видно из табл. 3.2 показатель уширения q_m практически не зависит от числа полуоборотов заготовки (как и предполагалась ранее при $q_m=\text{const}$), но растёт вместе с обжатием перед носком оправки, что качественно совпадает с данными А. З. Глейберга.

При заданном u_0 суммарный коэффициент вытяжки до носка оправки μ_0 увеличивается с ростом числа полуоборотов до носка оправки, асимптотически приближаясь к значению $\mu_{\text{пр}}=1/(1-u_0)^2$ (сечение перед носком оправки имеет форму круга).

3.3. Число циклов до носка оправки

В связи с отмеченным влиянием на процесс прошивки числа циклов на участке АВ представляет интерес определение минимального и максимального числа шагов N_{A-B} . Очевидно, что число циклов до носка оправки можно определить, используя величину среднего значения шага подачи S_{cp} на расстоянии X , т.е.

$$N_{A-B} = \frac{X}{S_{cp}}. \quad (3.24)$$

В свою очередь

$$S_{cp} = \frac{S_A + S_B}{2}, \quad (3.25)$$

где S_A и S_B шаг подачи заготовки в сечениях А и В.

Воспользуемся известным выражением для определения шага подачи в сечении выхода гильзы

$$S_r = \frac{\pi}{2} \cdot D_r \cdot \operatorname{tg} \alpha \cdot \frac{\eta_0}{\eta_T}. \quad (3.26)$$

Шаг подачи на входе заготовки в валки

$$S_A = \frac{S_z}{\mu}, \quad (3.27)$$

где μ - суммарный коэффициент вытяжки от заготовки к гильзе равный

$$\mu = \frac{F_3}{F_r} = \frac{D_3^2}{4S_z(D_z - S_z)}. \quad (3.28)$$

С учетом соотношения (3.28)

$$S_A = \frac{2\pi\eta_0\operatorname{tg}\alpha D_z S_z (D_z - S_z)}{D_3^2}. \quad (3.29)$$

Шаг подачи в сечении В

$$S_B = S_A \mu_B = S_A \frac{F_A}{F_B}, \quad (3.30)$$

где μ_B - вытяжка в сечении В; F_A и F_B – площади поперечного сечения исходной заготовки и перед носком оправки, которые определяются по выражениям

$$F_A = \frac{\pi D_3^2}{4}, \quad (3.31)$$

$$F_B = \frac{\pi D_0^2}{4} = \frac{\pi [D_3(1-u_0)]^2}{4}. \quad (3.32)$$

С учетом выражений (3.31) и (3.32) шаг подачи в сечении В

$$S_B = \frac{2\pi\eta_0\operatorname{tg}\alpha D_z S_z (D_z - S_z)}{D_3^2(1-u_0)^2}. \quad (3.33)$$

Подставив в соотношение (3.27) значения S_A и S_B из (3.29) и (3.30), после преобразований получим

$$S_{cp} = \frac{2\pi\eta_0\operatorname{tg}\alpha D_z S_z (D_z - S_z)}{D_3^2} \left[1 + \frac{1}{(1-u)^2} \right]. \quad (3.34)$$

С учетом выражений (3.31) и (3.34) будем иметь

$$N_{A-B} = \frac{D_3^2 [D_3 u_n - \operatorname{tg} \varphi_1 (2c - k)]}{2\pi \operatorname{tg} \alpha \operatorname{tg} \varphi_1 \eta_0 D_2 S_2 (D_2 - S_2) [1 + (1 - u_0)^{-2}]} \quad (3.35)$$

Выражение (3.35) с достаточной точностью позволяет определить число шагов заготовки до носка оправки в зависимости от характеристик стана (α , φ_1 , κ), размеров заготовки и гильзы (D_3 , D_r , S_r), параметра настройки (c) и обжатий (u_0 и u_n).

Подсчитаем среднее число циклов до носка оправки. Шаг подачи на выходе гильзы из валков (за цикл)

$$S_1 = \frac{\pi}{2} D_r \cdot \operatorname{tg} \alpha \cdot \frac{\eta_0}{\eta_T} \quad (3.36)$$

Шаг подачи на входе в валки

$$S_3 = \frac{\pi}{2} D_r \cdot \operatorname{tg} \alpha \cdot \frac{\eta_0}{\eta_T} \cdot \frac{1}{\mu} \quad (3.37)$$

Шаг подачи перед носком оправки

$$S_0 = \frac{\pi}{2} D_r \cdot \operatorname{tg} \alpha \cdot \frac{\eta_0}{\eta_T} \cdot \frac{\mu_0}{\mu} \quad (3.38)$$

Средний шаг подачи от входа до носка оправки:

$$S = \frac{S_3 + S_0}{2} = \frac{\pi}{2} D_r \cdot \operatorname{tg} \alpha \cdot \frac{\eta_0}{\eta_T} \cdot \frac{\mu_0 + 1}{2}, \quad (3.39)$$

где D_r – диаметр гильзы; α – угол подачи; μ – коэффициент суммарной вытяжки при прошивке; η_0 и η_T – коэффициенты осевой и тангенциальной скорости.

Среднее число циклов до носка оправки

$$n = \frac{l}{S},$$

где $l = \frac{r_3 \cdot u_0}{\operatorname{tg} \varphi_1}$.

Тогда

$$n = \frac{2r_3 \cdot u_0 \cdot \mu}{\operatorname{tg} \varphi_1 \cdot \frac{\pi}{2} D_r \cdot \operatorname{tg} \alpha \cdot \frac{\eta_0}{\eta_T} (\mu_0 + 1)},$$

или

$$n = \frac{2}{\pi} \cdot \frac{D_3}{D_r} \cdot \frac{\eta_T \cdot u_0 \cdot \mu}{\operatorname{tg} \varphi_1 \cdot \operatorname{tg} \alpha \cdot (\mu_0 + 1) \cdot \eta_0}. \quad (3.40)$$

Из выражения (3.40) видно, что при прочих равных условиях число полуоборотов существенно зависит от общей вытяжки μ и η_0 (η_T меняется мало). Если же ещё учесть, что с ростом μ коэффициент осевой скорости падает, то при данном обжатии перед носком оправки, которое примерно одинаково при прошивке как толстостенных, так и тонкостенных труб, разница в n для них ещё более существенна. Зависимость коэффициента суммарной вытяжки от количества шагов до носка оправки представлена на рис. 3.4. Приведённые данные рассчитаны для действующих режимов прошивки для стана ТПА 220 Первоуральского новотрубного завода (АО «ПНТЗ»).

Так, пользуясь данными работы [72], отношение μ/η_0 при $\mu=1,5$ равно $1,5/0,8=1,88$, при $\mu=5$ соответственно $5/0,5=10$, т.е. число шагов до носка оправки на тонкостенной гильзе в $10/1,88 \approx 5$ раз больше, чем на толстостенной.

В качестве примера рассмотрим прошивку заготовок диаметром $D_3=150$ мм ($\alpha=9^\circ$, $\varphi_1=2^\circ 30'$). Исходные данные следующие:

трубы, $D_T \times S_T$, мм	159x4,5	159x10
гильзы, $D_r \times S_r$, мм	165x9	166x15
Суммарная вытяжка при прошивке μ_n	3,94	2,44
Коэффициент осевой скорости η_0 [81]	0,57	0,70

Обжатие перед носком оправки u_0	0,046	0,04
Общая вытяжка до носка оправки μ_0	1,093	1,075

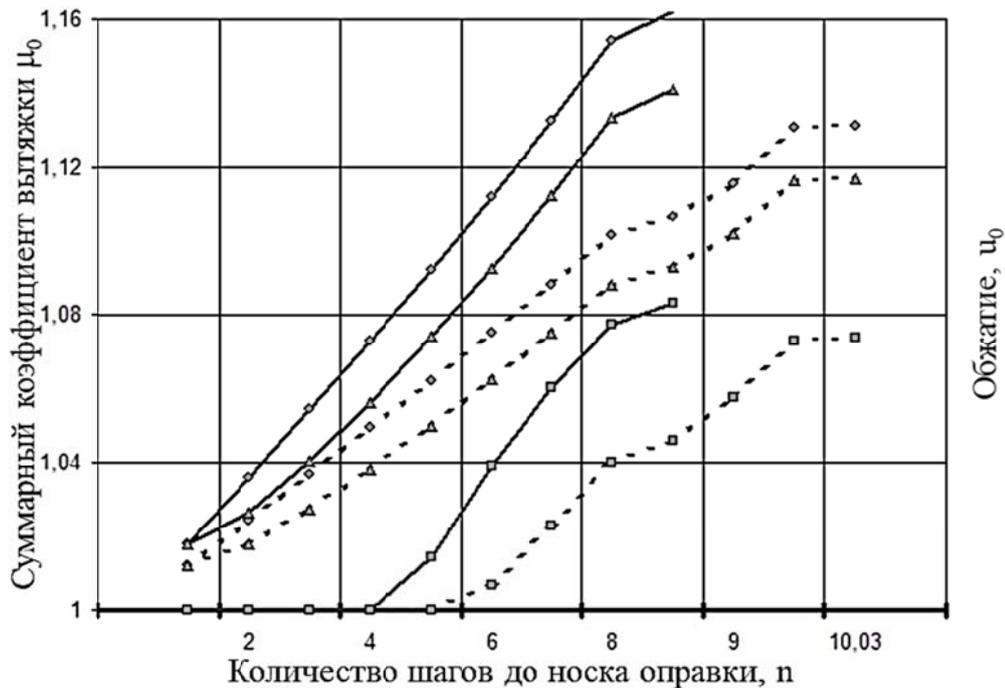


Рис. 3.4. Распределение коэффициентов вытяжки μ_0 до носка оправки по шагам n на ТПА220 АО «ПНТЗ» при получении трубы 159,0 x 6,0 из заготовки 150 мм (---), трубы 159,0 x 12,0 из заготовки 150мм (—): • - $\mu_{0кр}$, ■ - $\mu_{0ов}$, ▲ - $\mu_{0са}$ при $q_m=0,5$

Для этих данных по формуле (3.40) число шагов до носка оправки составит

для гильзы 165 x 9 мм

$$n_1 = \frac{2}{\pi} \cdot \frac{150}{165} \cdot \frac{0,046 \cdot 3,94 \cdot 1}{0,0437 \cdot 0,158 \cdot 0,57 \cdot 2,085} = 12,8,$$

для гильзы 166 x 15 мм

$$n_2 = \frac{2}{\pi} \cdot \frac{150}{166} \cdot \frac{0,040 \cdot 2,44 \cdot 1}{0,0437 \cdot 0,158 \cdot 0,7 \cdot 2,074} = 5,6,$$

т.е. $\frac{n_1}{n_2} = \frac{12,8}{5,6} \cong 2,3.$

Таким образом, с возрастанием суммарной вытяжки при прошивке растёт вытяжка и до носка оправки за счёт увеличения числа шагов (даже при $u_0 = \text{const}$).

Заключение

Произведено усовершенствование математического описания трехмерного течения металла на каждом шаге подачи, позволяющее свести к минимуму расхождение между экспериментальными и расчетными (по математической модели) значениями площади поперечного сечения заготовка-гильза по всей длине очага формоизменения. Учет наплывающего металла на валки при прошивке на двухвалковых станах приводит к сокращению шага подачи, что отражается на всех параметрах циклического формоизменения.

Моделирование процесса прошивки в усовершенствованной математической модели МЭИ производится с учетом наплывающего металла на валки, что дает возможность производить расчет режимов прошивки наиболее приближенных к реальным.

Глава 4. Математическое моделирование процесса прошивки заготовок

Произведем моделирование действующих режимов прошивки Северского трубного завода, а также произведем оценку влияния на долю поперечной деформации по длине очага формоизменения следующих параметров прошивки: формы и положение направляющего инструмента и оправки, угла подачи, обжатия в пережиме, диаметра заготовки.

4.1. Расчет режимов прошивки Северского трубного завода

В работе [73] установлено: чем меньше диаметр прошиваемой заготовки, тем меньше число циклов до носка оправки. Снижение числа циклов способствует повышению пластичности металла и уменьшению угловых сдвигов, вызывающих появление поверхностных дефектов [74].

Сравнение режимов прошивки по затраченной работе деформации до носка оправки и работе при высокотемпературном кручении до разрушения образца правомерно, так как коэффициенты жесткости схемы напряженного состояния на поверхности образца, подвергаемого кручению [75], и в осевой зоне деформируемой заготовки в стане винтовой прокатки до носка оправки [76] очень близки.

С учетом этого равенства, если определить величину работы деформации до разрушения при испытании на кручение образца и определить обжатия при винтовой прокатке заготовок, требующие такой же величины работы, то полученное обжатие будет критическим, т. е. таким, при котором в осевой зоне возникнет макроразрушение [13].

Подобный подход был реализован в работе [77].

Для качественной оценки используем упрощенный метод расчета работ, предложенный Клемпертом Е. Д.

Работа деформации по длине дуги образца при кручении

$$a_0 = \sigma_0 \cdot \frac{\pi}{2} \cdot r_0 \cdot \ln \left(\frac{\sqrt{(0,5 \cdot n)^2 + 1}}{2} \right), \quad (4.1)$$

где σ_0 – среднее в процессе испытания сопротивление деформации; r_0 – исходный диаметр образца; n – число скручиваний до разрушения образца.

Работа деформации для процесса винтовой прокатки после упрощения и добавки показателя условий деформации, взятого из работы Дрозда В. Г [78], может быть записана в виде

$$a_{np} = 2 \cdot \pi \cdot n_\sigma \cdot \sigma_n \cdot R_3 \cdot \frac{1 - u + \frac{u^3}{3}}{2 - u} \cdot \ln \left[\frac{1}{1 - u} \right], \quad (4.2)$$

где n_σ – показатель Дрозда В. Г; σ_n – среднее сопротивление деформации до носка оправки; R_3 – радиус прошиваемой заготовки; u – относительное обжатие.

Полагая равенство удельных работ по выражениям (4.1) и (4.2), после упрощений и преобразований получим

$$u = \frac{\sigma_0}{2 \cdot n_\sigma \cdot \sigma_n} \cdot \frac{r_0}{R_3} \cdot \ln \left(\frac{\sqrt{(0,5 \cdot n)^2 + 1}}{2} \right). \quad (4.3)$$

Выражение (4.3) позволяет оценить критическое обжатие $u_{кр}$, используя результаты испытаний на горячее кручение. При постоянных r_0 и n и выполнении равенства $\sigma_0 = n_\sigma \sigma_n$ из выражения (4.3) следует: чем меньше R_3 , тем больше $u_{кр}$.

Более строгое определение проведено в работе [77]. Отметим, что при выводе выражения (4.3) был сделан ряд допущений: для работы прошивки не учтено число циклов и оваллизация деформируемой заготовки, объем усеченного конуса длиной А-В (см. рис. 4.2) найден для круглых, а не овальных поперечных сечений. Конечно, сопротивление деформации при кручении и винтовой прошивке будут различны, так как степени и скорости деформации не могут быть равными. Тем не менее, выражение (4.3) однозначно свидетельствует о преимуществе заготовок меньшего диаметра.

По выражению (4.3) были рассчитаны значения $u_{кр}$ (диаметр образцов 8 мм, испытательная машина Torsion TIRA test) для разных диаметров заготовок в зависимости от числа скручиваний до разрушения по результатам испытаний в лаборатории ОАО «ПНТЗ» на образцах из стали 40Х.

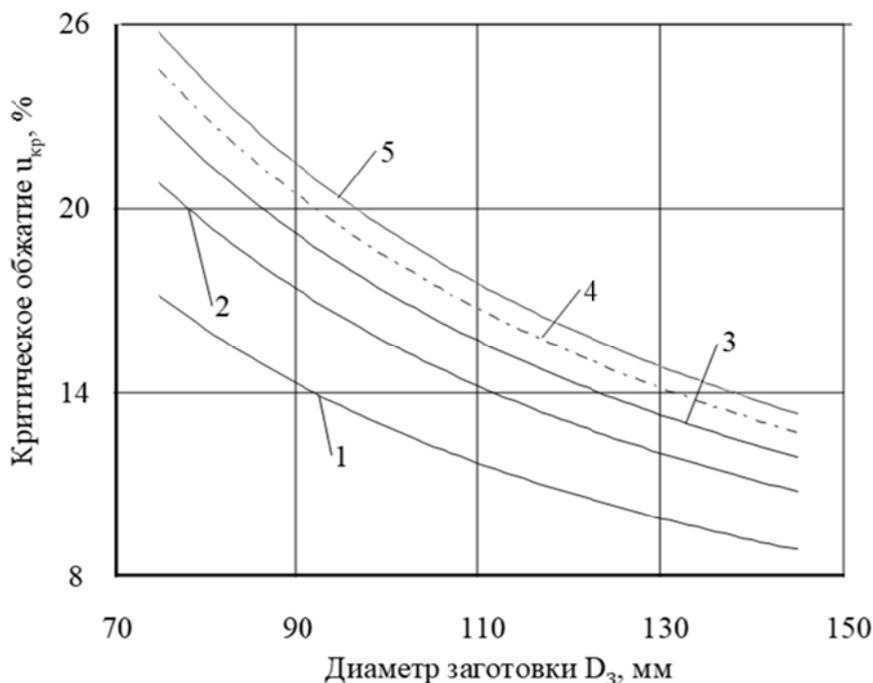


Рис. 4.1. Зависимость критического обжатия $u_{кр}$ от диаметра заготовки $D_з$ при числе скручиваний до разрушения n ; 1 – $n = 10$; 2 – 20; 3 – 30; 4 – 40; 5 – 50

Для условий $n = \text{const}$ зависимости $u_{кр}(D_з)$ имеют вид, представленный на рис. 4.1. Численные значения на рис. 4.1 хорошо согласуются с экспериментальными данными Кирвалидзе Н. С. [75], полученные при испытаниях конических образцов на прошиваемость.

С использованием усовершенствованной математической модели МЭИ [51] было рассчитано циклическое формоизменение на пяти режимах прошивки Северского трубного завода (табл. 4.1), с диаметрами заготовок 360 и 400 мм и близкими значениями коэффициентов вытяжки (см. режим 1 и 2, 4 и 5, и режим 3 с большим коэффициентом вытяжки в табл. 4.1).

Анализ данных табл. 4.1 показывает, что выявить влияние диаметра заготовки не так просто, так как в сравниваемых режимах разные толщина стенки гильзы, отношение $D_з/D_Г$, выдвижение носка оправки за пережим

валков и другие факторы. В связи с этим влияние D_3 на параметры циклического формоизменения будет только до некоторой степени качественным.

Анализ параметров циклического формоизменения, полученных при угле подачи 10° , с учетом разогрева заготовки до 1260°C , позволяет сделать достаточно обоснованные выводы. С уменьшением D_3 (см. табл. 4.2) изменяется воздействие на структуру, о чем можно качественно судить по наколенной степени деформации сдвига Λ .

Однако, параметр Одквиста Λ учитывает изменение деформационно-кинематических параметров, оставляя без рассмотрения термомеханические условия (температуру, степень и скорость деформации). В общем случае необходимо через коэффициенты несоответствия [79] привести сравниваемые режимы в более равные условия.

Таблица 4.1

Заводские режимы прошивки непрерывнолитых заготовок

№	Размеры, мм						Настройка			Коэффициент вытяжки	Углы, град.	
	Диаметр трубы D_T	Толщина стенки трубы S_T	диаметр заготовки D_3	Диаметр гильзы D_G	Толщина стенки гильзы S_G	Диаметр оправки $D_{опр}$	Расстояние между		Выдвижение оправки за пережиме c , мм		подачи	раскачки
							валками в пережиме b , мм	линейками в пережиме a , мм				
1	245,0	45,0	400	392	99,6	175	356	390	213	1,40834	10	7
2	245,0	13,0	360	390	74	224	328	362	130	1,42042	10	12
3	219,0	8,0	400	360	66	212	344	378	316	2,11329	10	7
4	219,0	45,0	400	368	88	175	348	382	294	1,66421	10	7
5	219,0	8,0	360	370	70	212	323	357	155	1,58167	10	12

Таблица 4.2

Параметры циклического формоизменения, полученные на
усовершенствованной математической модели МЭИ

Номер режима	1	2	3	4	5
Параметры					
Обжатие, %					
перед носком оправки u_0	5,045	5,29	5,04	5,11	4,95
в пережиме валков u_{II}	12,1	10,14	15,31	14,32	10,96
Отношение X/D_3^*	0,35	0,38	0,32	0,33	0,42
Число циклов до сечений N					
до носка оправки N_B	3,2	3,19	4,56	3,79	3,82
в пережиме N_C	5,87	4,82	9,86	7,89	5,71
на выходе N_F	7,98	8,34	9,99	9,23	8,49
Накопленная степень деформации сдвига до сечений Λ					
Λ_B	1,37	1,43	2,09	1,58	1,46
Λ_C	5,07	4,81	8,58	6,33	5,78
Λ_F	6,06	8,06	9,4	6,93	6,93
Сопротивление деформации в сечениях σ_s					
σ_{sB}	172,8	154	162	157	149
σ_{sC}	243,6	229	206	195	201
Характеристика режимов с учетом деформационно-кинематических и термомеханических параметров в сечениях $\Lambda \cdot \sigma_s$					
$\Lambda_B \cdot \sigma_{sB}$	236,74	220,22	338,58	248,06	217,54
$\Lambda_C \cdot \sigma_{sC}$	1235,052	1101,49	1767,48	1234,35	1161,78
Коэффициент сравнения режимов в сечениях k_{cp}					
k_{cpB}	1,075	1	-	1,1403	1
k_{cpC}	1,121	1	-	1,062	1

* Обозначение сечений см. на рис. 2.1

Действительно, при изменении диаметра исходной заготовки будут другими шаг подачи, единичное обжатие в каждом цикле (степень

деформации) и скорость деформации. Учет этих параметров в коэффициенте несоответствия [51] сделан через структурно-чувствительное свойство – сопротивление деформации σ_s . Значение σ_s определяли по формуле Хайдука [80], которая учитывает химический состав стали, температуру, степень и скорость деформации.

Для режимов 1-5 (см. табл. 4.1) были рассчитаны параметры циклического формоизменения (табл. 4.2) и коэффициент сравнения [81]. Например, для режимов 1 и 2

$$k_{cp} = \frac{\sigma_{sB1}}{\sigma_{sB2}} \cdot \frac{\Lambda_{B1}}{\Lambda_{B2}}.$$

При сравнении режимов 4 и 5 индексы меняются соответственно. Знаменатели для заготовок 360 мм принимаем за единицу. Отношение произведений $\Lambda_B \cdot \sigma_{sB}$ показывает соотношение сравниваемых режимов прошивки.

Из данных табл. 4.2 следует: уменьшение диаметра заготовки способствует снижению воздействия на структуру прошиваемой заготовки как до носка оправки, так и до пережима валков. Это подтверждает данные по кручению и критическому обжатию, рассмотренные ранее.

Применение заготовок меньшего диаметра повышает критическое обжатие, позволяет рассматривать вопрос об увеличении обжатия перед носком оправки.

Кажущееся несоответствие числа шагов перед носком оправки в зависимости от исходного диаметра заготовки довольно просто объясняется влиянием величины u_{II} .

Зависимость числа циклов N_B при $D_3 = 360$ мм и 400 мм в табл. 4.2 несколько отличается от выводов работы [73]. Но если взять модельные режимы 1 и 2 (при постоянных u_0 и u_{II}) по расчетам на модели [51] для диаметра заготовки 360 и 400 мм, N_B составит 2,17 и 3,38 цикла

соответственно. Даже при постоянном коэффициенте осевой скорости η_0 разница в значениях N_B соответствует упрощенной формуле работы [73].

Проработка литой структуры во многом зависит от доли поперечной деформации.

Рассмотрим изменение диаметра заготовки по критерию величины поперечной деформации [10].

Характер распределения поперечной деформации по длине очага формоизменения для режимов табл. 4.1 представлен на рис. 4.2.

Как следует из данных табл. 4.1: режим 1 – это получение гильзы из непрерывнолитой заготовки при работе прошивного стана «размер в размер» ($D_3 \approx D_T$), режимы 2 и 5 «на подъем» ($D_3 < D_T$), режимы 3 и 4 – «на посад» ($D_3 > D_T$).

Анализ кривых на рис. 4.3 показывает, что при уменьшении диаметра заготовки (режимы 1 и 2, 4 и 5 в табл. 4.1) повышается доля поперечной деформации. Наименьшие значения поперечной деформации получены для режима 5. Однако этот режим соответствует работе «на посад» ($D_3 > D_T$, см. табл. 4.1), что согласуется для этого случая с интегральными выводами Галкина С. П..

Отметим, что координаты граничных точек очага деформации для рассмотренных режим различны. Четко показанный перегиб на кривых 1 и 2 соответствует разным выдвиганиям носка оправки за пережим валков.

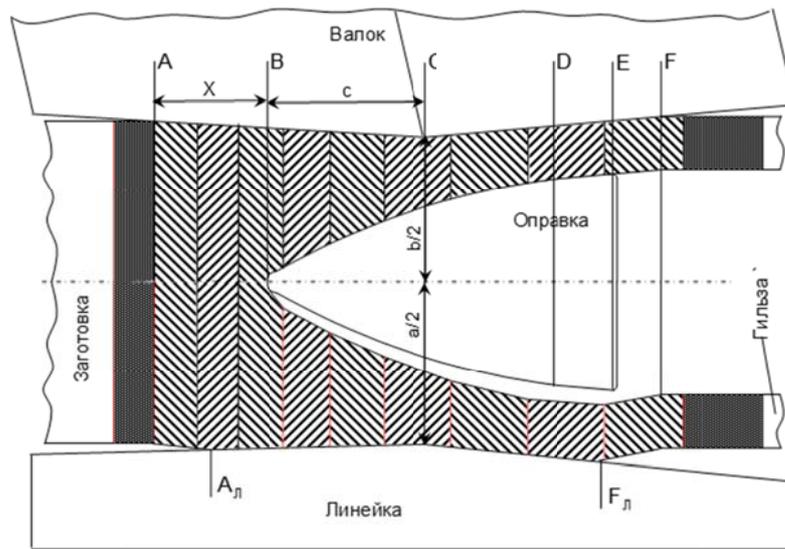


Рис. 4.2 Продольное сечение очага деформации по валку и линейке:
 А - вход заготовки в валки; А_л - начало контакта заготовки с линейкой; В - положение носка оправки; С - пережим валков; D и E - начало и конец калибрующего участка оправки соответственно; F_л, F - отрыв гильзы от линейки и валка; штриховкой показаны шаги подачи

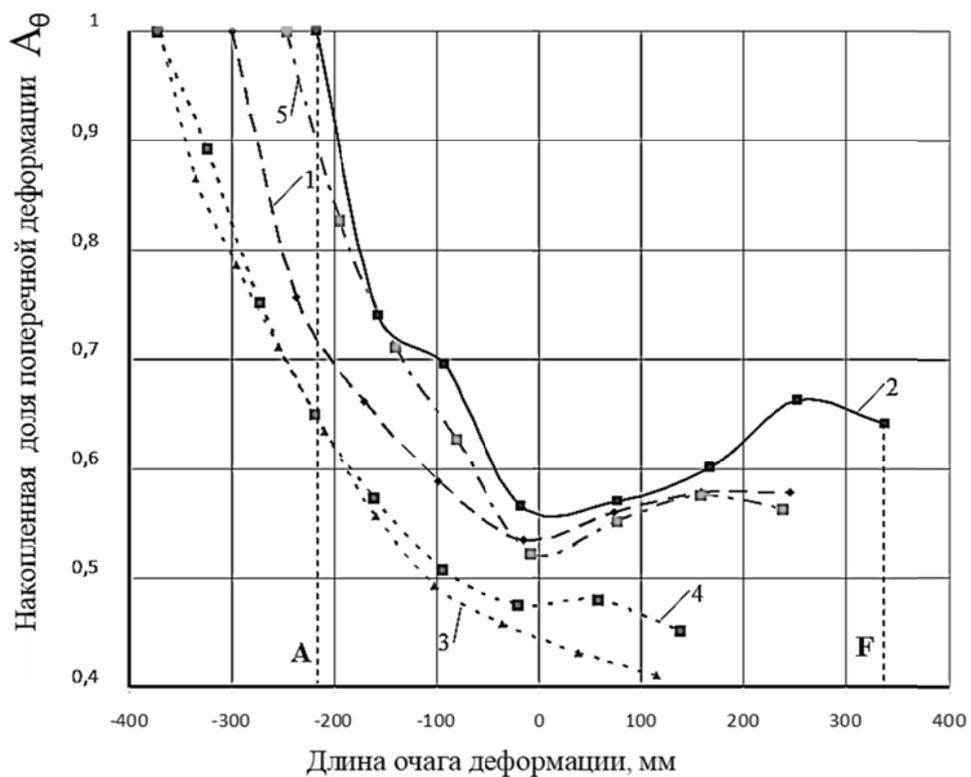


Рис. 4.3. Изменение доли поперечной деформации по длине очага формоизменения:
 1-5 режимы прошивки заготовок, см. табл. 4.1

Таким образом, можно утверждать, что уменьшение диаметра прошиваемых непрерывнолитых заготовок позволяет увеличить долю

поперечной деформации, что способствует большей проработке литой структуры.

4.2. Влияние параметров настройки стана на долю поперечной деформации

4.2.1. Прошивка "на подъем", "размер в размер" и "на посад" и влияние угла подачи на тангенциальное течение металла

Вначале рассмотрим влияние угла подачи на долю поперечной деформации. Для этого с помощью усовершенствованной математической модели прошивки были просчитаны рассмотренные выше режимы на разных углах подачи (рис. 4.4) [82]. Из представленных данных следует, что повышения проработки структуры заготовки прошивку надо проводить на наименьших углах подачи. Действительно, тогда увеличивается количество циклов и количество частных обжатий, что приводит к росту объемных макросдвигов.

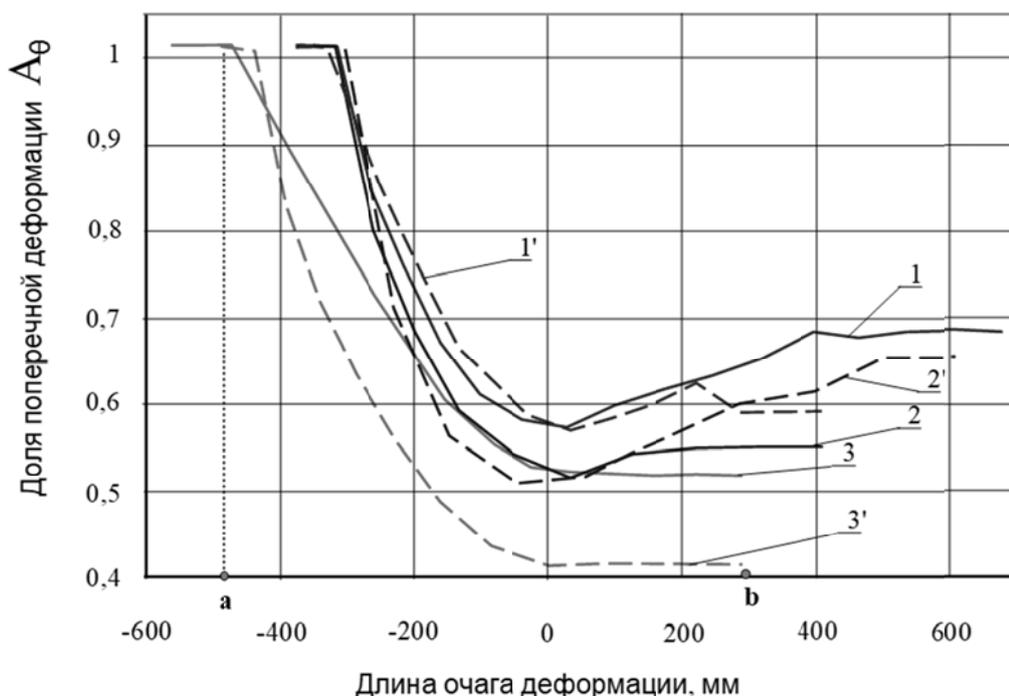


Рис. 4.4. Изменение доли поперечной деформации по длине очага формоизменения при углах подачи α : кривые 1-3 $\alpha=8^\circ$; 1'-3' $\alpha=12^\circ$; 1, 1'-прошивка «на подъем» ($D_3=360$ мм, $D_\Gamma=400$ мм); 2, 2'- прошивка «размер в размер» ($D_3=360$ мм, $D_\Gamma=360$ мм); 3, 3'- прошивка «на посад» ($D_3=400$ мм, $D_\Gamma=360$ мм)

Следует заметить, что влияние угла подачи при прошивке «на подъем», «размер в размер» и «на посад» различно, причем большее влияние угол подачи оказывает на долю поперечной деформации при режиме прошивки «на посад».

4.2.2. Положение оправки в очаге деформации при прошивке заготовок с разным обжатием в пережиме

Оправка является одним из основных видов инструментов при прошивке сплошных заготовок в гильзу. В технической литературе имеется много публикаций, посвященных определению профиля рабочей части оправок. Значительно меньше исследований об определении положения оправки в очаге деформации, которое рассчитывается таким образом, чтобы получить требуемый размер гильзы и обеспечить нужные обжатия перед носком оправки u_0 и в пережиме валков u_{II} .

Положение оправки в очаге деформации исследовано в работе П.Т. Емельяненко [24], который показал, что при выдвигении оправки на 50 мм в сторону входа заготовки осевое скольжение возрастает, при выдвигении оправки на 50 мм в сторону выхода гильзы скольжение уменьшается, т.е. общепринятый коэффициент осевой скорости возрастает. В этой работе сделан вывод: с точки зрения производительности предпочтительно вести процесс при смещении оправки в конус раскатки.

Однако процесс прошивки, как любой процесс обработки металлов давлением, следует рассматривать не только как формообразующий, но и как процесс, воздействующий на изменение структуры. Этого в работе [24] не было сделано.

В настоящей работе сделана попытка рассмотреть и учесть влияние положения оправки на внутреннее строение заготовки-гильзы, которое оценивали по изменению параметров циклического формоизменения [51] и доли поперечной деформации [10, 83–86]. При этом в каждом единичном

обжатию определяли коэффициенты деформации по трем осям, число циклов на отдельных участках очага деформации, накопленную степень деформации сдвига, долю поперечной деформации и сопротивление деформации.

Указанные параметры циклического формоизменения позволяют установить такой деформационно-кинематический показатель как накопленную деформацию сдвига A_{Σ} , характеризующую степень воздействия на исходную структуру прошиваемой заготовки.

Для более корректного сравнения отдельных режимов между собой рассчитывали сопротивление деформации σ_o – структурно чувствительный параметр, зависящий от термомеханических характеристик и свойств материала [81].

Для анализа положения оправки в очаге деформации был выбран относительный параметр

$$\rho = \frac{L_I}{L_I + L_{II}} \cdot 100\%,$$

показывающий долю длины рабочего участка оправки, расположенного в конусе прошивки, к полной длине рабочего участка оправки (рис. 4.5).

Анализ таблиц прокатки Северского трубного завода показал, что в ряде режимов большая часть оправки находится в конусе прошивки 4 (рис. 4.5) (отношение доли оправки, находящейся в конусе прошивки ρ больше 50%), таких режимов три. Шесть режимов прошивки имеют «равномерное» расположение рабочей части оправки в очаге деформации (ρ равно или близко к 50%, т.е. доли рабочей части оправки, расположенные в конусах прошивки 4 и раскатки 5, имеют равную или сопоставимую длину). В большинстве режимов оправка располагается преимущественно в конусе раскатки 5 (количество таких режимов с отношением $\rho < 50\%$ равно 14). В части режимов оправка почти полностью расположена в конусе раскатки, количество таких режимов с отношением $\rho \ll 50\%$ составляет также 14.

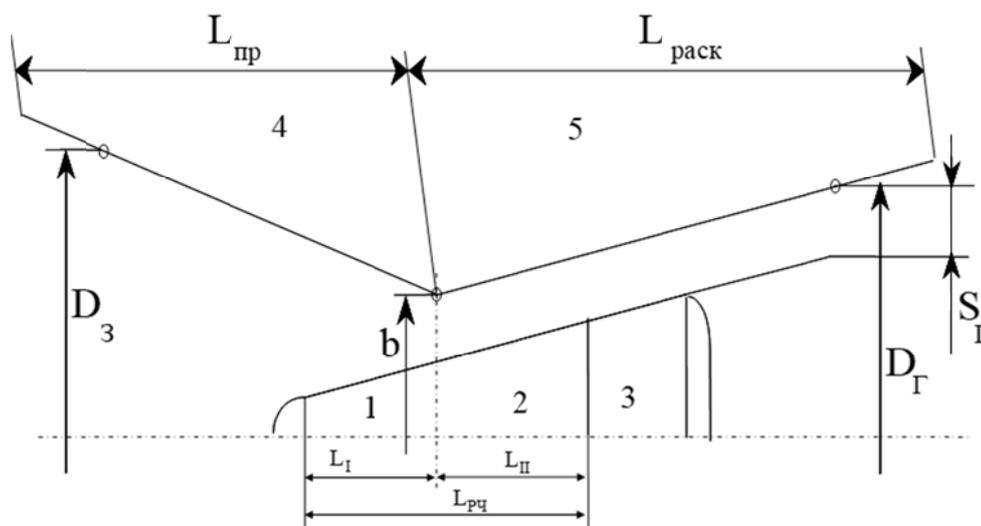


Рис. 4.5. Схема к определению положения оправки:

$L_{пр}$, $L_{раск}$ – длина конусов прошивки 4 и раскатки 5 на рабочем валке, b – расстояние между валками в пережиме; $L_{рц}$ – полная длина рабочего участка оправки; L_I – длина рабочего участка оправки, расположенного в конусе прошивки; L_{II} – длина рабочего участка оправки, расположенного в конусе раскатки;

1 – 5 рассматриваемые участки на оправке (1-3) или на валке (4 и 5)

Для оценки влияния положения оправки на процесс деформации при прошивке, были взяты заводские режимы с разной установкой оправки (табл. 4.3 и 4.4).

В результате следует отметить, что в режиме № 1 (табл. 4.3 и 4.4, рис. 4.6) практически вся оправка находится в конусе прошивки; в режиме № 2 – «равномерное» расположение оправки относительно пережима валков; режимы № 3 и 4 практически вся оправка находится в конусе раскатки.

Отметим, что в режиме № 1 для обеспечения рекомендуемого u_0 взято большое обжатие в пережиме ($u_{II} = 14$, табл. 4.3). В режиме № 4 из-за того, что носик оправки находится практически в пережиме (табл. 4.4, координата X_B) валков, обжатия u_0 и u_{II} практически равны.

Таблица 4.3

Параметры настройки заводских режимов

(угол раскатки $\beta = 12$ град, коэффициент овализации в пережиме $\xi = 1,1$)

№ режима	Диаметр заготовки (в горячем состоянии) D_3 , мм	Диаметр гильзы $D_Г$, мм	Толщина стенки гильзы $S_Г$, мм	Обжатия, %		Выдвиг оправки за пережим, мм	Угол подачи α , рад.	Диаметр оправки, мм	Длина рабочего участка оправки, мм
				в пережиме $u_{П}$	перед носком оправки u_0				
1	405	368	88	14,07	5,3	294	10	175	380
2	365	368	88	11,23	6,2	167			
3	405	460	65	9,6	6,4	144	7,5	308	640
4	365	460	65	6,3	6,3	10			

Таблица 4.4

Координаты граничных точек и параметры циклического формоизменения для заводских режимов

№ режима	Координаты сечений относительно пережима валков, мм			Число шагов до граничных точек			Накопленная степень деформации до граничных точек		
	X_A	X_B	X_F	N_B	N_C	N_F	Λ_B	Λ_C	Λ_F
1	-445	-299	136	3,9	8,3	10	1,87	6,7	7,4
2	-336	-176	255	3,6	5,8	8,9	1,65	4,7	6,3
3	-335	-139	429	5,14	7,5	14,15	2,6	5,9	10,9
4	-215	-24	610	4,3	4,7	13	2,3	2,9	10,2

При сравнении по параметрам циклического формоизменения (табл. 4.4) на режимах № 3 и 4 с преимущественным расположением оправки в конусе раскатки, при постоянном диаметре исходной заготовки, наблюдаются более высокие значения числа шагов N и накопленной степени деформации сдвига Λ_S до граничных точек. Можно предположить более высокую проработку литой структуры на этих режимах.

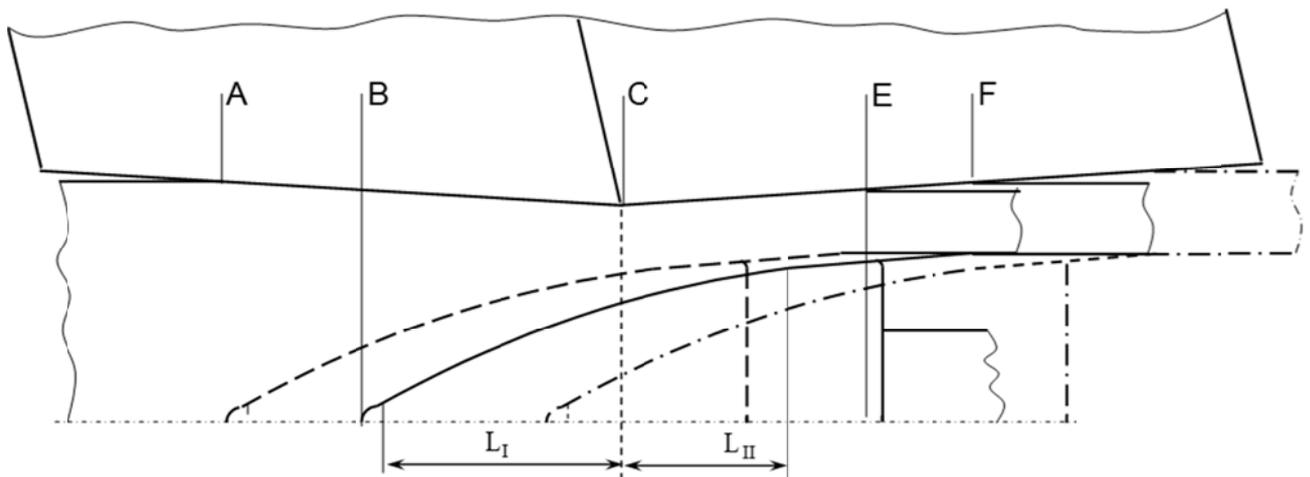


Рис. 4.6. Возможные положения оправки в очаге деформации:
 оправка расположена преимущественно в конусе прошивки (пунктирные линии);
 оправка в равных долях находится в конусах прошивки и раскатки (сплошные линии);
 оправка расположена преимущественно в конусе раскатки (штрих-пунктирные линии)

Для более подробного анализа влияния положения оправки на параметры циклического формоизменения (ПЦФ) были подобраны несколько «модельных» режимов. Особенностью выбора настроек «модельных» режимов являлось уменьшение разброса по варьируемым параметрам. Так как обжатие в пережиме валков u_{II} , диаметр заготовки D_3 , диаметр и длина оправки, коэффициент раскатки k_{II} , оказывают существенное влияние на итоговые значения ПЦФ, то их брали постоянными и для установки оправки в разное положение в очаге деформации принимали разные размеры гильзы (диаметр и толщину стенки). Для анализа были взяты четыре группы режимов с обжатием в пережиме валков u_{II} равными 8, 10, 12 и 14% (примеры режимов приведены в табл. 4.5). Это было сделано, чтобы «охватить» все возможные случаи (рис. 4.6) расположения оправки в очаге деформации.

Анализируя выбранные режимы, стоит отметить, что на них удалось получить практически всю «картину» по положению оправки в очаге деформации, от значительного выхода оправки в конус прошивки ($\rho = 71\%$), до положения всей оправки только в конусе раскатки $\rho \approx 0\%$ (режим прошивки при $u_{II} = 8\%$, $u_0 = 8\%$, в табл. 4.5 не показан). Обжатие перед

носом оправки $u_0 = 5 \div 8 \%$ при этом изменялось в пределах, допускаемых по условиям захвата (такие обжатия используются на СТЗ). Выбор обжатий u_0 и u_{II} в рассматриваемых режимах соответственно влияет на историю циклического формоизменения.

Таблица 4.5

Примеры «модельных» режимов и координаты граничных точек (диаметр заготовки 360 мм, угол подачи $\alpha = 10$ град., угол раскатки $\beta = 12$ град., коэффициент овализации в пережиме $\zeta_{II} = 1,1$, длина рабочего участка оправки $L_{PC} = 270$ мм, полная длина оправки 380 мм, коэффициент раскатки $\kappa_{II} = 20$ мм)

№ режима	Диаметр гильзы $D_{Г}$, мм	Толщина стенки гильзы $S_{Г}$, мм	Обжатие перед носком оправки u_0 , %	Вытяжка в пережиме валков μ_C	Суммарная вытяжка μ_F	Координаты, мм		Доля оправки расположенная в конусе прошивки ρ , %
						Носка оправки X_B	Схода гильзы с оправки X_E	
Обжатие в пережиме $u_{II} = 10\%$, координата встречи заготовки с валком $X_A = -278$, $d_0 = 224$ мм								
1	390	74	5	1,23	1,35	-149	256	36,8
2	402	80	6	1,17	1,29	-119	286	26,9
3	414	86	7	1,11	1,2	-90	315	17,1
4	426	92	8	1,04	1,19	-71	334	10,6
Обжатие в пережиме $u_{II} = 14\%$, координата встречи заготовки с валком $X_A = -374$, $d_0 = 212$ мм								
5	346	58	5	1,56	1,77	-294	156	71
6	358	64	6	1,51	1,71	-229	176	64,1
7	370	70	7	1,43	1,62	-199	206	54
8	382	76	8	1,37	1,53	-169	236	43,7

На усовершенствованной математической модели МЭИ были рассчитаны параметры циклического формоизменения (табл. 4.6) в граничных точках (рис. 4.6): число шагов N и накопленная степень деформации сдвига A_{Σ} .

Число шагов в пережиме N_C (участок **B-C**, рис. 4.6), уменьшается при смещении оправки в конус раскатки (при увеличении u_0). Это происходит из-за того, что при смещении оправки на сравниваемых режимах носок оправки (сечение **B**) постепенно приближается к пережиму валков (сечению **C**). Из-за

уменьшения числа циклов значение Λ_C при таком смещении оправки в конус раскатки также уменьшается, но это уменьшение происходит значительно интенсивнее, чем N_C .

Таблица 4.6

Параметры циклического формоизменения, полученные на «модельных» режимах

№ режима	Число шагов			Накопленная степень деформации сдвига		
	N_B	N_C	N_F	Λ_B	Λ_C	Λ_F
1	2,85	4,55	8,68	1,05	4,35	7,44
2	3,1	4,42	8,77	1,49	3,87	7,71
3	3,31	4,29	8,85	1,66	3,37	7,93
4	3,44	4,2	8,89	1,75	3,02	7,94
5	3,69	7,48	10,46	1,61	7,23	8,79
6	3,96	7,28	10,56	1,68	7,07	8,97
7	4,27	6,99	10,67	1,95	6,29	9,1
8	4,49	6,7	10,74	2,19	5,59	9,42

При выходе гильзы из очага деформации (сечение F) число циклов N_F и накопленная степень деформации сдвига Λ_F вне зависимости от положения оправки практически выравниваются. Если внимательно проанализировать табл. 4.6, то можно увидеть, что при увеличении u_0 в точке F число шагов N_F и Λ_F незначительно увеличиваются, но это увеличение составляет $\Delta N_F \approx 3,5 \div 12\%$, $\Delta \Lambda_F \approx 2 \div 3\%$. В режимах, в которых значительная часть оправки расположена в конусе раскатки, деформация до пережима относительна мала, а основную деформацию заготовка-гильза получает на оправке (в конусе раскатки). В целом можно отметить, что при смещении оправки в конус раскатки N и Λ_C увеличиваются.

Рассмотрим влияние на проработку исходной литой структуры циклического процесса винтовой прокатки. Еще в 1974 г. Жаворонков В. А. с учениками [2] показали, что при деформации в трехвалковом стане винтовой прокатки литая структура при коэффициенте вытяжки $\mu = 4$ отсутствует,

тогда как при продольной прокатке для устранения литой структуры требуется деформация с коэффициентов вытяжки $\mu = 8 \div 10$. Можно предположить, что подобное различие при винтовом движении заготовки-гильзы объясняется развитой поперечной деформацией, которая способствует проработке литой структуры за счет макросдвигов.

Четыре заводских режима были рассчитаны на усовершенствованной математической модели МЭИ. Для них был определен показатель средней доли поперечной деформации по всему очагу формоизменения. Для каждого режима площадь под кривой A_θ разделили на длину очага деформации. На рис. 4.7. показано изменение $A_{\theta_{cp}}(x)$ в зависимости от положения оправки (доли оправки в конусе прошивки ρ).

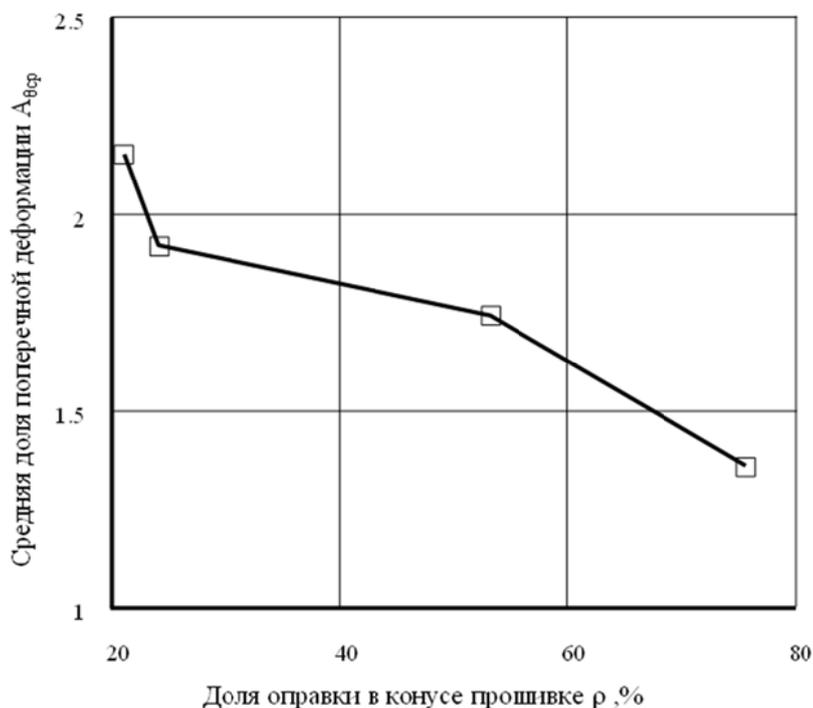


Рис. 4.7. Зависимость доли поперечной деформации от положения оправки

С увеличением ρ средняя доля поперечной деформации $A_{\theta_{cp}}$ уменьшается, т.е. чем больше оправка выдвигается за пережим валков (в конус прошивки), тем ниже $A_{\theta_{cp}}$ (рис. 4.7).

Отметим, что на рис. 4.7 при $\rho = 75,5 \%$, прошивка ведется по маршруту 360->350x73 ($D_3 \rightarrow D_Г \times S_Г$), а при $\rho = 53,2 \%$ по маршруту 360->370x89, т.е. работа «размер в размер»; при $\rho = 24,1$ и $21,1 \%$ по маршрутам соответственно, 360->440x62,5 и 360->450x65, т.е. работа «на подъем», что согласуется с выводами работы [83].

Для «модельных», режимов, примеры которых указаны в табл. 4.5 и 4.6, при $u_{II} = 10\%$ построена зависимость изменения доли поперечной деформации по длине очага формоизменения при отношении $\rho = 10,6 \div 36,8\%$ (рис. 4.8), из которой также следует, что чем больше это отношение, тем меньше показатель A_0 .

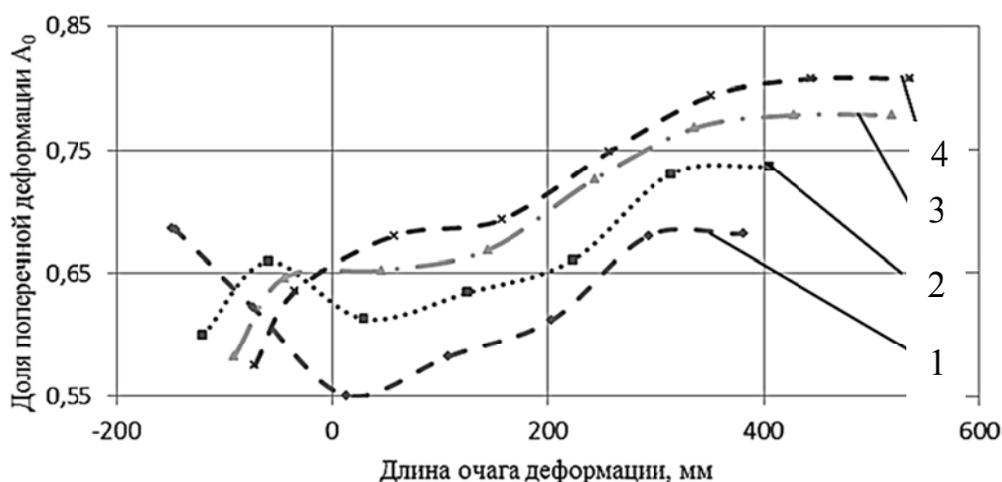


Рис. 4.8. Распределение доли поперечной деформации по длине очага деформации при различных значениях доли оправки в конусе прошивки ($\rho = 1 - 36,8 \%$; $2 - 26,9 \%$; $3 - 17,1\%$; $4 - 10,6\%$)

Так как 16 режимов были рассчитаны при обжатиях в пережиме валков $u_{II} = 8 \div 14 \%$, то на рис. 4.9 показано изменение средней доли поперечной деформации от выдвигания оправки за пережим валков (от отношения ρ) для обжатий перед носком оправки $u_0 = 5, 6, 7$ и 8% .

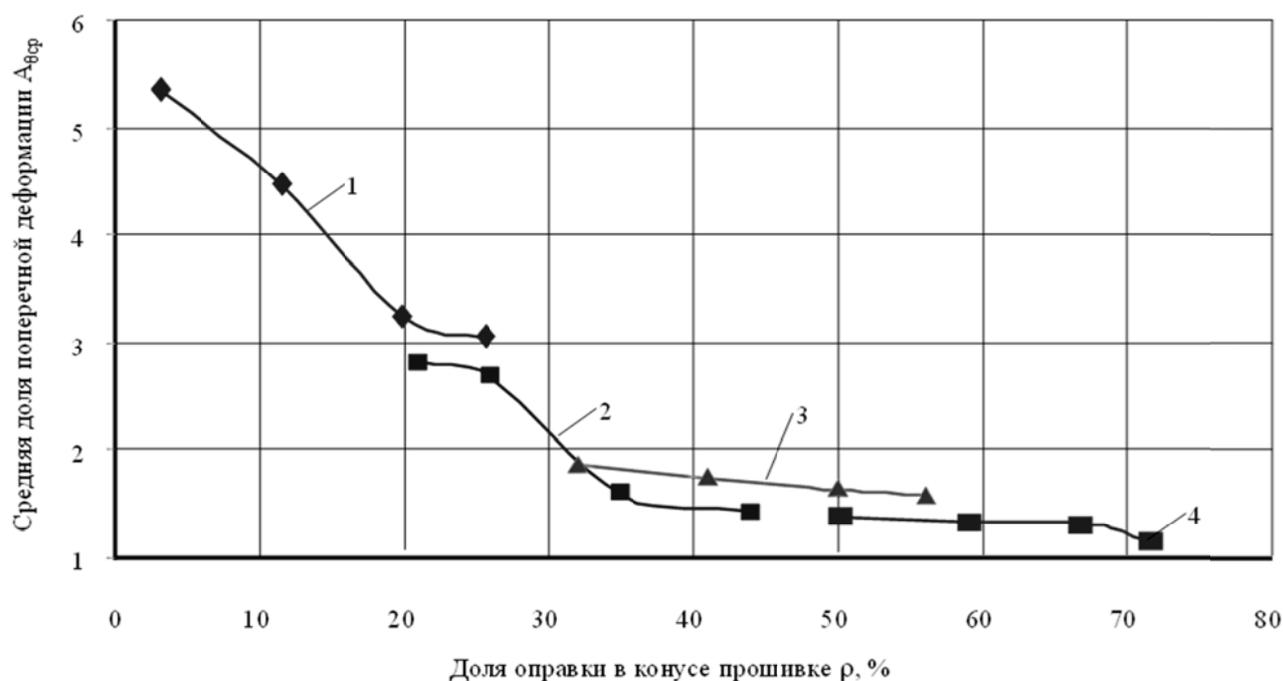


Рис. 4.9. Зависимость средней доли поперечной деформации от положения оправки:
 1 – обжатие в пережиме валков $u_{II} = 8\%$; 2 – $u_{II} = 10\%$;
 3 – $u_{II} = 12\%$; 4 – $u_{II} = 14\%$

Из рис. 4.9 следует, что при $u_{II} = const$, чем больше u_0 , тем выше значения A_{θ} . При $u_0 = const$, чем больше u_{II} , тем меньше значения A_{θ} .

Характер зависимостей на рис. 4.8 и 4.9 можно объяснить изменением деформации по длине очага формоизменения. Накопление коэффициента вытяжки к пережиму валков происходит более интенсивно при уменьшении обжатия перед носком или увеличении отношения ρ (табл. 4.5).

Еще более наглядно положение оправки влияет на изменение коэффициента овализации внутреннего профиля $\xi_{вн}$ образующейся гильзы. Так коэффициент овализации наружного профиля $\xi_{н}$, определяемый отношением расстояния между линейками a к расстоянию между валками b (рис. 4.2), изменяется по длине очага деформации в пределах 7-13%. Коэффициент $\xi_{вн}$, определяемый как отношение большей оси внутреннего профиля к диаметру оправки d_o в рассматриваемом сечении (рис. 4.10) по формуле:

$$\xi_{\text{вн}} = \frac{a - 2 \cdot S}{b - 2 \cdot S} = \frac{\xi_{\text{н}} \cdot b - 2 \cdot S}{b - 2 \cdot S} = \frac{\xi_{\text{н}} \cdot b - 2 \cdot S}{d_0}, \quad (4.4)$$

где S текущее значение толщины стенки образующейся гильзы, имеет максимальное значение, достигающее $\xi_{\text{вн}} = 1,6$. Эти максимумы расположены близко к участку перехода носка в рабочую часть оправки. Указанные значения $\xi_{\text{вн}}$ получены из геометрических соотношений без учета влияния степени тонкостенности образующейся гильзы. Однако в выражении (4.4) влияние профиля и длины оправки очевидно.

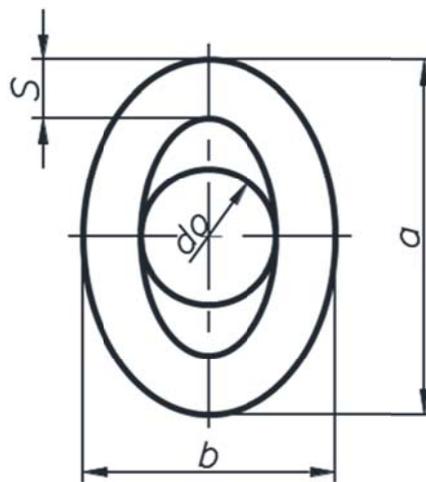


Рис. 4.10. Схема поперечного сечения для определения коэффициента овализации $\xi_{\text{вн}}$ внутреннего профиля

Таким образом, можно утверждать, что положение и калибровка оправки оказывают существенное влияние на величину поперечной деформации и следовательно на проработку исходной литой структуры.

4.2.3. Форма рабочего участка оправки

На заводах России и СНГ при прошивке заготовок используют оправки с разной формой рабочей части (рис. 4.11). Стоит, например, выделить:

- на ОАО «Первоуральский Новотрубный завод» на ТПА 220 и 140-1 стоят оправки с укороченными коническим и сферическим рабочими участками;
- на ТПА ОАО «Северский трубный завод» стоит оправка с «двухконусным» рабочим участком;
- на ТПА ОАО «Челябинский трубный» на большом прошивном стане некоторое время использовалась «шлемовидная» оправка, с вогнутой рабочей частью для прошивки предварительно сверленных слитков;
- в последнее время существуют изобретения [2, 87], в которых для определенных законов деформации подбирали форму оправки, но при этом коэффициенты деформации считались через наперед заданные интервалы, а не через шаг подачи;
- существуют исследования [88, 89], в которых итерационными методами подбирали форму оправки для заданного изменения коэффициентов деформации через шаг подачи.

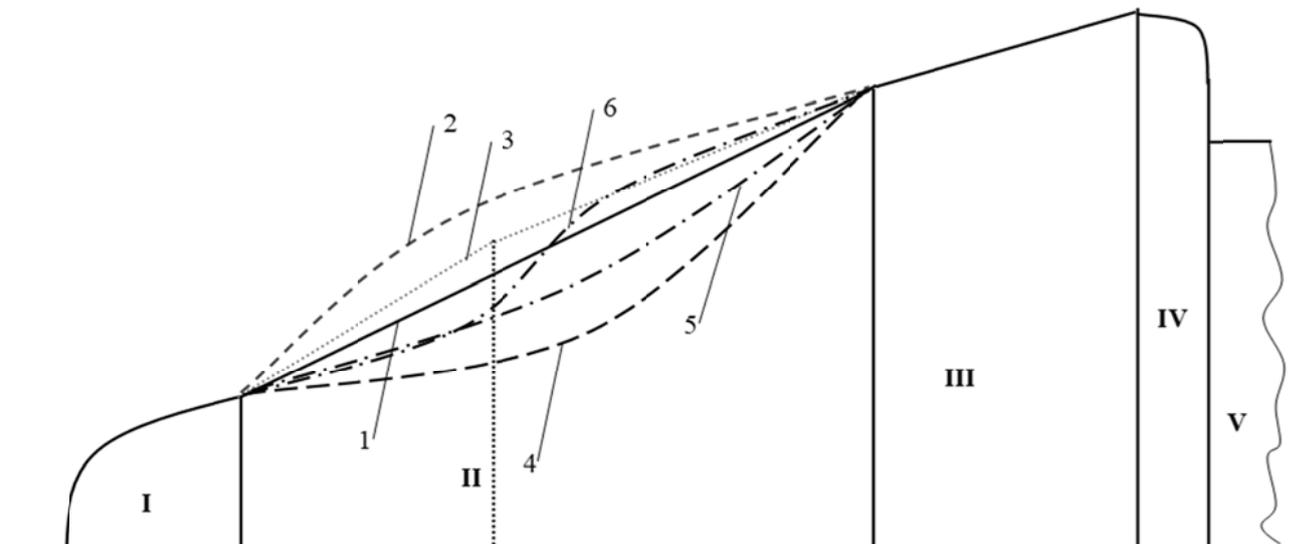


Рис. 4.11. Форма рабочей части прошивной оправки:
 I – участок носка оправки; II – рабочий участок; III – калибрующий участок; IV – участок обратного конуса, V – стержень оправки;
 1 – конический рабочий участок; 2 – сферический; 3 – «двухконусный»; 4 – «шлемовидный», вогнутый; 5 – «Толмачев», 6 – [Новиков] с линейно-возрастающим законом изменения деформации

Для расчетов были взяты 6 форм рабочих частей оправок (рис. 4.11, поз. 1-6, участок II) [86], при этом одинаковой принималась форма участков: носка, калибрующего, обратного конуса и стержня (рис. 4.11, участки I, III, IV и V).

Для рабочего участка оправки с линейно возрастающим законом изменения деформации (рис. 4.11, поз. 6), итерационным методом через шаг подачи [88, 89] была подобрана форма оправки, обеспечивающая линейное возрастание по длине деформации по стенке гильзы: $\ln(S_i/S_{i-1}) = a + b \cdot x$.

Для режима прошивки используемого на СТЗ: $D_3 \times D_Г \times S_Г = 360 \times 400 \times 78$ мм; расстояние между рабочими валками и направляющими линейками $b = 323$ мм и $a = 355$ мм; диаметр оправки $d_0 = 224$ мм; обжатия в пережиме валков и перед носком оправки $u_{II} = 10\%$ и $u_0 = 5\%$. Полученные на предложенных оправках распределения радиальной деформации и вытяжки по длине рабочего участка, показаны на рис. 4.12.

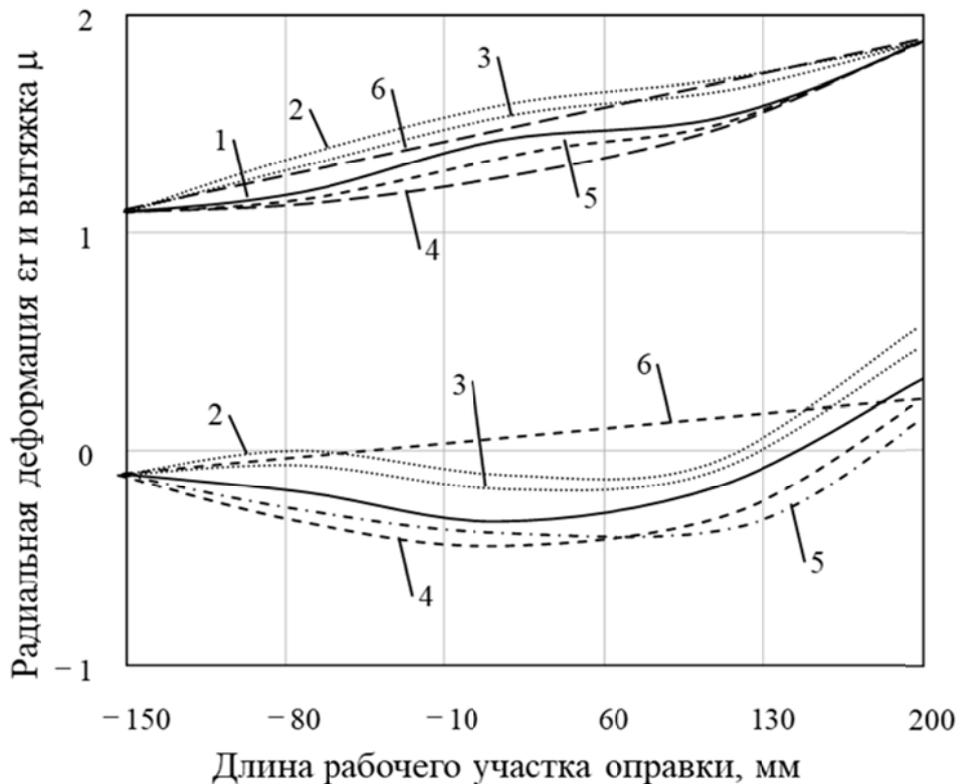


Рис. 4.12. Распределение вытяжки (верх) и радиальной деформации (низ) по длине рабочего участка оправки (расшифровку поз. 1-6 см. на рис. 4.11)

Анализируя зависимости, представленные на рис. 4.12, можно отметить, что на принятых шести формах рабочего участка оправки различие по коэффициенту вытяжки составляет не более 15%. Различие по коэффициенту радиальной деформации на шаге (ϵ_{ri}), может составлять до трех раз. Так же декларируемый в работе [87] закон изменение вытяжки, из-за неверного его расчета через 5 мм, не соблюдается в итоге при расчете по шагам деформации.

Указанное различие по ϵ_{ri} влияет на характер распределения числа шагов N , данные зависимости показаны на рис. 4.13 и 4.14.

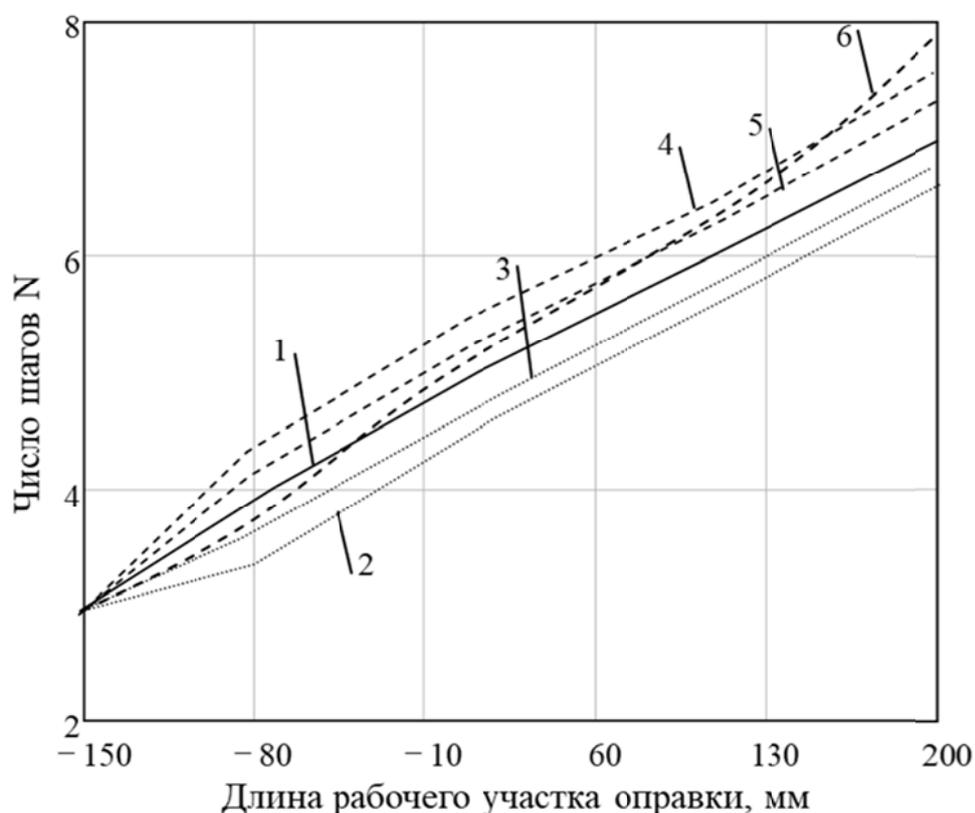


Рис. 4.13. Распределение числа шагов N по длине рабочего участка оправки

Анализируя режимы с помощью критерия «доля поперечной деформации», можно сделать вывод о преимуществе оправки с линейно возрастающим законом изменения деформации (см. рис. 4.14). При использовании оправок данного типа деформация будет увеличиваться монотонно, и, возможно, такое постепенное увеличение проработки литой

структуры заготовки позволит получить более качественный металл на проштампованной гильзе.

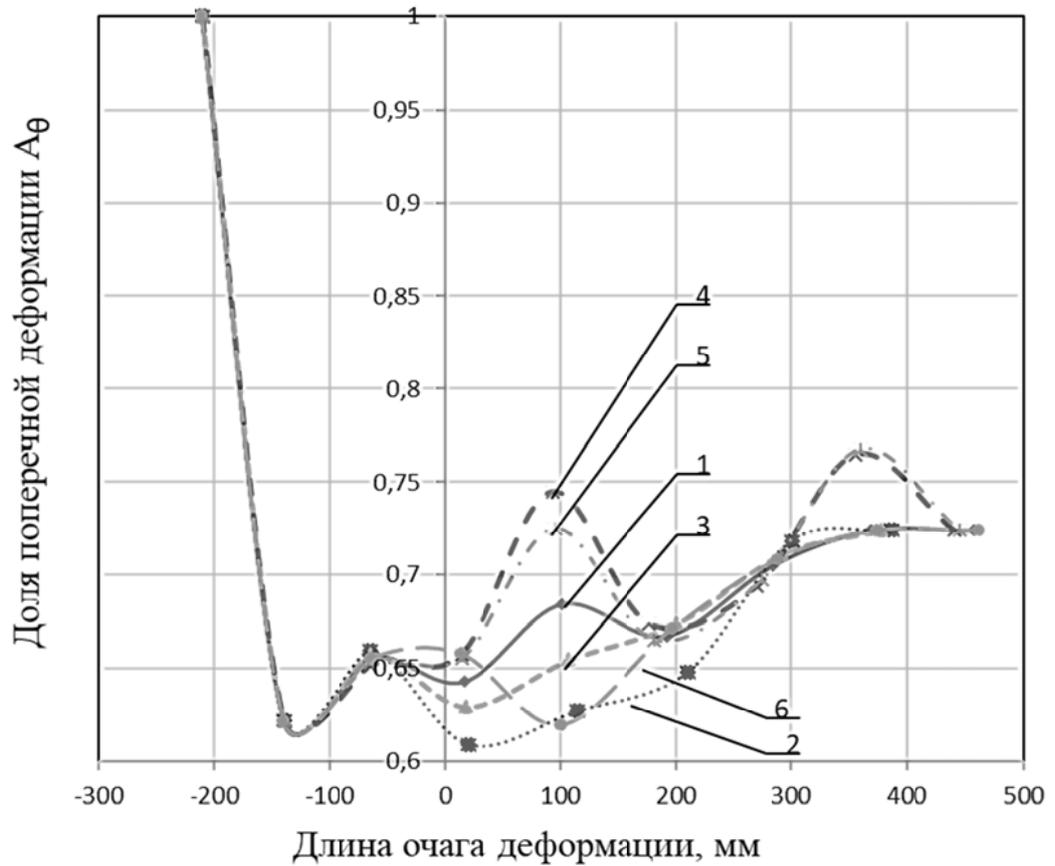


Рис. 4.14 Распределение доли поперечной деформации A_{θ} по длине очага деформации. 1 – конический рабочий участок; 2 – сферический; 3 – «двухконусный»; 4 – «шлемовидный», вогнутый; 5 – «Толмачев», 6 – с линейно-возрастающим законом изменения деформации

Анализ режимов с использованием критерия «доля поперечной деформации» приведен в табл. 4.7. Режим с линейно-возрастающим законом изменения деформации имеет наибольшую долю поперечной деформации.

Таблица 4.7

Средняя доля поперечной деформации с разной формой рабочего участка оправки

№ оправки (см. рис. 4.14)	1	2	3	4	5	6
$A_{\theta ср}$	2.3	1.58	1.59	2.38	2.39	2.40

4.2.4. Форма профиля направляющих линейек

Направляющий инструмент (линейка) обеспечивает замкнутый очаг формоизменения в поперечном направлении при винтовой прошивке на двухвалковых станах. Рассмотрим влияние формы направляющего инструмента на изменение структуры гильзы-заготовки, которое оценивается по изменению параметров циклического формоизменения и доли поперечной деформации [84]. С этой целью при каждом единичном обжати определяли: коэффициенты деформации по трем осям, число циклов до отдельных сечений очага деформации, накопленную степень деформации сдвига и долю поперечной деформации.

Схема прошивки на двухвалковом стане приведена на рис. 4.15, где позиция гребня линейки совпадает с пережимом валков (рис. 4.15, а). Форма линейки без криволинейной вогнутости и с криволинейной вогнутостью выходного участка показана на ступенчатом разрезе очага формоизменения (рис. 4.15, б, в).

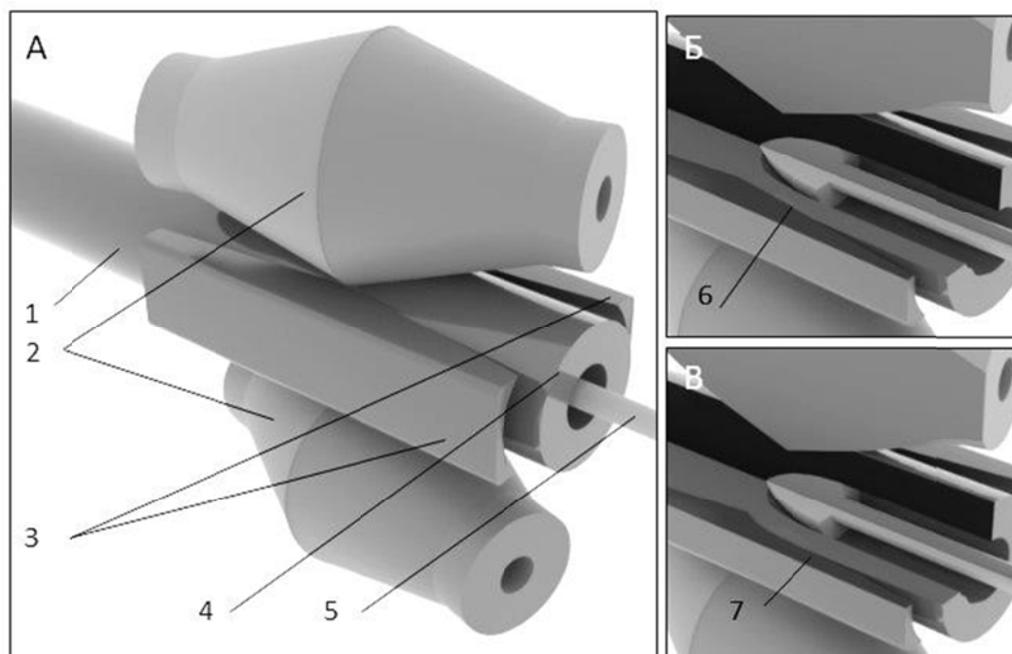


Рис. 4.15. Очаг формоизменения (деформации): а — схема винтовой прошивки; б, в — ступенчатый разрез очага формоизменения с демонстрацией выходного участка линейки; 1 — заготовка; 2 — бочковидные валки; 3 — направляющий инструмент (линейки); 4 — гильза; 5 — оправка; 6 — профиль выходного участка линейки; 7 — выходной участок линейки с криволинейной вогнутостью

Величина A_0 осесимметричной деформации с осевым удлинением изменяется в пределах от -1 до 1 . При этом значения: $A_0 < 0$ соответствуют схеме деформации с двумя главными компонентами сжатия и одной удлинению; $A_0 = -1$ — деформации сплошной круглой заготовки; $A_0 = 0$ — плоской схеме деформации с отсутствием тангенциальной раскатки и смещением всего обжимаемого объема металла в осевом направлении; $A_0 = 1$ - отсутствию удлинения заготовки, когда весь смещенный по толщине стенки объем трансформируется в увеличение периметра срединной окружности. Схема прошивки на двухвалковом стане приведена на рис. 4.16, где положение гребня линейки совпадает с пережимом валков. Форма линейки без криволинейной вогнутости и с криволинейной вогнутостью выходного участка показана на ступенчатом разрезе очага формоизменения (рис. 4.16).

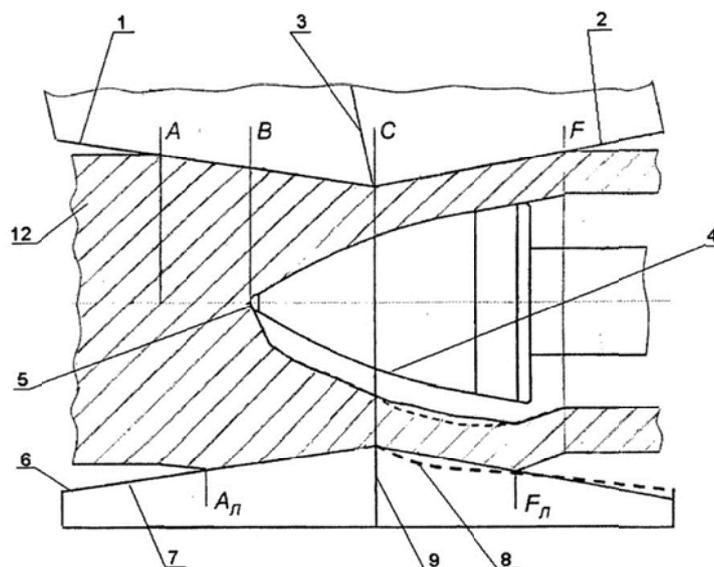


Рис. 4.16 - Продольный профиль линейек, на примере прошивки «на подъем» ($D_3=360$ мм, $D_r=400$ мм), без криволинейной вогнутости (действующей) 1 и с криволинейной вогнутостью 2

Рассмотрим первый случай (рис. 4.15, а), в котором оценивается влияние формы выходного участка линейки на долю поперечной деформации, т. е. моделируются параметры формоизменения по длине очага деформации для двух случаев: с прямолинейным и с криволинейным

профилем выходного участка линейки (рис. 4.16). Криволинейный профиль с вогнутостью удовлетворяет условию сохранения координаты схода с линейки гильзы, как и для случая прямолинейного профиля.

На рис. 4.17 показан общий вид действующей линейки, состоящей из следующих участков: горизонтальный участок на входе 2 и под наклоном участок 1, вместо гребня здесь присутствует горизонтальная площадка 2, конический участок 3, позиция 6 показывает желобчатость рабочей поверхности линейки 4.

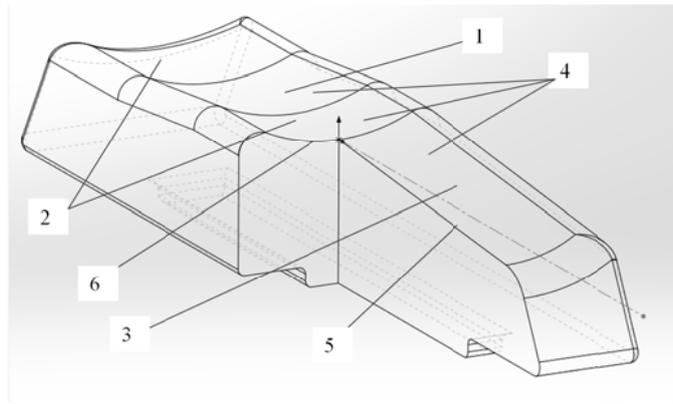


Рис. 4.17 - Действующая линейка со ступенчатым разрезом: 1-входной участок; 2-цилиндрический участок; 3-выходной участок; 4-желобчатая рабочая поверхность; 5-продольный профиль выходного участка; 6-профиль желоба

Задание профиля можно выполнить с помощью разных функций, варианты которых рассмотрены ниже.

В качестве первого варианта рассмотрим криволинейный профиль, координаты которого удовлетворяют уравнению окружности:

$$(x - x_0)^2 + (y - y_0)^2 = R^2,$$

где x и y — переменные; R — задает разницу между старым профилем и новым (при $R \rightarrow \infty$ кривая стремится к прямой); x_0 и y_0 — координаты центра окружности, которые находятся из следующей системы:

$$\begin{cases} (x_1 - x_0)^2 + (y_1 - y_0)^2 = R^2, \\ (x_2 - x_0)^2 + (y_2 - y_0)^2 = R^2, \end{cases} \quad (4.5)$$

где координаты x_1 и y_1 обозначают точку уменьшения высоты линейки после гребня; координаты x_2 и y_2 — точку схода с линейки, находящуюся на продольном сечении профиля линейки. При подстановке известных параметров в систему (4.5) можно найти неизвестные x_0 и y_0 , т. е. координаты центра окружности радиуса R .

В качестве второго варианта предложена степенная функция:

$$y = nx^\tau, \quad (4.6)$$

где y — расстояние от оси прошивки до линейки; x — положительная полуось абсцисс, которая параллельная оси прошивки, с центром системы координат на гребне линейки; n — коэффициент, задающий высоту криволинейного профиля; τ — показатель, характеризующий кривизну профиля. Коэффициент n выбирается так, чтобы функция (4.6) проходила через координаты (x_1, y_1) и (x_2, y_2) .

Для случая степенной функции была рассчитана криволинейная форма линеек для трех режимов прошивки — "на подъем", "размер в размер" и "на посад". На рис. 4.18 по оси абсцисс отложена координата очага деформации, отсчет идет от нуля (от пережима валков), следовательно, показаны координаты за пережимом валков в выходной части очага деформации. По оси ординат отложен угол γ между осью прошивки и касательной, проведенной к линии пересечения криволинейной поверхности линейки с горизонтальной плоскостью (рис. 4.15, в, поз. 7). Проекция кривых 1 – 3 на ось абсцисс дает длину контакта гильзы с линейками на выходе из очага формоизменения после пережима валков. Крайние справа точки дают координату схода с линейки. У прошивки "на посад" длина скольжения по линейке больше в два раза, чем для режима "размер в размер" и в четыре раза, чем для режима "на подъем". Присутствие изменения угла указывает на то, что профиль выходного участка линейки исполнен с вогнутой криволинейностью. Для режимов "на подъем", "размер в размер" и "на посад" угол касательной к криволинейному участку линейки неодинаков. Можно

предположить, что коэффициенты овализации ξ у этих режимов будут отличаться по длине очага формоизменения.

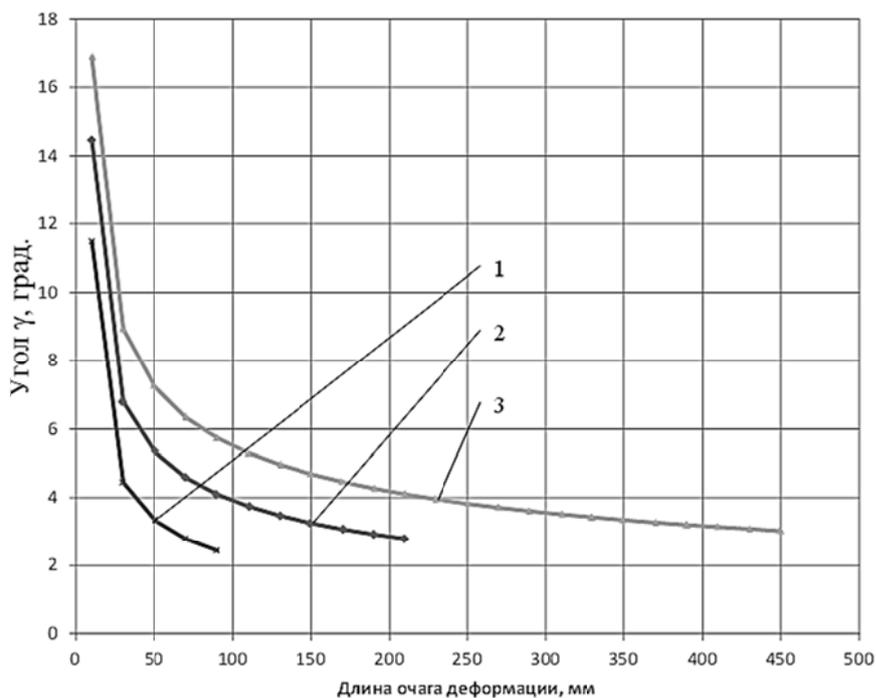


Рис. 4.18 - Изменение угла γ между осью прошивки и касательными, проведенными к криволинейному профилю линейки на каждом шаге подачи для разных режимов: 1- прошивка «на подъем» ($D_3=360$ мм, $D_r=400$ мм); 2- прошивка «размер в размер» ($D_3=360$ мм, $D_r=360$ мм); 3- прошивка «на посад» ($D_3=400$ мм, $D_r=360$ мм)

Изменение профиля выходного участка линейки влияет на коэффициент овализации и, следовательно, на долю поперечной деформации (рис. 4.19, 4.20 и 4.21). Из представленных зависимостей следует, что профиль линейки с криволинейной вогнутостью на выходном участке, где осуществляется основная деформация по толщине стенки, позволяет повысить долю поперечной деформации, что увеличивает проработку литой структуры. Отметим, что конечная поперечная деформация не зависит от профиля линейки и соответствует значению, определенному по методике [7].

Сравним влияние на величину поперечной деформации двух вариантов задания профиля выходного участка линейки: по окружности и по параболе. На рис. 4.19 приведены кривые распределения доли поперечной деформации

по длине очага формоизменения, где видно, что профиль, заданный по параболе, имеет преимущества по сравнению с другими профилями.

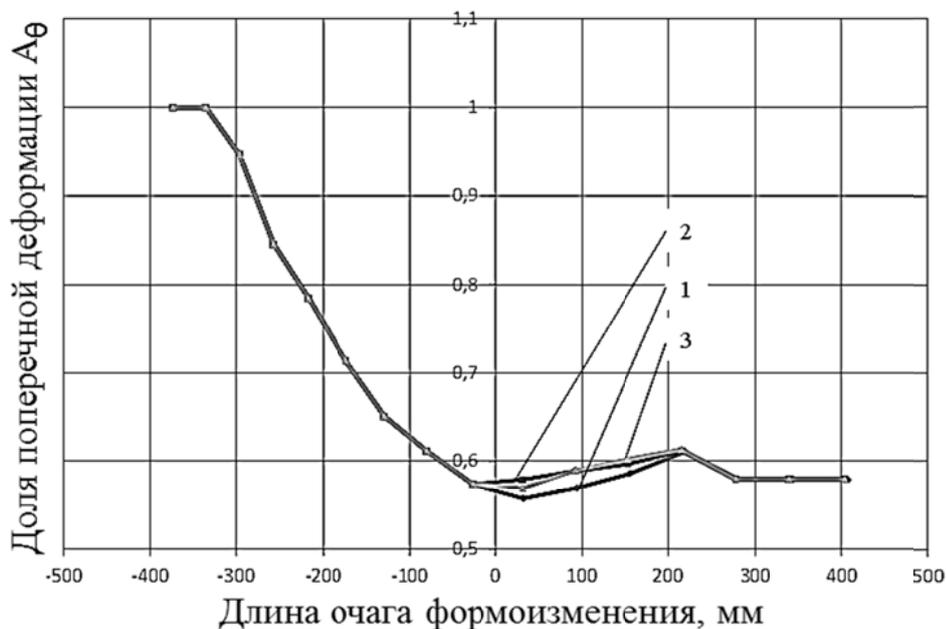


Рис. 4.19 - Изменение доли поперечной деформации по длине очага формоизменения с разным продольным профилем линейки для режима «размер в размер» ($D_3=360$ мм, $D_r=360$ мм): 1-действующий профиль линейки; 2-профиль выходного участка, изменяющийся по закону параболы; 3- профиль выходного участка, изменяющийся по закону окружности

На рис. 4.20 показано влияние криволинейного профиля линейки на долю поперечной деформации при прошивке «размер в размер», кривая 2 лежит выше кривой 1 на участке очага деформации, где был изменён профиль. На рис. 4.21 показано, что при работе «на посад» изменение профиля выходного участка линейки практически не влияет на величину поперечной деформации. По-видимому, это объясняется характером циклического формоизменения на этом участке очага деформации. Приведенные данные убедительно демонстрируют целесообразность изменения профиля выходного участка линейки на криволинейно-вогнутый при прошивке «на подъем» и «размер в размер»

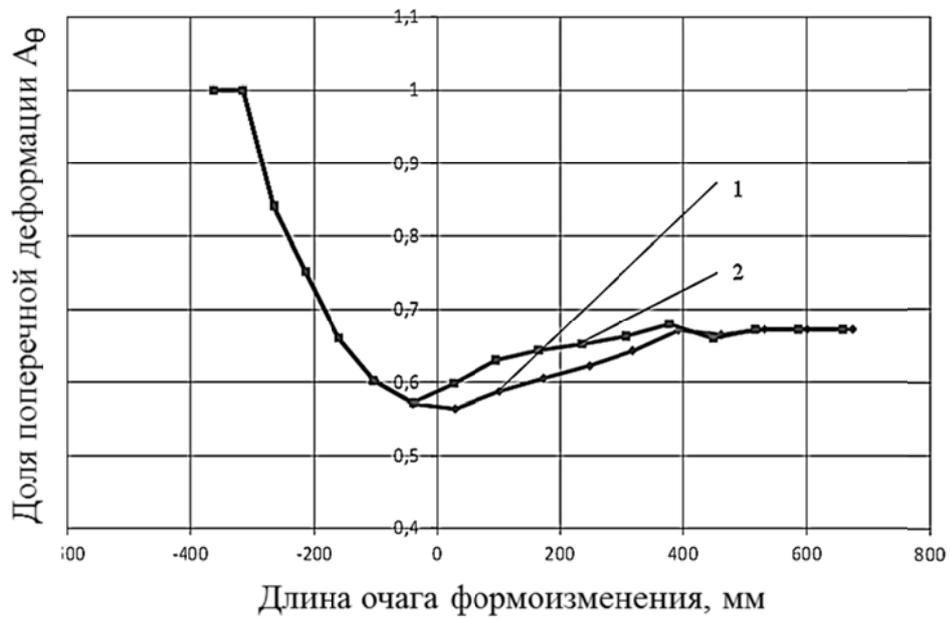


Рис. 4.20 - Изменение доли поперечной деформации по длине очага формоизменения с разным продольным профилем линейки для режима «на подъем» ($D_3=360$ мм, $D_r=400$ мм): 1-действующий профиль линейки; 2-профиль выходного участка, изменяющийся по закону параболы

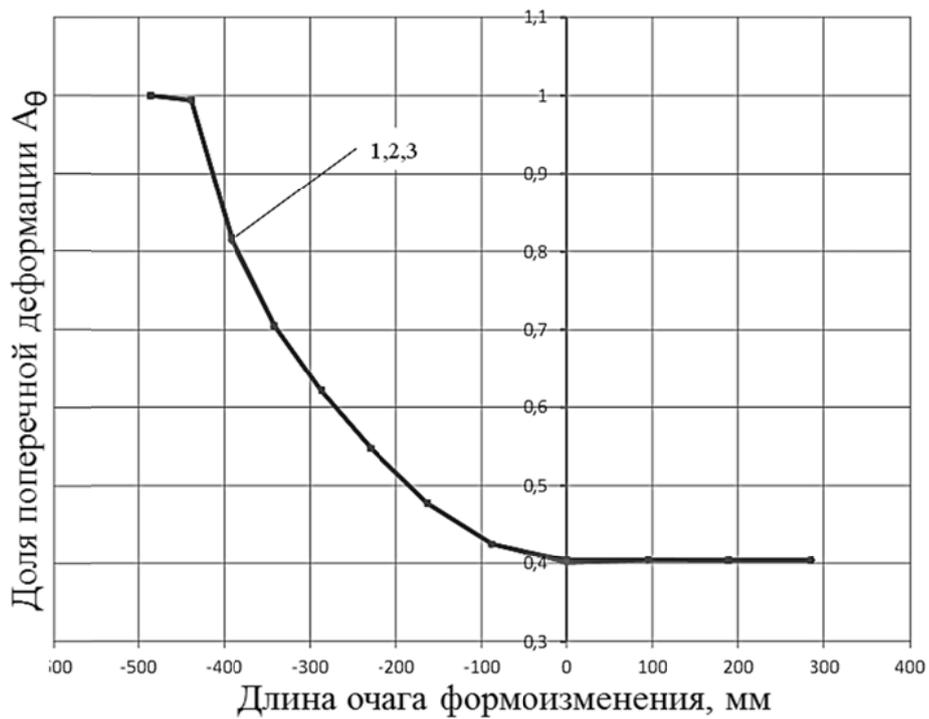


Рис. 4.21 - Изменение доли поперечной деформации по длине очага формоизменения с разным продольным профилем линейки для режима «на посад» ($D_3=400$ мм, $D_r=360$ мм): 1-действующий профиль линейки; 2-профиль выходного участка, изменяющийся по закону параболы; 3- профиль выходного участка, изменяющийся по закону окружности

4.2.5. Оценка проработки структуры при смещении гребня линейки и разной форме выходного конуса линейки

Рассмотрим случай со смещением гребня линейки в сторону входного конуса прошивки. Оценим влияние смещения гребня линейки в сторону положения носка оправки на долю поперечной деформации по длине очага формоизменения. Продольный ступенчатый разрез очага деформации при данной схеме приведён на рис. 4.22.

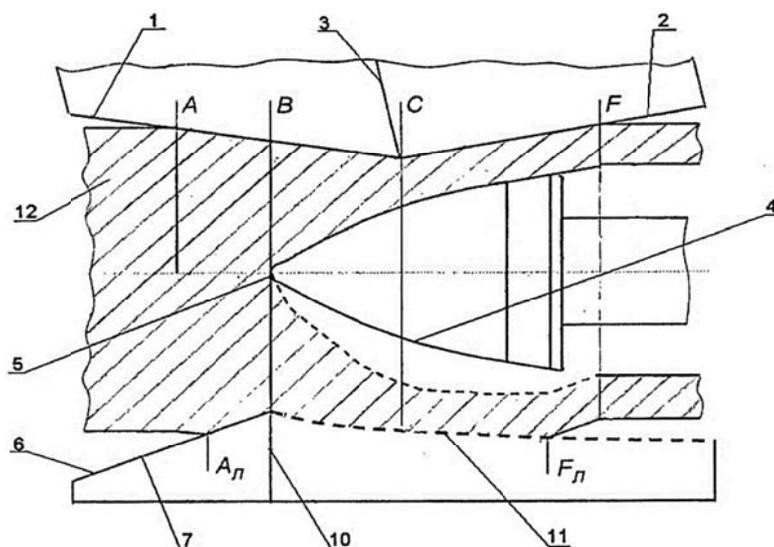


Рис. 4.22 - Продольный профиль очага деформации со смещенным гребнем линейки относительно пережима валков в сторону входа заготовки

Характер накопления истинных деформаций по всем трем осям показан на рис. 4.23. Нижняя кривая — радиальное обжатие, две верхние кривые — поперечная деформация. Видно, что сумма трех логарифмических коэффициентов деформации равна нулю в любом сечении. Точками показаны шаги подач, на каждом конкретном шаге суммирование коэффициентов деформаций является проверкой условия постоянства объема при пластическом формоизменении.

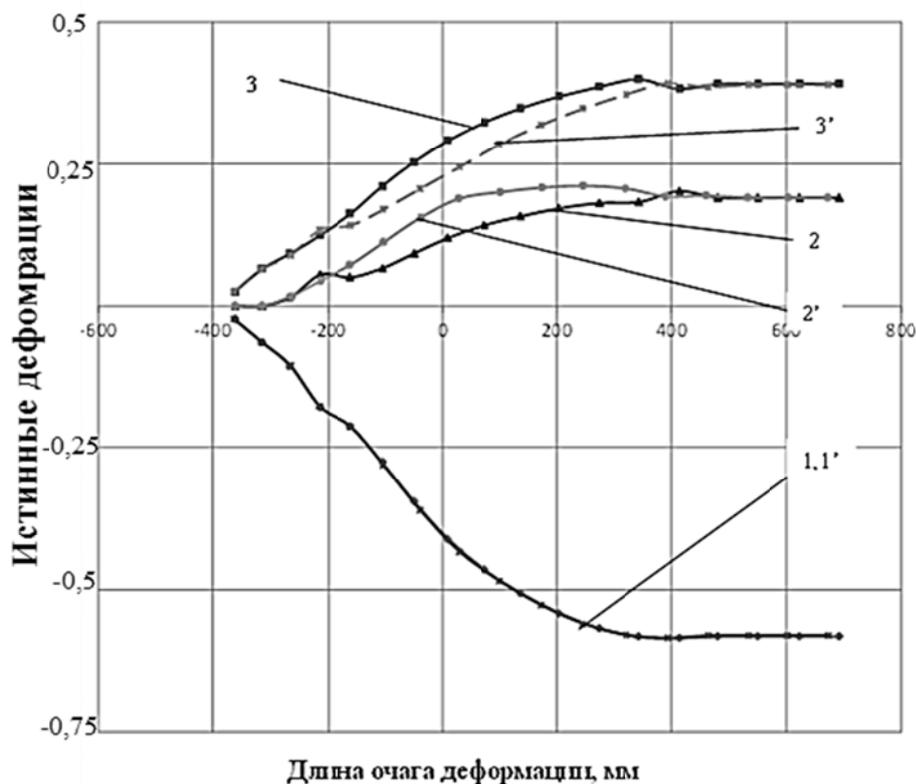


Рис.4.23 - Изменения истинных деформаций для действующей линейки без смещения (1-3) и для новой линейки со смещением (1'-3'): 1,1'-радиальная; 2,2'-осевая, 3,3'-тангенциальная

Из рис. 4.23 также видно, что это схема D_1 по Иг. М. Павлову [6], т. е. уменьшение размеров заготовки по одной оси сопровождается увеличением размеров заготовки по двум другим осям. Парное изменение коэффициентов продольной и поперечной деформации приводит к разному характеру изменения коэффициентов овализации по длине очага деформации за счет предполагаемых внесений изменений в продольный профиль выходного сечения линейки. Кривые 2 и 3 относятся к действующим (существующим на стане) линейкам, а кривые 2' и 3' — к линейкам с непрямолинейным профилем выходного участка (предлагаемый направляющий инструмент). При увеличении коэффициентов овализации за счет изменения профиля линеек возрастает доля поперечной деформации, что способствует улучшению проработки литой структуры, естественно это уменьшает долю продольной деформации и изменяет количество шагов

(итоговое число циклов до характерных сечений в очаге деформации). Сравнение числа шагов на участке, где изменяется коэффициент овализации, подтверждает сделанные предположения. Изменение числа шагов составляет 10 %.

На рис. 4.24 приведены зависимости распределения поперечной деформации от формы продольного сечения линейки. Анализ полученных кривых показывает, что для повышения доли поперечной деформации целесообразно выходной участок линейки выполнять с вогнутой криволинейностью. Также положительное влияние оказывает смещение гребня линейки в сторону входа в очаг деформации до положения, выдвинутого за пережим носик оправки (рис. 4.22). Стоит заметить, что смещение гребня не целесообразно применять при прошивке «на посад».

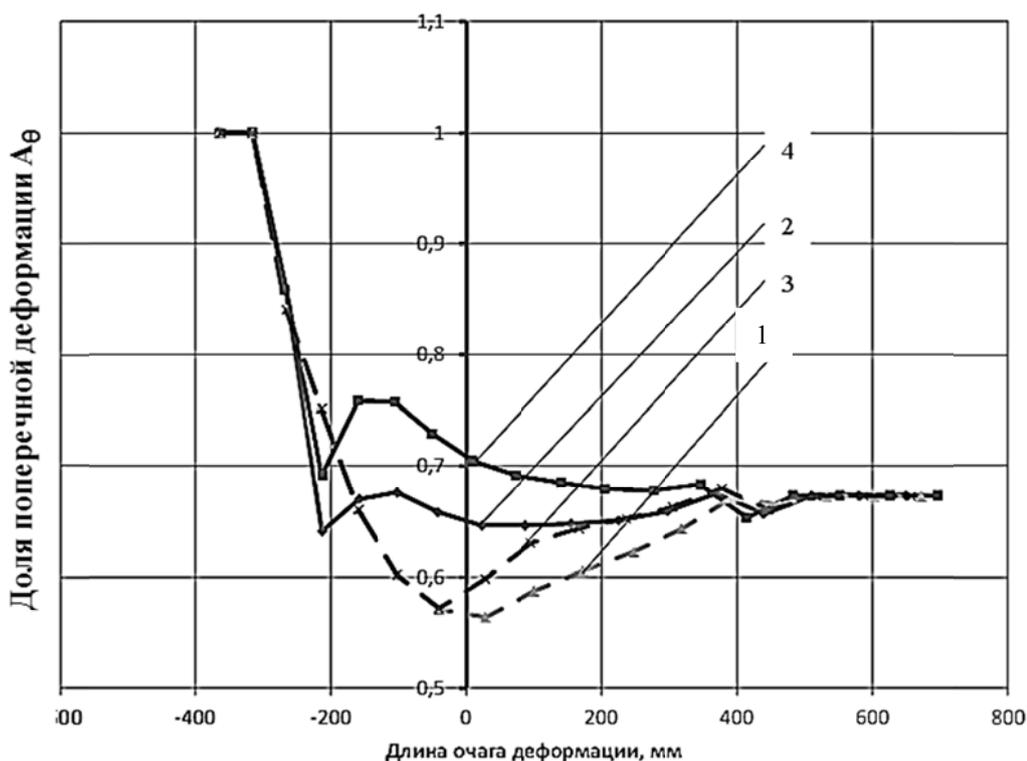


Рис. 4.24 - Зависимость доли поперечной деформации от координаты по длине очага формоизменения на примере прошивки «на подъем» ($D_3=360$ мм, $D_r=400$ мм): 1, 2- действующая линейка без смещения и со смещением гребня соответственно, 3, 4-новый продольный профиль линейки без смещения и со смещением гребня

На рис. 4.25 показано изменение накопления доли поперечной деформации для различных случаев. Только изменение профиля выходного

участка линейки вместо прямолинейного на вогнутую криволинейность (сравнение кривых 1 и 2) приводит к различию величины A_{θ} . После этого была рассмотрена старая линейка, но со смещением гребня в сторону выдвижения носка оправки и новая линейка со смещенным гребнем в сторону пережима валков. Новая линейка со смещением гребня в сторону выдвинутого за пережим оправки дает уже заметное изменение доли поперечной деформации и составляет около 11%.

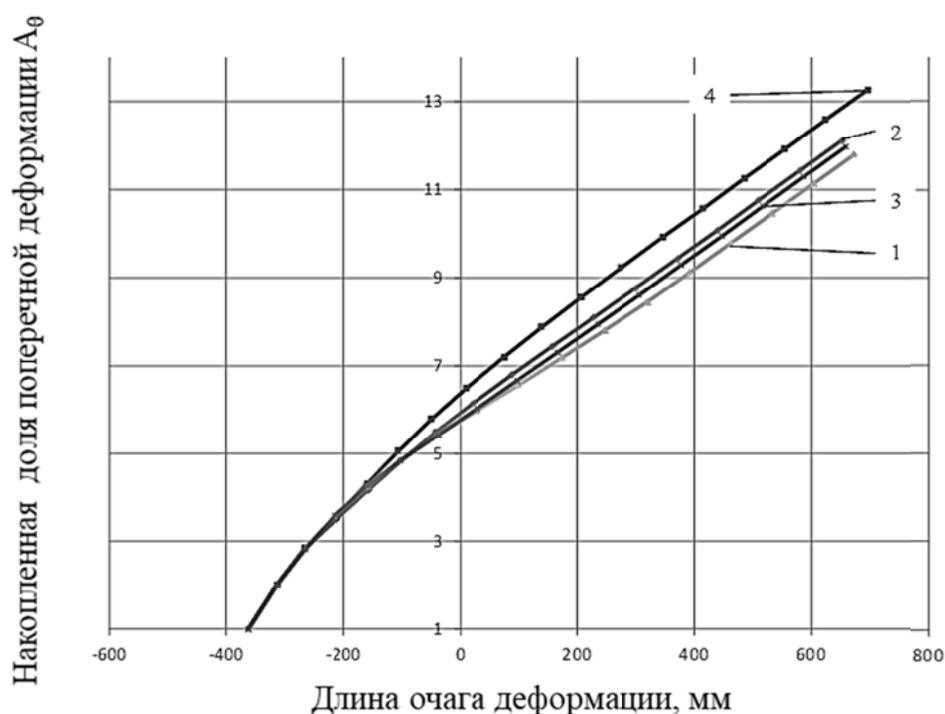


Рис. 4.25 - Накопленная доля поперечной деформации на примере прошивки «на подъем» ($D_3=360$ мм, $D_r=400$ мм): 1, 2-действующая линейка без смещения и со смещением гребня соответственно, 3, 4-новый продольный профиль линейки без смещения и со смещением гребня

Величина поперечной деформации зависит от коэффициента овализации. В каждом поперечном сечении при раскатке на оправке толщина стенки практически постоянна. В связи с этим овализация наружного и внутреннего контура прошиваемой заготовка будет различной. На рис. 4.26 показано изменение коэффициента овализации по длине очага деформации для внутреннего и наружного профиля заготовка-гильза без смещения гребня линейки и со смещением гребня к носик оправки.

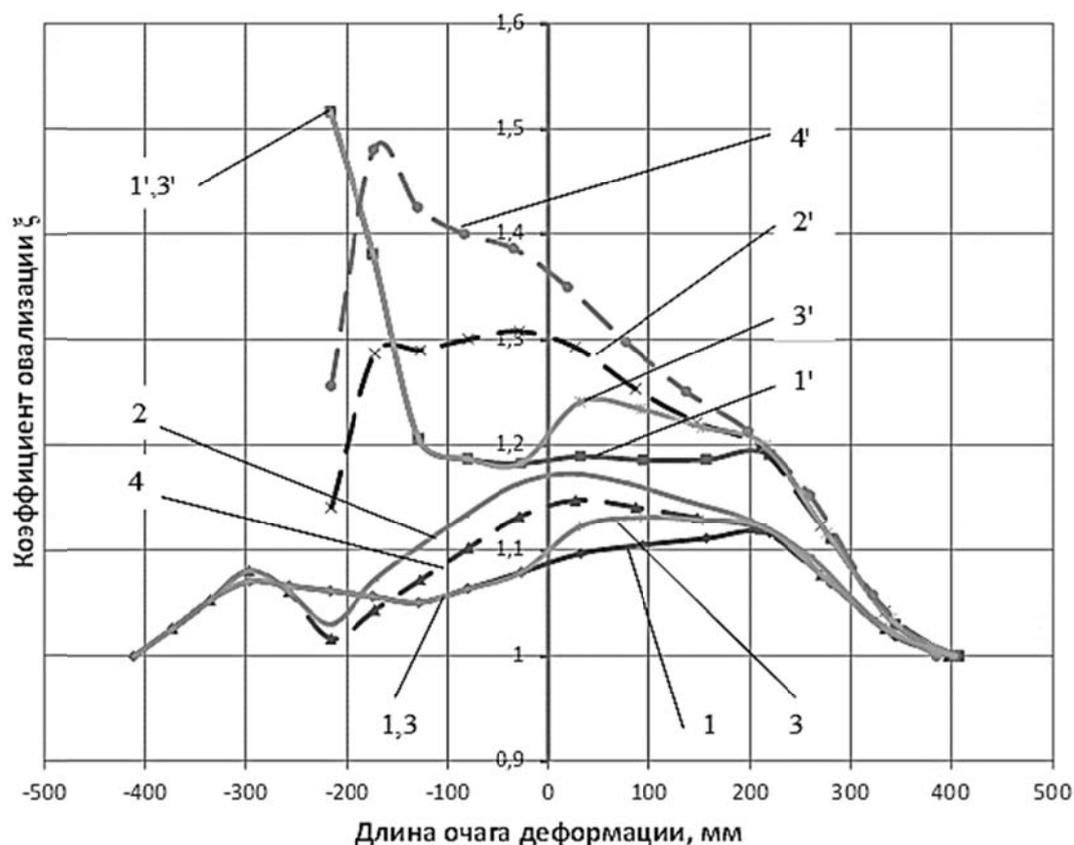


Рис. 4.26 - Изменение коэффициента овализации ξ по длине очага формоизменения: 1-4- наружный профиль; 1'-4'-внутренний профиль; 1, 1', 2, 2'- действующая линейка без смещения гребня 1, 1' и со смещением 2, 2'; 3, 3', 4, 4'- предлагаемая линейка без смещения 3, 3' и со смещением гребня 4, 4'

Приведенные данные убедительно подтверждают целесообразность изменения профиля выходного участка линейки на криволинейно-вогнутый. Смещение гребня линейки в сторону входа в очаг деформации до положения носка оправки, выдвинутого за пережим валков, также изменяет характер распределения коэффициента овализации в сторону увеличения доли поперечной деформации. Указанные мероприятия способствуют лучшей проработке исходной литой структуры.

Как показали расчеты (для режимов прошивки непрерывнолитых заготовок на Северском трубном заводе), в зависимости от тонкостенности гильзы доля поперечной деформации при использовании предлагаемого технологического решения возрастет на 8 – 15,5 %. Увеличение поперечной

деформации способствует лучшей проработке непрерывнолитой структуры. В тоже время смещение гребня способствует еще более интенсивной проработке непрерывнолитой структуры.

Применение предложенных технологических решений позволяет повысить проработку исходной литой структуры при прошивке непрерывнолитых заготовок и тем самым улучшить служебные свойства готовых труб.

Заключение

На основе проведенного анализа заводских режимов прошивки непрерывнолитых заготовок, было выявлено, что используется разное расположение оправки в очаге деформации. По уточненной математической модели МЭИ проведены расчеты параметров циклического формоизменения для оценки проработки литой структуры в зависимости от положения оправки.

Проведен анализ степени влияния на долю поперечной деформации A_{θ} следующих параметров настройки: диаметр заготовки; угол подачи; положение и форма оправки; обжатие в пережиме; форма направляющего инструмента, выдвижение направляющих линеек в сторону конуса прошивки. Установлено, что все перечисленные параметры прошивки оказывают влияние на долю поперечной деформации, причем наиболее сильное влияние оказывают форма и положение линеек и обжатие в пережиме.

Глава 5. Практические рекомендации по настройкам стана и их применение

5.1. Экспериментальная проверка усовершенствованной математической модели

Для учета части материала заготовки, идущей на уширение, в предыдущих главах была выведена аналитическая зависимость уточненного поперечного сечения до носка оправки. С целью проверки этой части усовершенствованной математической модели МЭИ был проведен эксперимент на промышленном прошивном стане Северского трубного завода.

Эксперимент представлял собой остановку процесса прошивки в тот момент, когда гильза вышла из валков на два-три диаметра. На заторможенной в валках гильзе наносились засечки в местах, где в дальнейшем были произведены разрезы, причем места выбирались для максимальной информативности и полезности.

Условия проведения промышленного эксперимента приведены в таблице 5.1. Из данных приведенных в таблице, можно оценить настроечные параметры; из характеристик следует, что прошивка осуществлялась «на подъем».

Для проведения измерений были вырезаны два темплета: темплет 1 - перед носком оправки и темплет 2 - в пережиме. Схема вырезки темплетов продемонстрирована на рис. 5.1. Для возможности сравнения реального профиля темплетов с профилем, описываемым математической моделью, профили темпелтов был оцифрованы (см. рис. 5.2 и 5.3).

Условия проведения промышленного эксперимента

Параметры режима прошивки	
Диаметр валка в пережиме $D_{вп}$, мм	1300
Скорость вращения валков, об/мин	80
Длины участков валка, мм	
полная	1000
входного конуса	490
выходного конуса	720
пережима	190
Углы конусности валка, град.	
на входе $\phi 1$	3.5
на выходе $\phi 2$	5.5
Углы, град.	
подачи α (рабочий диапазон)	7
раскатки β	12
Диаметры, мм	
заготовки	405
гильзы	451
толщина стенки гильзы, мм	82
Расстояние между, мм	
валками b	366
линейками a	402

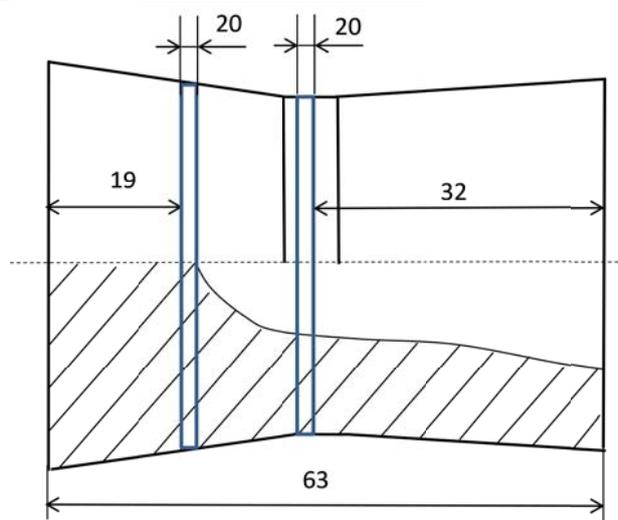


Рис.5.1 Схема вырезки темлетов при прошивке на двухвалковом стане «на подъем».

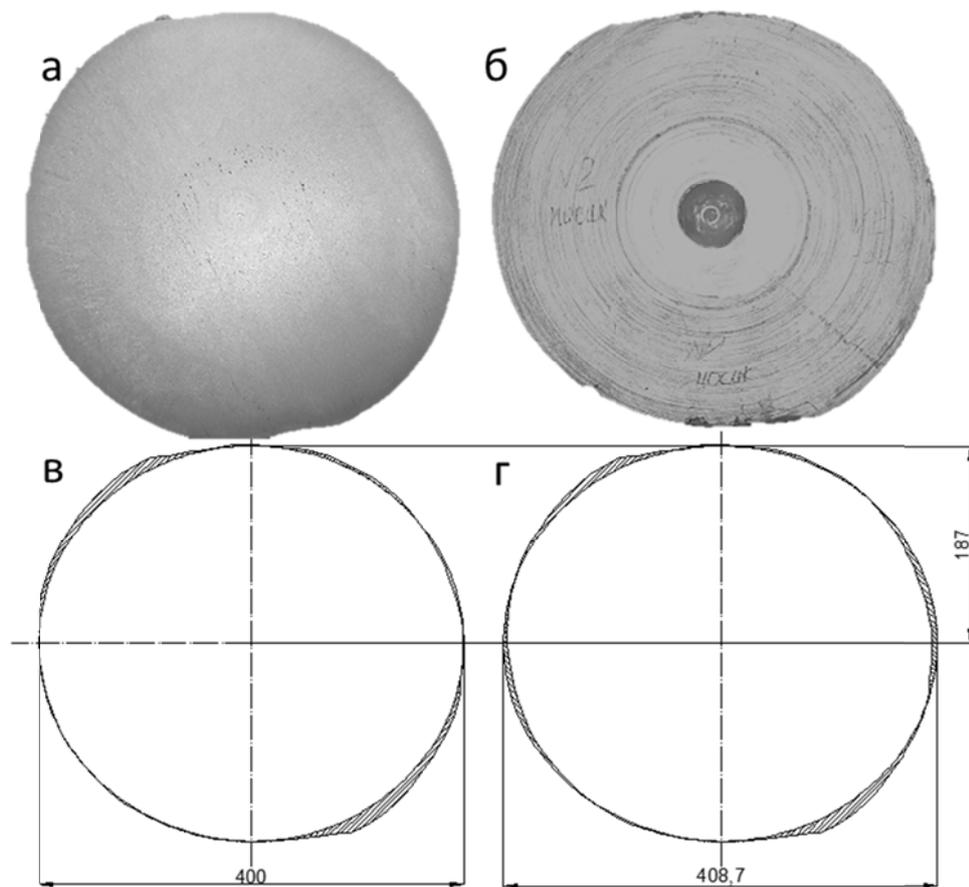


Рис. 5.2. Экспериментальное определение элементов формоизменения по длине очага деформации. а- темплет 1 толщиной 20 мм изъятый из сечения у носка, периметр 1240мм, вид со стороны входа заготовки; б- темплет 1, вид со стороны выхода заготовки; в- эллипс используемый в математической модели до уточнения площади поперечного сечения; г- эквивалентный эллипс используемый в усовершенствованной математической модели МЭИ после уточнения площади поперечного сечения

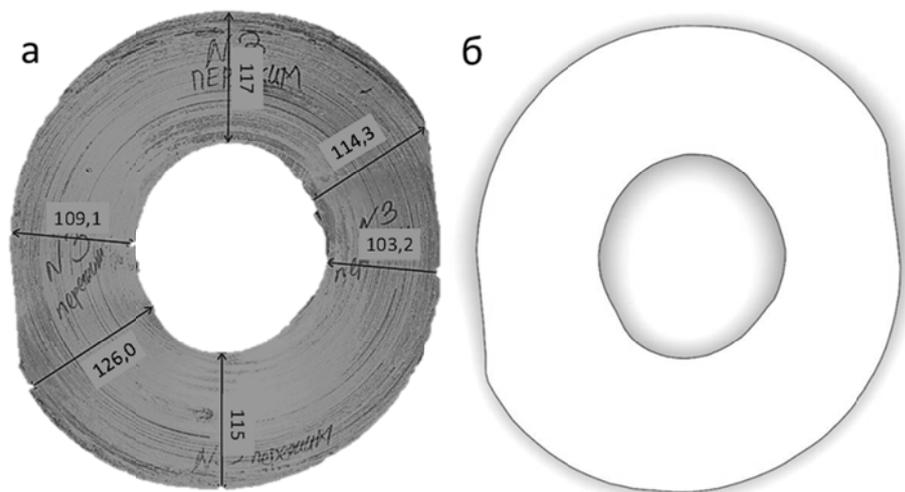


Рис.5.3 Темплет 2 толщиной 20 мм изъятый из сечения пережима валков, периметр наружный 1225мм; периметр внутренний 484мм. а- фотография темплета ; б- оцифрованный контур темплета.

В результате обработки экспериментальных данных вся информация, касающаяся геометрии заготовка-гильза в выбранных сечениях, и настройки стана были использованы для оценки схождения с математическим моделированием прошивки с уточнением площади поперечного сечения, то есть с учетом течения металла поперек q_m . С этой целью в математическую модель был введен блок учитывающий этот эффект, в результате чего появилась возможность расчета параметров циклического формоизменения. Одним из таких параметров является расчетная площадь поперечного сечения, сравнив которую с экспериментальными данными, можно понять, на сколько математическая модель работает корректно, т.е. на сколько точно математическая модель описывает процесс реальной прошивки.

Добавочная площадь до носка оправки для сплошной заготовки при среднем обжатии $z_{\text{средн}}$ определяется из соотношения:

$$S_n^{\text{доб}} = S_n^{\text{истинная}} - S_n^{\text{эллипса в мат.мод.}} = \pi \cdot R_n^2 \cdot \left(1 + \frac{\Delta R_n}{R_n}\right) - \pi \cdot R_n^2 \cdot \xi_n = \\ = \pi \cdot R_n^2 \cdot \left[1 + \frac{(\sum_{k=1}^{n-1} q_m^{n-k} + 1) \cdot z_{\text{средн}}}{R_n} - \xi_n\right],$$

где n - номер шага подачи; ξ_n -овализация на n шаге подачи;

$$\Delta R_n = \left(\sum_{k=1}^{n-1} q_m^{n-k} + 1\right) \cdot z_{\text{средн}},$$

где q_m -коэффициент тангенциального смещения;

$$z_{\text{средн}} = \frac{R_3 - R_0}{n},$$

где R_3 - радиус заготовки; R_0 - радиус у носка оправки.

С учетом соотношений 3.10, 3.13, 3.15, 3.15, 3.19 и 3.20 значение тангенциального смещения q_m , для данного экспериментального режима будет равен 0.42.

Тогда площадь для расчета поперечных сечений в математической модели можно представить в виде эквивалентного эллипса. У эквивалентного эллипса с площадью $S_i^{\text{ЭКВ}}$ овализация будет больше первоначального эллипса используемого ранее (см. рис. 5.2г):

$$S_n^{\text{ЭКВ}} = \pi \cdot R_n^2 \cdot \xi_{nЭ},$$

где n - номер шага подачи; $\xi_{nЭ}$ - эквивалентная овализация, учитывающая течение металла поперек.

Разница площадей между экспериментальными данными и модельными до учета площади течения металла поперек в сечении перед носком оправки составляет 2,6%. Разница площадей между экспериментальными данными и модельными после учета площади течения металла поперек в сечении перед носком оправки составляет 0,6%.

В результате, после учета дополнительной составляющей площади поперечного сечения разница экспериментальной площади и площади, полученной по усовершенствованной математической модели МЭИ в сечении у носка оправки, менее 0,7 %. Число шагов до носка оправки увеличилось на 9,8% с 5,1 до 5,6. Данные результаты подтверждают теоретические выкладки, положенные в основу усовершенствованной математической модели МЭИ, которая обеспечивает более точное моделирование процесса прошивки.

Результаты теоретических исследований, компьютерного моделирования показали высокую сходимость с результатами опытно-промышленного опробования и позволяют совершенствовать процесс прошивки гильз на двухвалковых станах.

5.2. Применение усовершенствованных режимов прошивки

По договору с ПАО «Северский трубный завод» были проанализированы существующие режимы прошивки заготовок из углеродистых сталей и предложены усовершенствованные, учитывающие увеличение поперечных деформаций металла для проработки литой структуры. На рис 5.4 приведены действующие заводские режимы и предложенные усовершенствованные.

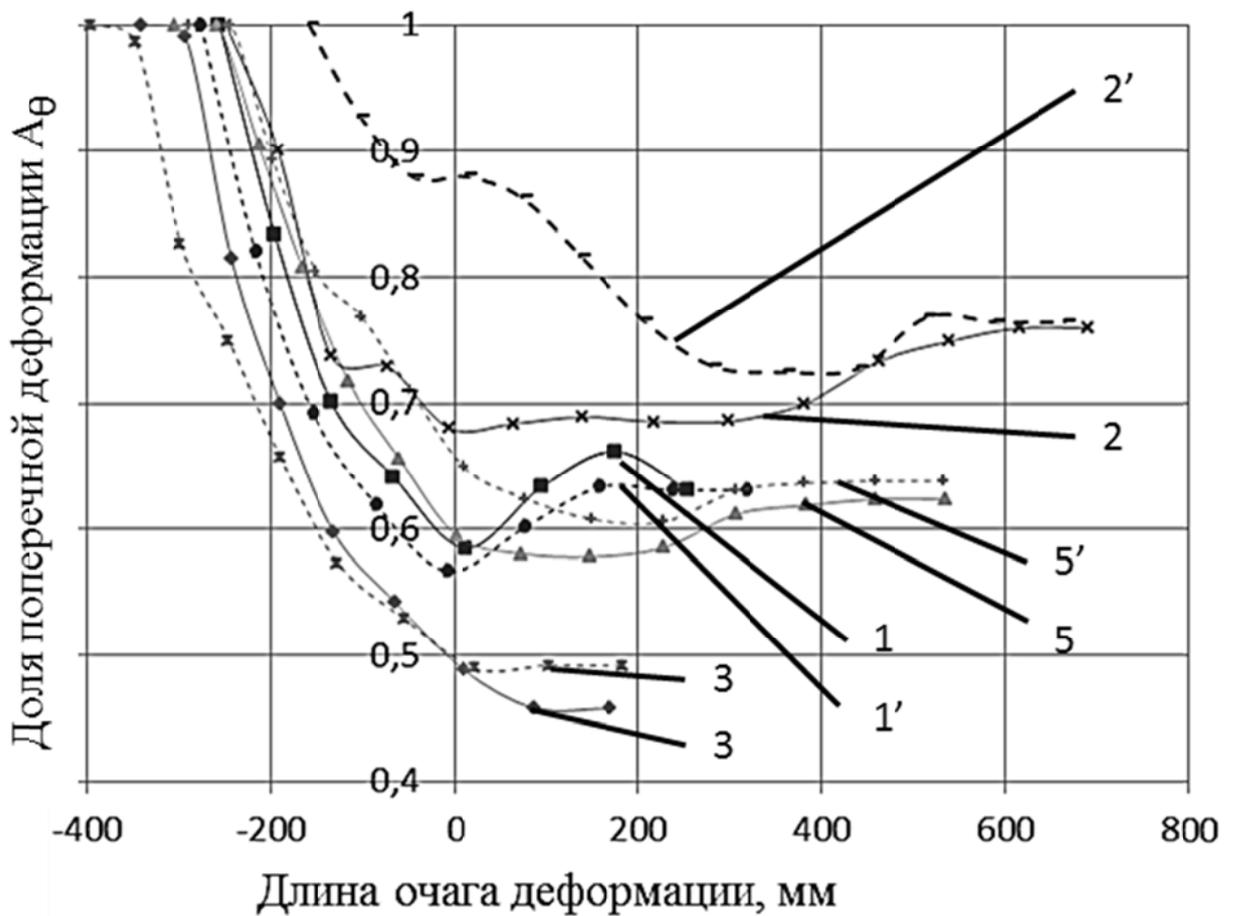


Рис. 5.4. Изменение доли поперечной деформации по длине очага формоизменения: 1-3,5 заводские режимы прошивки заготовок (см. табл. 4.1), штриховые линии-предлагаемые режимы 1'-3',5'

Новизна и полезность предложений по совершенствованию процесса прошивки на двухвалковых станах на основе усовершенствованной математической модели МЭИ подтверждается патентом РФ №2514040 на «Технологический инструмент для прошивки непрерывнолитых заготовок», описание которого приведено в Приложении.

Основные выводы по работе

1. Разработана методика аналитического представления трехмерного течения металла при винтовой прокатке, учитывающая, в частности, течение металла в тангенциальном направлении, описываемого уравнением спирали. Установлено, что при этом изменение площади поперечного сечения заготовки составляет до 2%.
2. Обоснована усовершенствованная математическая модель определения параметров очага деформации при винтовой прошивке, учитывающая течение металла в поперечном направлении. Результаты экспериментов, выполненных в производственных условиях, показали, что относительная ошибка при расчете поперечных сечений заготовки-гильзы снизилась с 2,6% до 0,6%.
3. Предложена новая методика расчета доли поперечной деформации на каждом шаге формоизменения при винтовой прошивке, позволяющая производить оценку степени проработки исходной структуры заготовки, на основании которой можно совершенствовать режимы прошивки. Подтверждено влияние на долю поперечной деформации A_θ следующих параметров настройки:
 - диаметра заготовки (отличие A_θ в конусе раскатки между прошивкой «на посад» и «на подъем» составляет 0.42% и 0.68%);
 - угла подачи (A_θ изменяется с 0.52 до 0.41 в конусе раскатки при изменении угла подачи с 8° до 12° , соответственно);
 - положения оправки (средняя доля поперечной деформации $A_{\theta cp}$ изменяется от 1.4 до 2.2 при выдвигании оправки в конус прошивки на 20 и 70 %, соответственно);
 - обжатия в пережиме ($A_{\theta cp}$ изменяется с 1.5 при обжатии 14% до 5.4 при обжатии 8%);

- формы рабочего участка оправки ($A_{\theta_{ср}}$ изменяется от 1.58 до 2.4 в случае сферической и с линейно-возрастающим законом изменения деформации, соответственно);
- формы и положения направляющего инструмента, выдвижение направляющих линеек в сторону конуса прошивки (накопленная доля поперечной деформации $A_{\theta_{нак}}$ изменяется на 11% при использовании линейки с криволинейной вогнутостью и смещении гребня линейки к носику оправки).

Из всех перечисленных параметров прошивки наиболее сильное влияние на долю поперечной деформации оказывают форма и положение линеек и обжатие в пережиме.

4. Даны рекомендованные усовершенствованные режимы для прошивного стана Северского трубного завода, позволяющие увеличить долю поперечной деформации на 10%. Предложено техническое решение, позволяющее увеличить степень преобразования непрерывнолитой структуры при винтовой прошивке путем использования направляющего инструмента с криволинейной вогнутостью выходного участка.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. М. С. Бойченко, В. С. Рутес, В. В. Фультмахт. Непрерывная разливка стали. Москва : Металлургиздат, 1961.
2. Жаворонков В.А., Мухин Ю.А., Леваева Г.В. Исследование процесса винтовой прокатки круглых профилей из литых заготовок. Известия вузов, Машиностроение, 1974, №4, С. 139-141.
3. Тюрин В.А. Дополнительные макросдвиги при пластической деформации слитков, непрерывно-литых и прокатанных заготовок. В кн. «Черная металлургия России и СНГ в XXI веке», т. 4. – М.: «Металлургия», 1994, с. 33-35.
4. А.Н.Никулин, В.В.Стрелецкий. Деформационное воздействие винтовой прокатки на непрерывнолитой металл. Металлург. 2005г.
5. Павлов Иг.М. теория прокатки и основы пластической деформации металлов, Главная редакция литературы по черной и цветной металлургии, Ленинград-Москва, 1938, 514 с.
6. Павлов Иг.М., Зайцев М.Л. –«Прокатное и трубoproкатное производство». Металлургиздат, 1959 (ЦНИИЧМ. Вып. 16) 111-121с.
7. Тетерин П.К. Теория поперечно-винтовой прокатки (2-е издание). – М.: «Металлургия», 1983. - 270 с.
8. Хайкин Б.Е., Козлов В.В., Единая формула для расчёта формoизменения при прокатке простых и фасонных профилей. Теория прокатки. М.:Металлургия, 1975. с. 311.
9. Голубчик Р.М., Полухин П.И., Блохин В.В. Математическое моделирование процесса прошивки. В кн. «Теория прокатки». – М.: «Металлургия», 1975, с. 312-317.
10. Галкин С.П. Показатель поперечной деформации при прошивке заготовок. Производство проката № 9, 2011, с. 18-23.
11. Виноградов А.Г. Трубное производство. – М.: «Металлургия», 1981. – 343 с.

12. Голубчик Р.М., Воронцов В.К., Белевитин В.А. Совершенствование процесса винтовой прокатки при постоянной и переменной вытяжках. В сб. «Материалы и технология в энергомашиностроении» (МЭИ), вып. 369. – М.: Изд-во МЭИ, 1978, с. 84-88.
13. Чекмарев А.П., Ваткин Я.Л., Ханин М.И., Биба В.И., Кирвалидзе Н.С. Прошивка в косовалковых станах. – М.: «Металлургия», 1967. – 240 с.
14. Павлов Иг.М. Гиперболический параболоид объемной деформации. *Металлург*, 1935, № 2, с. 88-100.
15. Павлов Иг.М. Теория прокатки.– М.: *Металлург издат*, 1950. – 610 с.
16. Дряян В.М. Теоретические основы и разработка эффективной технологии процессов раскатки бесшовных труб. Днепропетровск, 1982 (докторская диссертация).
17. Hayashi S., Yamakawa T. *ISIJ. Intern*, 1998, v. 37, № 11, p. 1255.
18. Голубчик Р.М., Шелест А.Е, Меркулов Д.В. Использование методологии Иг.М. Павлова при анализе формоизменения полых заготовок. *Металлы*, 2001, № 2, с. 30-33.
19. Полухин П.И и др. Исследование напряженного состояния круглой заготовки при поперечно-винтовой прокатке с применением поляризационно-оптического метода. С сб. «Производство сварных и бесшовных труб». » (УралНИТИ), вып. 4. – М.: «Металлургия», 1965, с. 38-.
20. Финкельштейн Я.С. Теоретические и технологические основы интенсификации процесса прошивки и улучшения качества гильз на станах поперечно-винтовой прокатки. Челябинск, 1967 (докторская диссертация).
21. Чекмарев А.П., Матвеев Ю.М., Выдрин В.Н., Финкельштейн Я.С. Интенсификация поперечно-винтовой прокатки. – М.: «Металлургия», 1970. – 184 с.
22. Потапов И.Н., Полухин П.И. Новая технология винтовой прокатки. – М.: *Металлургия*, 1975. - 343 с.
23. Потапов И.Н., Полухин П.И. Новая технология винтовой прокатки (2-е

- издание). – М.: «Металлургия», 1990. – 344 с.
24. Емельяненко П.Т., Теория кривой и пилигримовой прокатки. – М.: Metallurgizdat, 1949. – 491 с.
25. Осадчий В.Я. Исследование и совершенствование процесса поперечно-винтовой прокатки. Ленинград, 1967 (докторская диссертация).
26. Урин Ю.Л. Исследование процесса поперечно-винтовой прокатки и разработка комплексного расчета его параметров. Челябинск, 1969 (кандидатская диссертация).
27. Голубчик Р.М., Блохин В.В., Свистунов Е.А., Алехин А.Ф. Физические основы расчета параметров формоизменения при винтовой прокатке. В сб. «Производство оборудования для тепловых электростанций» (МЭИ), вып. 130. – М.: Изд-во МЭИ, 1972, с. 101-108.
28. Остренко В.Я., Миронов Ю.М., Барсук Ю.А. Определение шага подачи при прошивке заготовок. В сб. «Производство труб» (ВНИТИ), вып. 22. – М.: «Металлургия», 1969, с. 19-24.
29. Голубчик Р.М., Свистунов Е.А. Настройка стана и дробность деформации при прошивке. В сб. «Производство оборудования для тепловых электростанций» (МЭИ), вып. 130. – М.: Изд-во МЭИ, 1972, с. 96-100.
30. Голубчик Р.М. Теоретические основы технологии прокатки и калибровки инструмента косовальковых станов для совершенствования производства горячекатанных труб. Москва, 1996 (докторская диссертация).
31. Меркулов Д. В. Процессы прошивки заготовок с различной исходной пластичностью с оптимальным распределением параметров циклического формоизменения по длине очага деформации. Москва, 2002 (кандидатская диссертация).
32. Белевитин В.А. Исследование объемного течения металла и оптимизация режимов деформирования поперечно-винтовой прокатки. Москва, 1977 (кандидатская диссертация).
33. Кирвалидзе Н.С. Деформация металла в станах кривой прокатки и

улучшение качества гильз из легированных и высоколегированных сталей. Днепропетровск, 1965 (кандидатская диссертация).

34. Урин Ю.Л., и др.. Методы моделирования и оптимизация процесса винтовой прокатки В кн. «Теория прокатки», Материалы всесоюзной научно-технической конференции, «Теоретические проблемы прокатного производства». – М.: «Металлургия», 1975, с.340-343.

35. Колмогоров В.Л. Напряжения. Деформации. Разрушение. – М.: «Металлургия», 1970. - 230 с.

36. Воронцов В.К. Напряжения, деформации и оптимальные режимы пластического формоизменения. Москва, 1971 (докторская диссертация).

37. Полухин П.И., Воронцов В.К., Потапов И.Н. Инженерный анализ напряженно-деформированного состояния металла при поперечной и винтовой прокатке. В сб. «Пластическая деформация металлов и сплавов» (МИСиС), вып. 85. – М.: «Металлургия», 1975, с. 182-191.

38. Голубчик Р.М. Определение степени использования ресурса пластических свойств при горячей обработке металлов давлением. Металлы, 1998, № 6, с. 44-47.

39. Жаворонков В.А. Теоретические и экспериментальные исследования процесса винтовой прокатки круглых профилей переменного сечения на трехвалковых станах. Москва, 1972 (докторская диссертация).

40. Жаворонков В.А., Мухин Г.Г., Леваева Г.В. Исследование процесса винтовой прокатки круглых профилей из литых заготовок. Известия вузов. Машиностроение, 1974, № 4, с. 139-141.

41. Романенко В.П. Исследование деформирования сплошной заготовки на стане винтовой прокатки. Москва, 1975 (кандидатская диссертация).

42. Зимин В.Я. Исследования процесса деформирования непрерывнолитых заготовок в станах винтовой прокатки. Москва, 1981 (кандидатская диссертация).

43. Ганаго О.А. и др. Повышение качества стальных непрерывнолитых

заготовок прокаткой на винтовых станах. Технология легких сплавов, 1983, № 8, с. 51-53.

44. Шапиро В.Я. и др. Возможности улучшения микроструктуры при поперечно-винтовой прокатке титановых прутков. Технология легких сплавов, 1983, № 8, с. 48-50.

45. Бережной В.В. и др. Совершенствование процесса винтовой прокатки круглой стали из сплошных непрерывнолитых заготовок. Черная металлургия, 1987, вып. 16, с. 53-55.

46. Стрелецкий В.В., Никулин А.Н. Особенности деформации литых заготовок при винтовой прокатке в трехвалковом стане. Металлы, 1996, № 6, с. 52-56.

47. Тюрин В.А. Теория и процессыковки слитков на прессах. – М.: «Машиностроение», 1979. – 240 с.

48. Тетерин П.К. Вопросы теории косо́й прокатки, Москва, 1958 (докторская диссертация).

49. Тетерин П.К. Теория поперечно-винтовой прокатки. – М.: «Металлургия», 1971. - 368 с.

50. Тетерин П.К. Калибровка отправок прошивных станов. Сб. «Обработка металлов давлением», вып. III. Металлургиздат, 1954, с. 254-267.

51. Golubchik R.M., Lebedev A.V. New methods piercing mills setting relating to the cyclic forming of hollows. History and future of seamless steel tubes (7-th International Conference)/ Karlovy Vary, 1990, November, p. 1/8 – 117.

52. Блохин В.В. Исследование условий деформируемости без разрушения при прошивке трубной заготовки. Москва, 1972 (кандидатская диссертация).

53. Голубчик Р.М., Новодережкин В.П., Полухин П.И. и др. Применение ЭВМ для математического моделирования и совершенствования режимов формоизменения при прошивке. В сб. «Применение ЭВМ в металлургии» (МИСиС), вып. 82. – М.: «Металлургия», 1974, с. 225-234.

54. Колмогоров В.Л., Богатов А.А., Мигачев Б.А. и др. Пластичность и

- разрушение. – М.: «Металлургия», 1977. – 336 с.
55. Богатов А.А., Межирицкий О.И., Смирнов С.В. Ресурс пластичности металла при обработке металлов давлением. – М.: «Металлургия», 1984. – 144 с.
56. Колмогоров В.Л. Механика обработки металлов давлением. – М.: «Металлургия», 1986. – 688 с.
57. Голубчик Р.М. Применение ЭВМ для оптимизации режимов формоизменения при винтовой прокатке. Теория и технология процессов пластической деформации (труды н.-т. конференции). – М.: МИСиС, 1997, с. 289-294.
58. Голубчик Р.М., Клемперт Е.Д., Лебедев А.В., Меркулова Н.Е. Совершенствование режимов прошивки заготовок из высоколегированных сталей. Черная металлургия, 1997, вып. 5-6, с. 35-39.
59. Голубчик Р.М., и др. Совершенствование режимов деформации и рабочего инструмента с использованием ЭВМ при производстве горячекатаных труб. Труды второго конгресса прокатчиков (г. Череповец), М.: АО «Черметинформация», 1998, с. 396-403.
60. Голубчик Р.М., Клемперт Е.Д., Лебедев А.В., Меркулов Д.В., Меркулова Н.Е., Васильев С.Л. Совершенствование режимов и оправок при производстве горячекатаных труб. Черная металлургия, 1998, № 7-8, с. 35-41.
61. Голубчик Р. М., Меркулов Д. В., Чепурин М. В. Совершенствование алгоритма расчета параметров циклического формоизменения при винтовой прокатке. Производство проката, 1999, № 6, с. 19-24.
62. Полухин П.И., Голубчик Р.М., Зельдович Л.С. Определение площади соприкосновения металла с валками при прошивке. Сталь, 1961, № 7, с. 626-629.
63. Чекмарев А.П. и др. Пути интенсификации процесса кривой прокатки. В сб. «Обработка металлов давлением», вып. 5. – М.: Металлургиздат, 1959, с. 94-113.

64. Ханин М.И. Теоретические основы и разработка прогрессивной технологии стационарных и нестационарных процессов винтовой прокатки. Днепропетровск, 1987 (докторская диссертация).
65. Чепурин М.В. Особенности циклического формоизменения при прошивке заготовок в косовалковых станах разных типов с учётом положения направляющего инструмента в очаге деформации. Москва, 2004 (кандидатская диссертация).
66. Голубчик Р. М. Теоретические основы технологии прокатки и калибровки инструмента косовалковых станов для совершенствования производства горячекатаных труб. Москва, 1996 (докторская диссертация).
67. Голубчик Р. М., Меркулов Д. В., Чепурин М. В. Особенности расчета параметров формоизменения при винтовой прокатке. Труды III межд. конгресса прокатчиков. – М.: «Черметинформация», 2000, с. 450-453.
68. Галкин С.П., Романцев Б.А., Гончарук А.В. и др. Траекторно-скоростные условия прошивки в станах винтовой прокатки. Производство проката №5, 2007, с. 37-42.
69. Фомичев И.Ф. Калибровка валков и оправок прошивных станов. Сб. «Обработка металлов давлением», вып. III. – М.: Metallurgizdat, 1954, с. 232-253.
70. Данилов Ф.А., Глейберг А.З., Балакин В.Г. Производство стальных труб горячей прокаткой. – М.: Metallurgizdat, 1954. – 597 с.
71. Хайкин Б.Е., Козлов В.В., Единая формула для расчёта формоизменения при прокатке простых и фасонных профилей. Теория прокатки. М.:Металлургия, 1975. С.195-197.
72. Чекмарев А.П., Пляцковский О.А., Ваткин Я.Л. Исследование калибровки инструмента трубопрокатного агрегата с автоматическим станом. Бюл. ЦИИИ ЧМ, 1951, № 9, с. 26-28.
73. Клемперт Е. Д., Голубчик Р. М., Меркулов Д. В. Диаметр прошиваемой заготовки и качество труб. Сталь, 2006, № 4, с. 56-57.

74. Hayashi C., Yamakawa T. New methods piercing mills setting relaring. ISIJ. Intern, 1998, v. 37, № 11, p. 1255.
75. Колмогоров В. Л. Напряжения. Деформации. Разрушение. –М.: “Металлургия”, 1970. - 230 с.
76. Голубчик Р. М. Применение ЭВМ для оптимизации режимов формо-изменения при винтовой прокатке. Теория и технология процессов пластической деформации. -М. , Изд-во «МИСиС», 1997, с. 291-296..
77. Голубчик Р. М., Клемперт Е. Д., Меркулов Д. В., Медведев Е. К., Новиков М. В. Применение результатов испытания на кручение при совершенствовании режимов прошивки заготовок. Деформация и разрушение, 2010, № 11, с. 40-45.
78. Дрозд В. Г. Анализ сопротивления деформации стали для определения усилий при горячей прокатке. Производство проката, 2010, № 9, с. 14-19.
79. Голубчик Р. М. Определение степени использования ресурса пластических свойств при горячей обработке металлов давлением// Металлы. 1998. № 6. С. 44-47.
80. Хензель А., Шпиттель Т. Расчет энергосиловых параметров в процессах обработки металлов давлением: Справочное издание. Перевод с немецкого. – М.: Metallurgia, 1982, 360с.
81. Голубчик Р. М., Шелест А. Е., Меркулов Д. В. О показателе качества процесса формоизменения при обработке металлов давлением. Металлы, 2009, № 1, с. 21-24.
82. Голубчик Р. М., Меркулов Д. В., Топоров В. А., Чепурин М. В., Парфенов В.А.. Оценка размеров прошиваемых заготовок по параметрам циклического формоизменения. Сталь 2012 г., № 12, стр. 40. .
83. Golubchik R.M., Merkulov D.V., Toporov V.A., Parfenov V.A. Ways of structure reaming enhancement when piercing uninterruptedly casted sections. 14 International Scientific Conference entitled «New Technologies and Achievements in Metallurgy and Material Engineering». Poland, Czestochowa, 2013г.,.

84. В. А. Парфенов, А. Е. Шелест, Ю. Д. Хесуани, В. С. Юсупов, М. В. Чепурин. Совершенствование процесса прошивки непрерывнолитых заготовок на двухвалковых винтовых станах с использованием направляющего инструмента. *Сталь* 2019. №3. С. 30-33.
85. Меркулов Д.В., Голубчик Р.М., Топоров В.А., Парфенов В.А. Положение оправки в очаге деформации при прошивке заготовок. *Производство проката*. 2013. № 5. С. 17-24.
86. V. A. Toporov, M. V. Chepurin, V. A. Parfenov, and A. I. Stepanov. Skew Rolling in the Piercing of Blanks. *Steel in Translation*, 2014, Vol. 44, No. 6, pp. 452–455.
87. Оправка прошивного стана. А. С. 2372159. *Бюллетень изобретений*, 2009, № 31.
88. Голубчик Р.М., Меркулов Д.В., Новиков М.В., Титова С.В., Чепурин М.В. Совершенствование профиля рабочей части оправки для прошивки заготовок // *Известия ВУЗов. «Черная металлургия»*. – 2002. – № 11. – С. 30-33.
89. Меркулов Д.В., Титова С.В., Новиков М.В., Чепурин М.В., Голубчик Р.М. Использование параметров циклического формоизменения для определения профиля рабочей части прошивных оправок // *Технология металлов*. – 2002. – № 2. – С. 5-8.

Приложение. Описание изобретения к патенту

РОССИЙСКАЯ ФЕДЕРАЦИЯ



(19) **RU** ⁽¹¹⁾ **2 518 040** ⁽¹³⁾ **C2**

(51) МПК
B21B 19/04 (2006.01)

ФЕДЕРАЛЬНАЯ СЛУЖБА
ПО ИНТЕЛЛЕКТУАЛЬНОЙ СОБСТВЕННОСТИ

(12) ОПИСАНИЕ ИЗОБРЕТЕНИЯ К ПАТЕНТУ

(21)(22) Заявка: 2012141926/02, 01.10.2012

(24) Дата начала отсчета срока действия патента:
01.10.2012

Приоритет(ы):

(22) Дата подачи заявки: 01.10.2012

(43) Дата публикации заявки: 10.04.2014 Бюл. № 10

(45) Опубликовано: 10.06.2014 Бюл. № 16

(56) Список документов, цитированных в отчете о поиске: Ф.А.ДАНИЛОВ и др. Производство стальных труб горячей прокаткой, М., Металлургиздат, 1954, с. 173. 196. SU 1321493 A1, 07.07.1987. SU 1144738 A, 15.03.1985; . SU 622517 A, 25.07.1978. SU 443691 A, 04.05.1975. US 4028923 A, 14.06.1977

Адрес для переписки:

623388, Свердловская обл., г. Полевской, ул.
Вершинина, 7, ОАО "Северский трубный завод",
Ведущему инженеру ГРИТИ Т.Г. Костаревой

(72) Автор(ы):

Меркулов Дмитрий Владимирович (RU),
Голубчик Рудольф Михайлович (RU),
Топоров Владимир Александрович (RU),
Толмачев Виктор Степанович (RU),
Степанов Александр Игорьевич (RU),
Парфенов Владислав Александрович (RU)

(73) Патентообладатель(и):

Открытое акционерное общество "Северский
трубный завод" (RU)

(54) ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЙ ИНСТРУМЕНТ ДЛЯ ПРОШИВКИ НЕПРЕРЫВНОЛИТЫХ ЗАГОТОВОК

(57) Реферат:

Изобретение предназначено для улучшения проработки непрерывнолитой структуры заготовок при их прошивке в двухвалковых прошивных станах винтовой прокатки. Инструмент имеет биконические валки с пережимом между их конусами и установленную между ними прошивную оправку, носок которой выдвинут за пережим в сторону входа в очаг деформации, а также направляющие линейки, имеющие входной конический и выходной

участки с гребнем между ними, который расположен в пережиме валков или сдвинут в сторону носка оправки. Повышение доли поперечной деформации за счет изменения характера оваллизации заготовки обеспечивается за счет того, что выходной участок линейки выполнен с продольным профилем, имеющим криволинейную вогнутость со стороны прошиваемых заготовок. 3 ил.

RU 2 518 040 C 2

RU 2 518 040 C 2

Изобретение относится к обработке металлов давлением, а именно к технологическому инструменту двухвалковых прошивных станов винтовой прокатки.

Известен технологический инструмент двухвалковых станов винтовой прокатки [Авторское свидетельство СССР №768496], включающий два валка, имеющих пережим, и два сборных расположенных по разные стороны от оси прокатки направляющих инструмента, каждый составленный из линейки и диска, отличающийся тем, что с целью обеспечения прокатки сплошной заготовки с обжатием по диаметру более 20% при малых значениях коэффициента овализации, диск одного направляющего инструмента установлен за линейкой, его ось вращения расположена в плоскости пережима валков, а у другого - диск расположен перед линейкой, имеет большую ширину, чем предыдущий, и его ось вращения смещена от плоскости пережима валков против направления прокатки, при этом гребни линеек расположены в вертикальных плоскостях, проходящих через оси вращения противоположных им дисков, на расстоянии от дисков, равном расстоянию между валками.

Достоинством данного решения является возможность увеличения осевой и значительного уменьшения поперечной деформации при больших обжатиях в пережиме за счет малых значений коэффициента овализации. Однако для проработки литой структуры заготовки требуются увеличенные коэффициенты овализации очага деформации.

Известен технологический инструмент прошивных станов, включающий рабочие валки с входным и выходным участками, разделенными пережимом, прошивную оправку, носок которой выдвинут за пережим валков в сторону входа в очаг деформации, и направляющие линейки с входным и выходным коническими участками, разделенными гребнем, расположенным в пережиме или сдвинутым в сторону носка оправки [Данилов Ф.А., Глейберг А.З., Балакин В.Г. Производство стальных труб горячей прокаткой. - М.: Металлургиздат, 1954, - 597 с., с.173 (рис.93) и с.196].

Данное техническое решение обеспечивает положительный эффект при прошивке предварительно деформированных (катаных) заготовок. Для непрерывнолитых заготовок применение линеек с выходным коническим участком ограничивает поперечное течение металла в зоне, где толщина стенки прошиваемой заготовки мала, что не позволяет дополнительно проработать литую структуру.

Целью предлагаемого технического решения является повышение проработки исходной непрерывнолитой структуры при прошивке непрерывнолитых заготовок и повышение уровня служебных свойств готовых труб.

Эффект достигается тем, что в предлагаемом техническом решении выходной участок линеек выполнен с криволинейной вогнутостью в сторону прошиваемых заготовок. Применение выходного участка линеек с таким профилем позволяет изменять характер овализации, что позволяет повышать долю поперечной деформации, которая способствует лучшей проработке непрерывнолитой структуры. При смещении гребня линеек до носка оправки эффект дробления непрерывнолитой структуры возрастает, что подтверждается увеличением поперечной деформации и суммарной накопленной деформации сдвига.

Сущность данного технического решения поясняется Фиг.1, Фиг.2 и Фиг.3, где 1 - входной конус валка; 2 - выходной конус валка; 3 - пережим валка; 4 - оправка; 5 - носок оправки; 6 - линейка; 7 - входной конический участок линейки; 8 - выходной участок линейки с криволинейной вогнутостью; 9 - гребень линейки в пережиме валков; 10 - гребень линейки в сечении носка оправки В; 11 - выходной участок линейки с криволинейной вогнутостью при смещении гребня до носка оправки; 12 - заготовка; 13

- изменение коэффициента овализации для предлагаемого технологического инструмента при положении гребня линейки в пережиме валков; 14 - изменение коэффициента овализации при смещении гребня до носка оправки; 15 - изменение коэффициента овализации при существующем профиле линейки.

5 На Фиг.1 показан технологический инструмент прошивного стана при расположении гребня линейки в пережиме валков. Пунктиром показан предлагаемый профиль выходного участка линейки.

На фиг.2 показан технологический инструмент при смещении гребня линейки в сторону положения носка оправки. Пунктиром показан предлагаемый профиль выходного
10 участка линейки.

На фиг.3 приведено изменение коэффициента овализации по длине очага деформации.

На фиг.1 и 2 выделены следующие сечения очага деформации: А - вход заготовки в валки; А_л - касание линейки; В - носок оправки; С - пережим валков; F_л - выход гильзы из контакта с линейкой; F - выход гильзы из очага деформации.

15 Технологический инструмент прошивного стана включает биконические валки 1, 2, с пережимом 3 между конусами 1, 2, установленную между ними прошивную оправку 4, носок 5, которой выдвинут за пережим 3 в сторону входа в очаг деформации, направляющие линейки 6, имеющие входной конический 7 и выходной 8 участки с гребнем (9 на фиг.1 или 10 на фиг.2) между ними, который расположен в пережиме
20 валков 3 или сдвинут в сторону носка 5 оправки 4. Выходной участок (8 на фиг.1 или 11 на фиг.2) линейки выполнен с криволинейной вогнутостью в сторону прошиваемых заготовок.

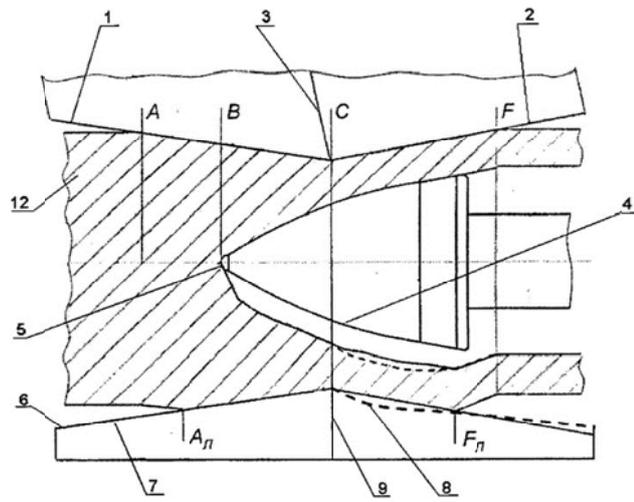
Технологический инструмент прошивного стана работает следующим образом. Заготовка в сечении А захватывается входным конусом валков 1, получая от валков
25 винтовое движение, заготовка продвигается по очагу деформации до касания с линейкой 6 в сечении А_л. При дальнейшем продвижении на входном участке 7 линейки 6 ограничивается овализация сплошной заготовки. В сечении В заготовка касается носка 5 оправки 4 и начинается раскатка стенки образующейся гильзы при овализации, определяемой коническим продольным профилем 7 желоба линейки до гребня 9 линейки
30 6, находящимся в пережиме 3 валков (сечение С на фиг.1) или до гребня 10, расположенного в сечении В (фиг.2), где расположен носок 5 оправки. С этого момента образующаяся гильза получает дополнительную овализацию за счет выполнения продольного профиля выходного участка 8 линейки (фиг.1) или 11 (фиг.2) линейки 6 с криволинейной вогнутостью в сторону прошиваемой заготовки. Дополнительная
35 овализация на участке С-F_л (фиг.1) или В-F_л (фиг.2) позволяет увеличить долю поперечной деформации образующейся гильзы.

Как показали расчеты (для режимов прошивки непрерывнолитых заготовок на Северском трубном заводе), в зависимости от тонкостенности гильзы доля поперечной
40 деформации при использовании предлагаемого технологического инструмента возрастет на 8-15,5%. Увеличение поперечной деформации способствует лучшей проработке непрерывнолитой структуры. Смещение гребня (фиг.3) способствует еще большей проработке непрерывнолитой структуры.

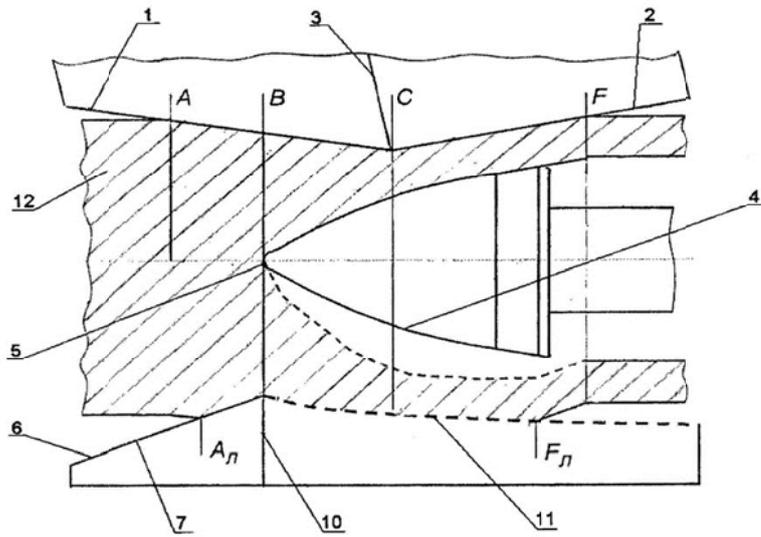
45 Применение технологического инструмента позволяет повысить проработку исходной непрерывнолитой структуры при прошивке непрерывнолитых заготовок и повысить уровень служебных свойств готовых труб.

Формула изобретения

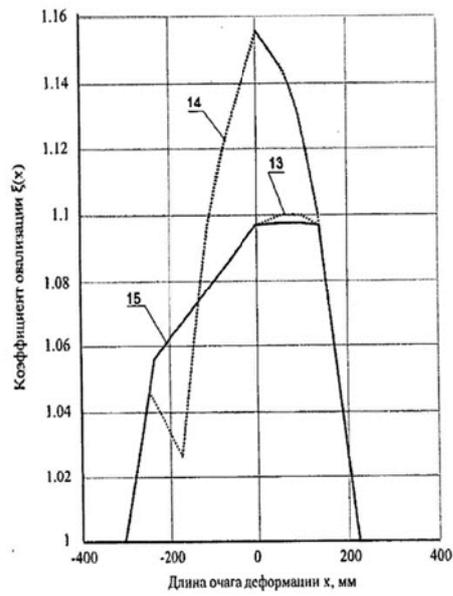
Технологический инструмент прошивного стана, содержащий биконические валки



Фиг. 1



Фиг. 2



Фиг. 3