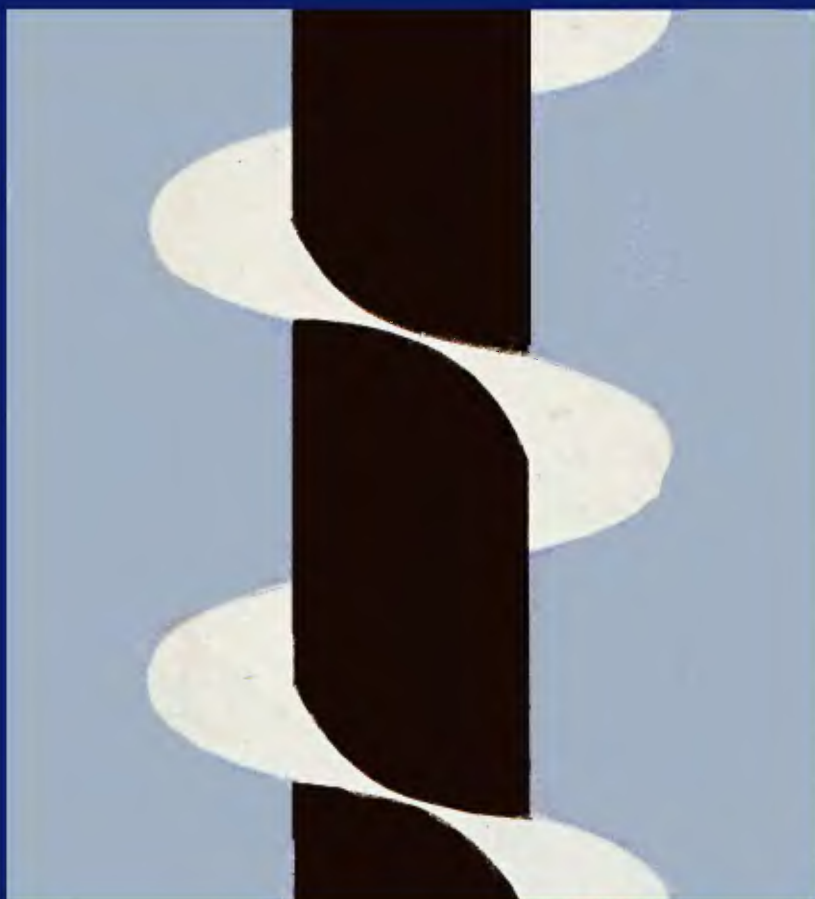


Б.М.ГЕВКО

**ТЕХНОЛОГИЯ
ИЗГОТОВЛЕНИЯ
СПИРАЛЕЙ
ШНЕКОВ**



Б. М. ГЕВКО

ТЕХНОЛОГИЯ ИЗГОТОВЛЕНИЯ СПИРАЛЕЙ ШНЕКОВ

Л Ь В О В
ИЗДАТЕЛЬСТВО ПРИ ЛЬВОВСКОМ
ГОСУДАРСТВЕННОМ УНИВЕРСИТЕТЕ
ИЗДАТЕЛЬСКОГО ОБЪЕДИНЕНИЯ
«ВИЦА ШКОЛА»

1 9 8 6

Технология изготовления спиралей шнеков. Гевко Б М — Львов: Вища шк Изд-во при Львов. ун-те, 1986. — 128 с.

В монографии изложена новая технология формообразования спиралей шнеков методом холодной навивки, прокатки и штамповки. Эта технология способствует повышению точности обработки деталей, снижению материалоемкости изделий, повышению производительности труда в машиностроении и приборостроении. Разработки автора введены в нормалы Министерства тракторного и сельскохозяйственного машиностроения и используются на предприятиях отрасли с годовым экономическим эффектом 500 тыс. руб.

Нормативные материалы приведены по состоянию на 1 января 1985 г.

Для научных и инженерно-технических работников, преподавателей, студентов соответствующего профиля.

Табл. 8 Ил. 69. Библиогр.: 86 назв.

Рецензент проф., д-р техн. наук Ю. Н. Кузнецов
(Киев. политехн. ин-т)

Редакция научно-технической литературы
Зав. редакцией М. П. Парцей

Г 2704030000—001
М225(04)—86 237—86

© Издательское объединение
«Вища школа», 1986

В создании материально-технической базы коммунизма большое значение имеет повышение эффективности общественного производства, одним из важных путей которого является снижение материалоемкости изделий, экономия сырья и материалов, рост производительности труда. Этим вопросам уделено большое внимание в решениях съездов КПСС и постановлениях ЦК КПСС и Совета Министров СССР.

Множество различных сельскохозяйственных и дорожных машин, оборудование пищевой и легкой промышленности, целый ряд строительных и транспортных устройств, машин животноводческих ферм и металлорежущего оборудования оснащены шнековыми механизмами. При их производстве важным звеном технологического процесса является изготовление спиралей.

В зависимости от конструктивных параметров винтовых лент, условий работы и программы выпуска выбирают способ их изготовления, определяющий экономичность, долговечность и точность изделия. Наиболее прогрессивный — способ навивки спиралей на оправку из полос прямоугольного или другого вида сечений, который не требует дорогостоящего специального оборудования, отличается большой экономичностью, износостойкостью изделий, точностью изготовления. Однако он не нашел широкого применения на практике, так как при значительном отношении высоты сечения полосы к ее толщине процесс изгиба происходит неустойчиво, полоса ложится на оправку, наблюдаются разрывы металла и гофрообразование по внутренней кромке.

С увеличением производительности машин, оснащенных шнековыми механизмами, увеличились их габаритные размеры в особенности наружные диаметры шнеков, возросли и удельные нагрузки. Увеличение наружного диаметра целесообразно вести в возможных пределах коэффициента вытяжки. Превышение его приводит к нетехнологичности конструкции, изготовлять которые приходится штамповкой со сваркой или прокаткой с подогревом.

В 1964—1985 гг. при участии автора разработаны и внедрены в производство методы холодной прокатки и навивки спиралей шнеков, штамповая технологическая оснастка. Многие из представленных разработок защищены авторскими свидетельствами. Пять устройств и стенд введены в нормалы Министерства тракторного и сельскохозяйственного машиностроения.

В литературе имеются разрозненные материалы по разработке и исследованию конструктивных параметров винтовых лент, изготавливаемых данными методами.

В предлагаемой монографии сделана попытка обобщить и систематизировать данные теоретических и экспериментальных ис-

следований, а также накопленный производственный опыт по проектированию, эксплуатации специального оборудования и оснастки.

Поэтому в работе рассмотрим общие закономерности навивки и прокатки, влияние технологических факторов на энергетические параметры, вопросы технологичности винтовых лент, оборудования для их изготовления, распределение скоростей при прокатке по ширине полосы, условия ее захвата, а также построение математической модели напряженно-деформированного состояния металла. Приведем практические рекомендации по выбору прогрессивных схем изготовления винтовых лент, конструкции оборудования, приспособлений, штамповой технологической оснастки и использованию ЭВМ в технологических и конструкторских разработках.

В заключение выражаем признательность канд. техн. наук, доц. С. А. Дубиняку, инженерам Р. М. Рогатынскому, М. И. Пилипцу и О. И. Дубику за содействие в разработке отдельных вопросов при подготовке рукописи.

1.1. Основные методы формообразования спиралей шнеков

В машиностроении шнековые подающие устройства широко используют в качестве транспортных органов, так как они характеризуются простотой конструкции, удобством в эксплуатации и большой надежностью. В сельскохозяйственном машиностроении транспортные шнеки изготавливают в соответствии с ГОСТ 2705—73 «Шнеки для сельскохозяйственных машин», который регламентирует холодную прокатку спиралей с наружным диаметром 60...320 мм и соответственно внутренним 20...121 мм, из полосы или ленты шириной до 100 мм. В качестве исходного материала применяют сталь 08 кп по ГОСТ 1050—74.

Особенности технологии получения спиралей шнеков прежде всего обуславливаются их геометрической формой (рис. 1). Шнек состоит из вала-трубы 1 с приваренной к нему спиралью 2, являющейся его рабочим элементом. Основными конструктивными параметрами шнека (спирали) являются наружный D и внутренний d диаметры спирали, шаг витка T , ширина и толщина полосы B , H , наружный и внутренний диаметр развертки кольца одного витка на плоскость D_0 и d_0 , угол вырезанного сектора Θ , длины винтовых линий соответственно внутренней и наружной кромок одного витка L_1 и L_2 . В зависимости от способа получения спирали ее толщина может изменяться от H по внутренней кромке до h по наружной. При прокатке обжим полосы по внутренней кромке отсутствует, поэтому толщина спирали по этой кромке равна толщине заготовки, а при навивке превышает ее. Поверхность спирали шнека относится к геликоидальным и на плоскость без деформации определенных участков не разворачивается. На практике наиболее просто винтовую поверхность можно получить из разрезной кольцевой заготовки путем осевого растяжения на заданный шаг. При этом боковые участки кольца сжимаются, а центральные растягиваются. Практически принимают, что при растяжении винтовой полосы из кольца соотношение длины наружной кромки спирали к внутренней не изменяется [27, 28]

$$\Psi = (r + B)/r = \pi D_0 / (\pi d_0) = \sqrt{[(\pi D)^2 + T^2]} / \sqrt{[(\pi d)^2 + T^2]}, \quad (1.1)$$

где r — радиус спирали по внутренней кромке.

Известно много технических решений, реализующих указанный метод получения спиралей из кольцевой заготовки. Отличаются они особенностями технологического процесса, очередностью операции растяжения кольцевых элементов, их сварки между собой, а также условиями растяжения витков на заданный шаг (в штампе, на специальных приспособлениях и т. д.). Но все они имеют основной недостаток — значительный расход материала при вырубке колец. Кроме того, качество сварной спирали шнека намного ниже, нежели сплошной винтовой поверхности, производство отличается

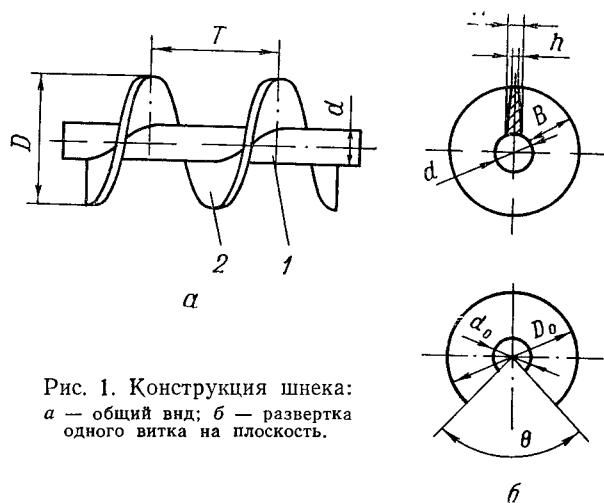


Рис. 1. Конструкция шнека:
а — общий вид; б — развертка
одного витка на плоскость.

высокой трудоемкостью и требует больших производственных площадей.

Поэтому более технологическими являются методы, при которых формообразование спиралей происходит из полосовой (ленточной) заготовки, длина которой обеспечивает получение по крайней мере одной спирали. Основная сложность указанных методов состоит в том, что заготовке необходимо придать различную степень деформации. При этом коэффициент Ψ характеризует неравномерность вытяжек полосы по наружной и внутренней кромкам спирали [55]. Поскольку в современном производстве применяют высокопроизводительные шнеки с большим наружным диаметром и малым диаметром вала и соответственно высоким коэффициентом неравномерности вытяжки, то производство таких спиралей из полосовой заготовки возможно только из высокопластичных материалов.

Основные методы получения винтовых лент из полосовой заготовки разделяют на две группы. Первая — методы навивки полосы на оправку, вторая — методы прокатки.

Среди методов навивки известны следующие: навивка спирали на оправку с заданным шагом; навивка спирали на оправку с плот-

но навитыми витками; навивка полосы на оправку с непрерывным ее сходом с рабочей зоны.

В связи с тем что изгиб широких полос на ребро происходит неустойчиво, при их навивке требуются специальные приспособления. Проведенные исследования на специально разработанных устройствах, осуществляющих как плотную навивку витков с последующим их растяжением, так и непрерывную, показывают, что указанными методами можно получать спирали в широком диапазоне изменения ее параметров, причем их производство при этом будет более экономичным, чем получение спиралей из кольцевых заготовок при любых программах выпуска шнеков (в том числе и единичном производстве).

Прокатку винтовых лент производят в четырехвалковых, двухвалковых станах и в устройствах с консольным расположением валков. По температурному состоянию заготовок прокатку подразделяют на холодную и горячую. По условиям формообразования различают прокатку по всей ширине полосы, с некатанной зоной, с торможением по внутренней кромке с радиальным обжатием полосы в зоне формообразования и вне ее. По расположению рабочих валков различают прокатку с параллельным расположением осей, пересекающимися и перекрещивающимися осями.

По конструктивному выполнению рабочих валков различают прокатку сплошными и составными валками.

Изготовление спиралей методами прокатки характеризуется высокой производительностью и незначительной трудоемкостью. К недостаткам этого метода следует отнести прежде всего сложность оборудования и затруднения при получении винтовых лент с малым внутренним диаметром. Кроме того, в связи со значительным обжатием полосы по наружной кромке, стойкость катанных спиралей ниже, чем витых.

В настоящей монографии исследование процесса прокатки проведено в основном для случая обжатия полосы по всей ширине.

1.2. Способы навивки

Различают следующие способы навивки полосы на оправку: прерывистый (на оправку навивают винтовую ленту, равную длине одной спирали) и непрерывный (на оправку навивают спираль, длина которой регламентируется длиной заготовки или возможностью оборудования). Непрерывный предусматривает резку изделий на заданную длину по ходу процесса.

Схема прерывистого процесса изображена на рис. 2. Конец полосы 1, изгибают под углом 90° и вставляют в осевой паз 2 вращающейся оправки 3. С ее торцевой стороны выполнен один винтовой виток 4 с шагом, равным толщине спирали. Прижим полосы осуществляют в радиальном и осевом положениях с помощью ступенчатого ролика 5 диаметром D_p , который имеет вращательное и поступательное перемещение, равное толщине спирали по внутренней кромке. Оправку диаметром d_0 крепят в патроне специаль-

ного приводного устройства. После навивки полосы поджимной ролик отводят в сторону, и винтовую ленту с плотно навитыми витками снимают с оправки или вместе с ней извлекают из патрона.

Следующей операцией является растяжка спирали на заданный шаг с обрезкой изогнутого конца.

При непрерывной навивке (рис. 3) конец полосы 1 изгибают под углом 90° и вводят его в осевой паз шпоночной втулки 2, которую устанавливают на рабочую цилиндрическую поверхность ступенчатой оправки 3 со шпоночным пазом с возможностью осевого

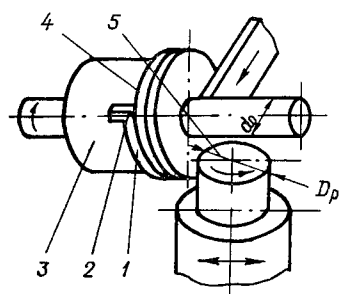


Рис. 2. Схема технологического процесса навивки полосы на оправку.

перемещения. На торцевой части втулки со стороны полосы выполнен один винтовой виток с шагом, равным толщине спирали.

С другой стороны полоса упирается в винтовую поверхность неподвижной втулки 4 с противоположным направлением винтовой поверхности втулки 2. Она свободно установлена на рабочую цилиндрическую часть оправки, стопорят ее с помощью рукоятки 5 по неподвижному упору 6. Длина шпоночной канавки на оправке меньше длины оправки до втулки 4 на (3—4) H_0 . Это свободное пространство

служит для устранения возможного деформирования витка по внутреннему диаметру. Осевой прижим полосы осуществляется через втулку 2 упорным подшипником 7, установленным в коромысле 8, которое выполнено в виде двухплечего рычага с точкой опоры 9, прикрепленной жестко к суппорту 10. Коромысло проворачивается на определенный угол в вертикальной и горизонтальных плоскостях.

Одним концом оно упирается в шток 11 пневмоцилиндра 12, жестко установленного на суппорте, и контактирует с датчиком длины перемещения 13. В радиальном направлении полоса прижимается к оправке прижимным роликом 14, ось которого расположена на расстоянии A от оси оправки. Для осуществления процесса навивки диаметры неподвижной и шпоночной втулки должны быть меньше диаметра навиваемой спирали, с тем чтобы можно ее прижать к оправке. Вращательное движение оправка получает от привода установки.

После выполнения подготовительных приемов осуществляют навивку 3—4 витков с горизонтальным перемещением втулки 2 и проворотом коромысла на определенный угол до отклонения пневмоцилиндра датчиком длины. В дальнейшем коромысло отводят, снимают втулку 2, после чего включают установку и осуществляют процесс непрерывной навивки без осевого прижима (рис. 3, б). Устойчивость полосы в данном случае обеспечивается предварительно навитыми витками и обжимным роликом. Резка спирали на мерные куски в зависимости от технологического

процесса может осуществляться во время ее навивки с помощью летучих ножниц [22] либо за пределами установки. При необходимости отвод коромысла и сьем шпоночной втулки производят без остановки процесса. Толщину витка по наружной кромке можно регулировать давлением прижимного ролика на навиваемую полосу.

Особенности процесса изгиба приведены в работах Е. А. Попова [48], Е. Н. Мошнина [41, 42], М. В. Сторожева [66], И. П. Ренне [51], В. П. Романовского [54], Ю. А. Аверкиева [1], Р. Хилла [73] и др.

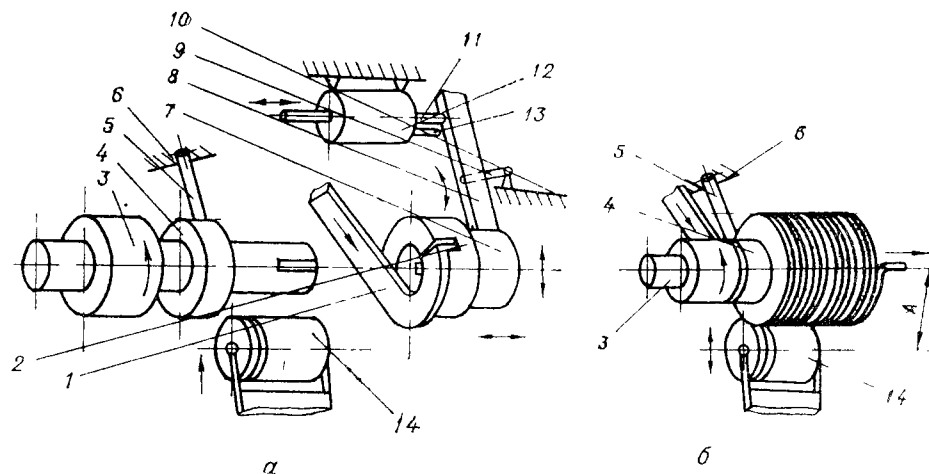


Рис. 3. Схема непрерывной навивки спиралей шнеков на оправку: а — навивка первых 3—4 витков, б — процесс непрерывной навивки

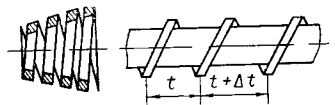
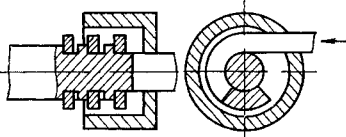
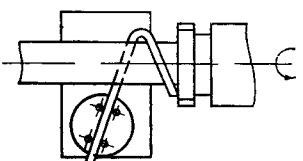
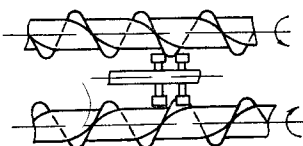
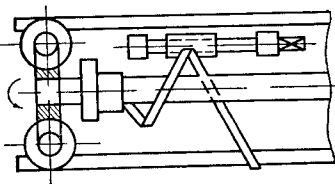
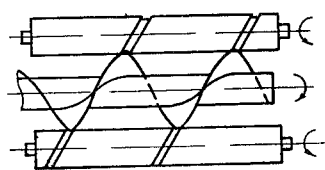
В основу теоретического анализа гибки положена гипотеза плоских сечений, согласно которой сечения, перпендикулярные к срединной поверхности заготовки, остаются плоскими в процессе изменения кривизны при изгибе.

Полоса в процессе гибки чистым моментом находится в плоско-напряженном состоянии при наличии радиального σ_r и окружного σ_θ напряжений. Слой металла, расположенный у внутренней поверхности, испытывает сжатие в продольном и растяжение в поперечном направлениях, а расположенный у внешней поверхности — растяжение в продольном и сжатие в поперечном направлениях.

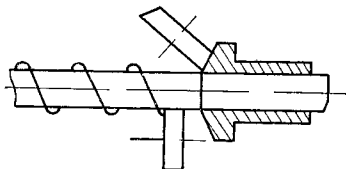
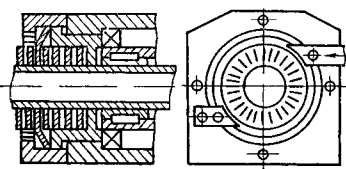
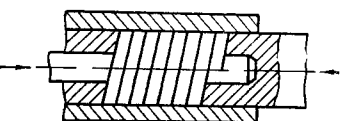
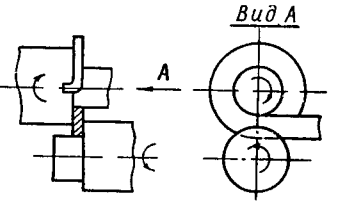
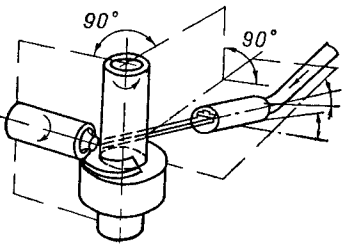
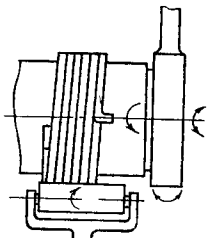
Между растягивающимися и сжимающимися слоями находится нейтральный слой, не изменяющийся по длине; его положение определяется радиусом кривизны. Первоначальная прямоугольная форма поперечного сечения полосы при этом превращается приблизительно в трапециевидную. Уменьшение толщины сечения полосы происходит в зоне растяжения, а увеличение — в зоне сжатия, при этом ширина полосы уменьшается. Такая особенность формоизменения поперечного сечения полосы и возникающее в условиях холодного деформирования упрочнение металла оказывают

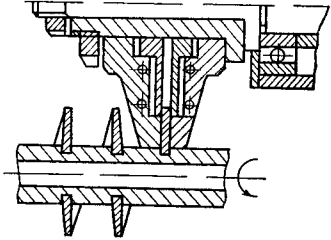
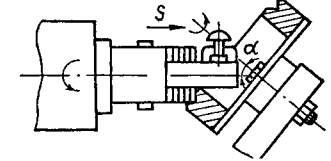
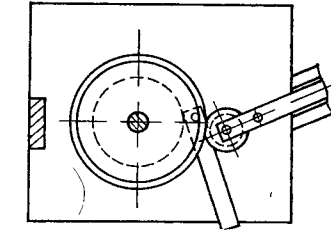
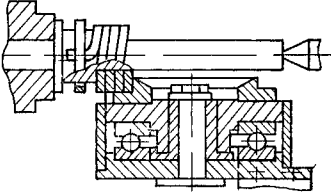
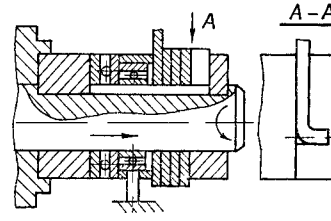
Таблица 1

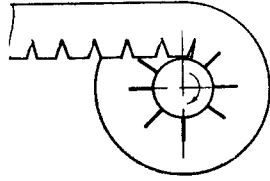
Основные способы навивки спиралей на оправки

Характеристика способа	Схемы навивки спиралей шнеков	Литературный источник
1. Навивка спиралей шнеков с последующей растяжкой		[70]
2. Навивка ленты на резьбовую оправку		
3. Навивка спиралей шнеков на оправку на токарном станке		[52]
4. Навивка винтовой ленты по копиру		[23]
5. Навивка спиралей шнеков на валы больших размеров		[2]
6. Навивка винтовой ленты с калибровкой		Патент Япония 52. 11368

Продолжение таблицы 1

Характеристика способа	Схемы навивки спиралей шнеков	Литературный источник
7. Навивка спиралей шнеков по копиру с обрезкой		[3]
8. Непрерывная навивка винтовой ленты		[43]
9. Навивка винтовой ленты с обжимом по площади кольца		[78]
10. Навивка спиралей шнеков с обжимным роликом, ось которого параллельна оси оправки		
11. Навивка спиралей шнеков на вал с прокаткой		Патент США 2 812. 794
12. Непрерывная навивка винтовой ленты на оправку с помощью обжимного ролика с параллельным расположением осей		

Характеристика способа	Схемы навивки спиралей шнеков	Литературный источник
13. Навивка спиралей шнеков с помощью обжимного ролика		А. с. 414024
14. Навивка винтовой ленты с помощью конусного диска		Патент США 4112. 727
15. Навивка спиралей с большим внутренним диаметром		Патент США 4112. 727
16. Навивка обжимным роликом, ось которого расположена перпендикулярно к оси оправки		Патент США 4112. 727
17. Навивка на самодвижную оправку		Патент США 4112. 727

Характеристика способа	Схемы навивки спиралей шнеков	Литературный источник
18. Навивка широкополосных спиралей с просечкой полосы по внутреннему диаметру		

влияние на характер распределения напряжений по высоте очага деформации и, следовательно, на силовые условия гибки.

Вывод формул для определения величины напряжений, сил и значения изгибающих моментов приведен в работах [37, 48, 51, 66].

Для расчета напряжений и деформаций осесимметричных деталей при гибке и других операциях выведены общие уравнения равновесия, а также установлена связь между напряжениями и деформациями с учетом влияния сил трения [48].

Изгиб узкой полосы на ребро исследован в работах [1, 41], где рассмотрены схемы напряженного состояния, напряжений, усилий и определены параметры обработанных изделий.

Анализ изгиба с некоторыми практическими рекомендациями по разработке технологий и определению основных конструктивных параметров изделий приведен в работах [1, 29, 34, 37, 41, 42, 48].

Недостатком схем 1—2 (табл. 1) является потеря устойчивости полосы при ее изгибе на ребро. Для устранения этого явления нужно использовать схемы 13—18, которые позволяют избавиться от гофрообразования по внутреннему диаметру за счет дополнительного ограничения перемещения металла в осевом направлении и приложения радиальной силы в очаге деформации.

В результате экспериментальных исследований установлено, что по схемам 13—17 возможна навивка полос с соотношением V/H_0 до $b'=15-20$. Верхний предел этого соотношения ограничивается возможными деформациями наружных слоев. Условия навивки по схеме 18 позволяют увеличить предельное значение удельной высоты в 1,5—1,8 раза. Перспективной эта схема является и для прокатки широкополосных винтовых лент.

Значение минимального внутреннего радиуса навиваемых спиралей по предложенным схемам с шагом $T=H_0$ можно выбирать из соотношения

$$r=0,5 B. \tag{1.2}$$

Предложенные схемы целесообразно использовать для изготовления износостойких винтовых спиралей с удельной высотой до 15—20 и увеличенной толщиной ленты по наружной кромке.

Однако вопросы разработки и исследования самого прогрессивного технологического процесса изготовления винтовых лент с большим удельным отношением ширины полосы к ее толщине полностью еще не изучены и требуют дальнейших теоретических и экспериментальных исследований.

1.3. Способы прокатки

При прокатке полосы между двумя формовочными валками (конусной или другой формы), образующими между собой клиновидную щель, заготовка получает неодинаковую степень деформации, которая вызывает различные вытяжки по ширине полосы. Использование этого процесса по сравнению со штамповкой и сваркой [22] позволяет снизить трудоемкость в среднем на 40...50% и металлоемкость на 30...60%. В настоящее время ведутся исследования по созданию экономичных технологий изготовления спиралей шнеков методом холодной прокатки (табл. 2).

Схема процесса прокатки винтовой ленты конусными валками с параллельным расположением осей изображена на рис. 4. Заготовку 1 прямоугольного сечения выбирают в зависимости от толщины витка по наружной кромке. Захватываемая полоса двумя формовочными валками 2 перемещается по направляющим 3 за счет их трения строго перпендикулярно к осям валков. Дополнительно перемещение может осуществляться также с помощью механизма подачи 4, который состоит из двух приводных цилиндрических валков. При прокатке полоса обжимается по наружному диаметру и скручивается в спираль. Профиль валков может быть различным в зависимости от поперечного сечения витка спирали. Процесс осуществляется с помощью двух конических, конического в паре с цилиндрическим, цилиндрическим с выпуклым гиперболическим и другими профильными валками.

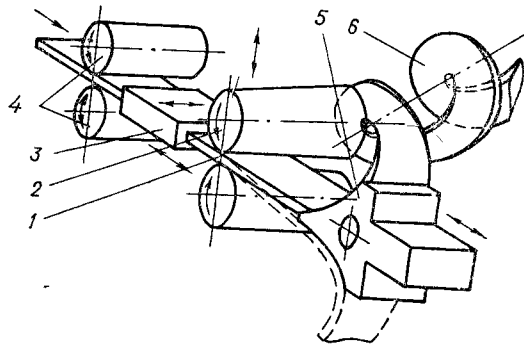
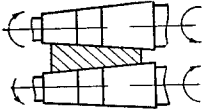
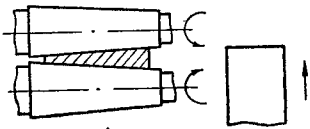
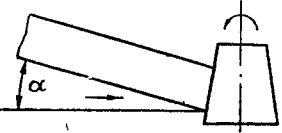
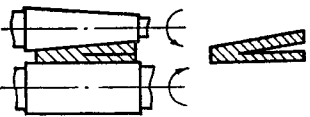
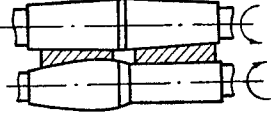
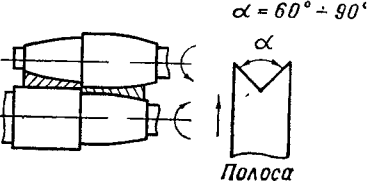
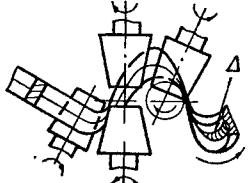


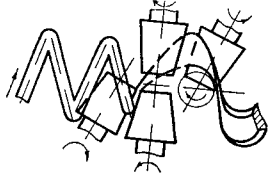
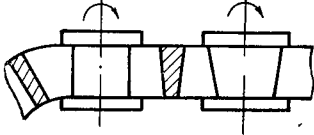
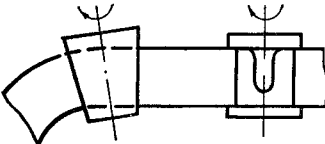
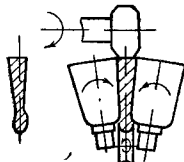
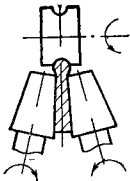
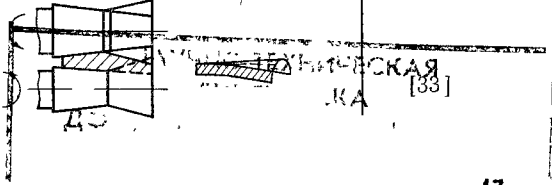
Рис. 4. Схема прокатки полосы.

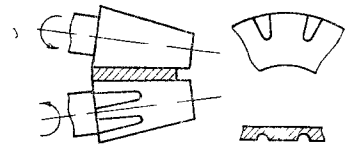
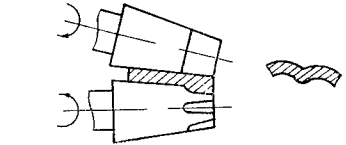
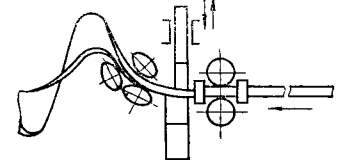
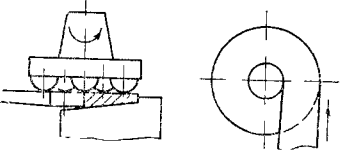
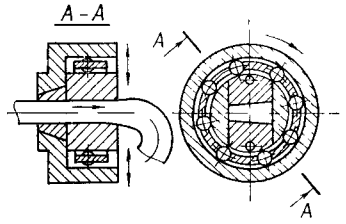
На выходе установки размещен механизм отгиба, который предназначен для формовки спирали заданного шага. Прокатку разнонаправленных спиралей шнеков производят последовательно с помощью отсекавателя 5 механизма завивки, шарнирно связанного с гидроцилиндром. Отсекатель имеет верхнее и нижнее крайние положения и в зависимости от его размещения осуществляется навивка винтовых лент 6 с левым или правым направлением.

Для большего скручивания полосы в спираль прокатку ведут по наружной зоне, оставляя некатанной внутреннюю часть или же до-

Характеристика схемы	Схемы прокатки спиралей шнеков	Литературный источник
1. Прокатка спиралей шнеков двумя коническими валками по всей ширине		
2. Прокатка винтовой ленты коническим и цилиндрическим валками со свободной некатанной зоной по внутреннему диаметру		[83]
3. Прокатка спиралей шнеков двумя цилиндрическими валками		
4. Последовательная разнонаправленная прокатка спиралей шнеков		А с. 634612
5. Прокатка винтовой ленты с помощью двух конических конусолинейных валков		[35]
6. Прокатка спиралей шнеков двумя валками, установленными под углом, с торможением по внутренней кромке		[77]

Характеристика схемы	Схемы прокатки спиралей шнеков	Литературный источник
7. Прокатка винтовой ленты коническими разнонаправленными валками		А.с. 1082534
8. Прокатка полосы составными валками с помощью свободно установленных колец в зоне минимального обжима		А.с. 884810
9. Подача полосы в зону формообразования под углом		[4]
10. Прокатка спиралей повышенной жесткости		[85]
11. Одновременная прокатка разнонаправленных винтовых лент		
12. Прокатка разнонаправленных спиралей с одновременной разрезкой		
13. Прокатка широкополосных спиралей шнеков с одновременной сваркой по стыку		

Характеристика схемы	Схемы прокатки спиралей шнеков	Литературный источник
14. Прокатка винтовых лент из проволоки		[59]
15. Прокатка спиралей шнеков с прямоугольным поперечным сечением		
16. Прокатка винтовых лент с предварительным обжимом по наружному диаметру		А.с. 573242
17. Прокатка спиралей шнеков двумя коническими роликами с двухсторонним радиальным обжимом		[61]
18. Прокатка винтовой ленты двумя коническими роликами с обжимом по наружной кромке		[36]
19. Прокатка широкополосных спиралей шнеков с гофрообразованием по внутреннему диаметру		[33]

Характеристика схемы	Схемы прокатки спиралей шнеков	Литературный источник
20 Прокатка широкополосных спиралей шнеков с образованием выемок по наружному диаметру с нерабочей стороны		
21 Прокатка широкополосных винтовых лент с гофрированием по внутреннему диаметру с нерабочей стороны		
22 Высокочастотный обжим бойком по наружному диаметру		[38]
23 Раскатка полосы с обжимом по наружному диаметру		
24 Редуцирование с ротационным обжатием спиралей шнеков		

полнительно осуществляют торможениями по внутренней ее кромке.

Исследование напряженного состояния при прокатке спиралей как и множества других процессов обработки металлов давлением можно производить различными методами. Здесь следует назвать работы С. И. Губкина, А. И. Целикова, В. С. Смирнова по совместным решениям уравнений равновесия пластичности; С. А. Христьянова, А. А. Ильюшина, В. В. Соколовского, К. Н. Шевченко, В. М. Клименко по методу характеристик; А. С. Ильюшина, И. Я. Тарновского, А. А. Поздеева по вариационным методам, Ю. И. Алексеева по визиопластичному методу; Г. А. Смирнова-Аляева по методу сопротивления материалов пластичному деформированию [65].

Большой вклад в разработку теории и практики прокатного производства внесли А. И. Целиков, А. Д. Томленов, В. И. Зюзин, А. В. Третьяков, Г. С. Никитин, С. Е. Рокотян [74, 75, 76]. Кроме того, следует отметить работы В. С. Смирнова [64], К. Н. Шевченко [81], В. М. Клименко [31], В. П. Севереденко [62] и др.

Теоретические вопросы формообразования спиралей при прокатке с экспериментальными исследованиями разработаны А. З. Журавлевым [27, 28].

Ведущее положение в разработке способов прокатки и конструкции прокатных станов для изготовления спиралей шнеков занимает НИИ тракторосельхозмаш. В работах его специалистов Д. Я. Шифрина, В. Е. Гурвича [22, 82, 83, 84] даны практические рекомендации по выбору конструктивных параметров винтовых лент, режимов и точности обработки, рациональных схем прокатки. Ими предложены и обоснованы пути повышения эффективности процесса прокатки спиралей, в частности способы прокатки со свободной некатанной зоной. Прокатные станы, разработанные институтом и внедренные на многих предприятиях, отвечают современным требованиям с точки зрения качества, производительности, автоматизации и эксплуатации.

Аналитические зависимости для определения основных конструктивных параметров винтовых лент, значения предельных вытяжек и других параметров процесса прокатки приведены в работах В. А. Егорова [25, 26] и А. Е. Церна [79].

Важное значение имеют результаты экспериментальных исследований по обжатию и вытяжке винтовых лент с различным поперечным сечением, выбору схем прокатки, конструкции прокатных станов и др.

В работе [28] приведены результаты изготовления спиралей шнеков с параметрами: диаметрами наружным $D=250$ мм и внутренним $d=57$ мм, шириной полосы $B=96,5$ мм, шагом спирали $T=200$ мм и значением некатанной зоны, равным 13,7 мм. Установлено, что относительное удлинение по ширине развертки подчинено закону естественных длин, а нейтральный слой деформаций перемещается к внутренней кромке. При прокатке винтовых лент по этой схеме используют полосу на 8...10% тоньше обычной

и при этом толщина наружной кромки не уменьшается [26]. Однако рассматриваемая схема не лишена недостатков. Возникающие при прокатке значительные внутренние напряжения неблагоприятно сказываются на долговечности изделия. Не раскрыт механизм напряженного состояния и другие вопросы, связанные с ним.

В работе [82] приведено описание способа изготовления крупногабаритных спиралей шнеков на Гомельском заводе сельскохозяйственных машин с наружным диаметром $D=600$ мм; внутренним $d=300$ мм; шагом $T=600$ мм из стали 08 кп шириной $B=150$ мм и толщиной $H_0=3,6$ мм. Конструктивные параметры формовочных валков: диаметр рабочих валков 200 мм, угол наклона образующей валка 1° , угловая скорость рабочих валков до $0,314 \text{ с}^{-1}$. Наружная кромка обжималась до толщины 2 мм при величине некатанной зоны 12...15 мм.

Условия захвата полосы валками при ее прокатке приведены в работе [80]. Установлено, что с увеличением углов смятия и трения можно в полтора-два раза увеличить угол захвата. Исследован процесс подачи полосы в зону формообразования при угле захвата, превышающем угол трения.

Известно [44], что в процессе неравномерной и несимметричной деформации кромки элементарных участков получают различные удлинения. При этом одно продольное сечение полосы не препятствует удлиниться другому, соседнему и площади продольных сечений витка в процессе прокатки не изменяются. Полосы, несимметрично и неравномерно деформированные валками с прямыми образующими, свиваются и скручиваются в виде винтовых поверхностей, а не в виде кольца. Теоретические исследования распределения вытяжек и деформаций по ширине полосы, где в качестве исходного материала использовали полосы прямоугольного и трапециевидного профиля, рассмотрены в работе И. М. Павлова, Ю. Д. Железнова, Ю. Е. Назарова [45]. Установлено, что возникновение и протекание процессов с асимметричной неравномерностью обжатия и вытяжек по ширине ленты подчиняется линейному закону.

В работе [55] приведены результаты исследования по распределению деформаций в полосе при прокатке ее в валках с некатанной внутренней зоной. Авторы дают рекомендации по выбору значения деформаций, способствующих нормальному процессу прокатки и получения спиралей с уменьшенным внутренним диаметром.

Результаты экспериментальных исследований прокатки полос трапециевидного профиля с увеличенным обжатием и толщиной по наружной кромке приведены в работе [79]. Установлено влияние процесса прокатки на изменение физико-механических свойств исходного материала.

Представляются прогрессивными для изготовления спиралей шнеков методы редуцирования ротационным обжатием и редуцирование обжатием на вертикально-ковочных машинах со специальными формовочными инструментами и механизмами подачи

[38, 46, 49]. Сила удара на этих машинах достигает 0,294... 9,8 МН, число ударов 1000...4000 в минуту. При несложной модернизации машины этого типа могут быть с успехом применены для изготовления спиралей шнеков с разным поперечным сечением витка по способу, приведенному в работе [38].

Процесс прокатки спиралей шнеков целесообразно использовать в том случае, когда навивка на оправку затруднена. Поэтому необходимо его более глубоко исследовать и установить аналитические зависимости основных конструктивных параметров спиралей от требуемого значения обжатия и конструктивных элементов установки.

1.4. Технологические требования к заготовкам, конструкции установок и инструментам для формообразования винтовых лент

Технологические требования к материалам заготовок следующие: высокие вязкость, пластичность и относительное удлинение, качественная наружная поверхность, хорошая свариваемость, минимальные остаточные напряжения.

На стабильность технологического процесса прокатки или навивки, а также значение наружного и внутреннего диаметров существенное влияние могут оказывать заусенцы по торцах полосы, которые образуются при их вырубке на гильотинных ножницах. Острые заусенцы, сильно упрочненные и неровные, являются участками резко пониженной пластичности. Они способствуют появлению разрывов и трещин, особенно по наружному диаметру спирали, поэтому перед использованием их необходимо удалять.

Длина исходной заготовки для одного витка определяется длиной винтовой ленты нейтральной поверхности деформации [27]

$$L_3 = \sqrt{(2\pi r_0)^2 + T^2}, \quad (1.3)$$

где r_0 — радиус нейтрального слоя деформации.

Практика изготовления винтовых лент показывает, что расчетная длина исходной заготовки должна быть больше с учетом концевых отходов, которые получают вследствие нестационарного режима ее деформации и уточняют, исходя из пробной партии.

Толщину полосы выбирают согласно рабочему чертежу спирали и техническим условиям на его изготовление, а ширину с учетом усадки в процессе навивки. При прокатке необходимо учитывать уширение

$$\beta = B_1/B = (B + \Delta B)/B. \quad (1.4)$$

Значение уширения ΔB (на основе экспериментальных исследований для трапециевидного профиля) зависит от обжатия ра-

диуса рабочих валков, ширины и толщины заготовки, условий прокатки, материала заготовки и составляет

$$\Delta B = (0,02 \dots 0,05) B. \quad (1.5)$$

Это обстоятельство необходимо учитывать при выборе ширины полосы, снизив при этом расход металла.

Для изготовления винтовых лент с прямоугольным поперечным сечением (как самых износостойких) целесообразно использовать трапецевидный прокат или навивку вести по схеме 18 табл. 2.

Отработка конструкции винтовых лент на технологичность позволяет снизить трудоемкость изготовления, обеспечивает уменьшение их массы, норм расхода и затрат металла, снижает себестоимость и эксплуатационные расходы, повышает надежность и долговечность шнековых узлов, улучшает их ремонтпригодность.

Технологичность конструкции винтовых лент связана также с механизацией и автоматизацией их изготовления навивкой или прокаткой. Этого можно достичь, если в конструкцию спирали заложены параметры, которые позволяют механизировать процесс изготовления.

С увеличением производительности машин габаритные размеры (особенно наружные диаметры шнеков) увеличиваются. При постоянном или изменяющемся в незначительных пределах внутреннем диаметре довольно часто это приводит к возрастанию коэффициента неравномерности вытяжки до $\Psi \geq 2,6$, что исключает возможность изготовления спиралей прогрессивным методом (навивкой или прокаткой).

При навивке винтовых лент необходимо учитывать также возможность потери устойчивости, особенно для относительно широких полос. Вследствие этого происходят гофрообразование полосы по внутренней кромке, продольные разрывы металла и др.

Потеря устойчивости при прокатке оценивается показателем технологической сложности спиралей [55]

$$K_c = (T/D) \delta h L_1 / L_2, \quad (1.6)$$

где δh — относительная толщина заготовки.

При оценке пластичных свойств заготовки необходимо учитывать и упрочнение металла от обжатия. Очевидно, что при прокатке с большим относительным обжатием можно достичь больших предельных значений вытяжек. В связи с этим большое значение имеет оптимальный выбор профилей заготовки, позволяющий увеличить толщину спирали по наружному витку при прочих равных параметрах [17]. Кроме того, оптимизация профиля дает возможность уменьшать внутреннее напряжение в спирали и исключает возможности потери устойчивости при прокатке широких полос с предельными вытяжками по наружному диаметру.

Важный фактор технологичности конструкции спиралей — повышение эксплуатационной надежности и долговечности, которое достигается в процессе прокатки или навивки полосы путем вы-

бора рациональной схемы выполнения процесса с целью увеличения толщины витка по наружному диаметру и за счет наклепа.

Для повышения качества шнековых устройств целесообразно предусматривать по внутреннему диаметру спирали фаски для приварки ее к валу с одной или двух сторон размерами, равными сварочному шву (согласно техническим условиям). Этого можно достичь выполнением конусных выступов на формовочных валках по внутреннему их диаметру.

Конструкция установки и приспособлений для навивки спиралей шнеков определяется кинематикой процесса и должна обеспечивать навивку винтовых лент с допустимым отношением ширины к толщине.

Технологические требования, предъявляемые к установкам и приспособлениям, следующие: концентрация операций при изготовлении винтовых лент (навивка, калибровка шага, отрезка и др.); полоса из бухты должна направляться перпендикулярно оси вращения оправки с надежным ее креплением в подвижной втулке; необходимо, чтобы плечо приложения изгибающей силы было меньше радиуса оправки при $b' > 5$; при непрерывной навивке в начальный момент следует обеспечить осевой поджим первых 3—4 витков; диаметры прижимных втулок меньше диаметра плотно навитой винтовой спирали на 6...15 мм; на торцевых частях прижимных втулок со стороны полосы необходимо нарезать по одному винтовому витку с шагом, равным толщине спирали; для устранения гофрообразования осевая подача механизма прижима (прижимного ролика) должна быть равна толщине витка по внутреннему диаметру; для улучшения условий навивки спиралей и уменьшения деформаций по наружному диаметру при прерывистом процессе навивки обжим полосы следует осуществлять цилиндрической и торцевой поверхностями ступенчатого ролика, ось вращения которого расположена перпендикулярно оси оправки; надо обеспечить необходимую жесткость механизмов осевого и радиального обжима, разгибочного и отрезного устройств при возможности регулировки осевого расстояния; универсальность конструкции установки должна обеспечивать быструю переналадку с одного типоразмера спиралей на другой; для увеличения сцепляемости оправки с витками на последней выполнены осевые рифления; работу трущихся поверхностей осуществляют в режиме качения.

Для улучшения схода винтовой ленты при непрерывной навивке необходимо предусматривать на рабочей оправке, кроме калибровочной части, и направляющую, причем диаметр последней меньше диаметра калибрующей на 0,2...0,5 мм; прижимной ролик должен быть с мелкой винтовой канавкой с направлением витков, противоположным направлению винтовой поверхности спирали; обеспечить непрерывную смазку полосы в процессе навивки и охлаждение инструментов.

Конструкция установки для прокатки спиралей шнеков определяется кинематикой процесса и должна соответствовать следующим требованиям: достаточная жесткость силовых механизмов,

особенно клетки, с возможностью регулировки размеров формочной щели между валками и ширины прокатываемой полосы; надежность захвата ленты, позволяющая осуществлять прокатку при значительных усилиях; непрерывная смазка полосы и охлаждение инструментов в процессе прокатки; возможность их переналадки на изготовление других типоразмеров винтовых лент в рациональных пределах, особенно в мелкосерийном производстве; получение деталей с заданной точностью согласно ГОСТ 2705—73; навивка разнонаправленных спиралей шнеков.

Эффективность прокатки можно повысить одновременной навивкой двух винтовых лент валками с разнонаправленной конусностью, обеспечив при этом уравнивание осевого усилия или одной ленты с последующей разрезкой. Для увеличения толщины кромки по наружному диаметру необходимо предусмотреть профильную прокатку с двухсторонним радиальным обжимом или прокатку с некатанной зоной по внутреннему диаметру; регулировку предохранительных устройств производить индивидуально для каждого типоразмера шнека; с целью выравнивания линейных скоростей валков и полосы последние выполнять составными со свободно установленными кольцами в зоне минимального деформирования.

Глава 2 ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ОСНОВЫ ПРОЦЕССА ФОРМООБРАЗОВАНИЯ

2.1. Технологические основы навивки спиралей на оправку

Процесс навивки полос на ребро при использовании заготовок, ширина (высота сечения) B которых не превышает 3—5 толщин H_0 , технологически не сложен. В случае навивки на ребро лент с удельной высотой $b' > 5$ процесс изгиба неустойчив, полоса ложится на оправку, происходит гофрообразование по внутренней кромке. Как показали многочисленные исследования, повысить устойчивость изгиба полос на ребро можно путем фиксации или прижима внутренней кромки с одновременным уменьшением плеча приложения изгибающей силы. Реализуя указанные условия, осуществляют навивку витков, доводя отношение b' до 15—20.

Рассмотрим изгиб ленты с отношением $b' > 5$, получение спирали из которой имеет большое практическое значение. Напряженное состояние в этом случае в первом приближении можно рассматривать как плосконапряженное. В результате изгиба толщина полосы в очаге деформации изменяется как в радиальном, так и в осевом направлениях.

Закон изменения ширины поперечного сечения полосы, исходя из того, что максимальное радиальное напряжение σ_r мало по

сравнению с напряжением текучести σ_s , при использовании условия несжимаемости можно выразить зависимостью [1, 48]

$$h_p = H_0 \sqrt{\rho_0/\rho}, \quad (2.1)$$

где h_p — толщина поперечного сечения на расстоянии ρ от центра кривизны; ρ — текущий радиус кривизны.

Радиус нейтрального слоя деформации ρ_0 при известном отношении ширины спирали к первоначальной ширине заготовки $\beta = B_i/B$ можно определить аналогично [42] из условия постоянства объема элементарного участка до и после изгиба

$$\rho_0 = \beta_y^2 [2\rho_c / (\sqrt{R} + \sqrt{r})]^2, \quad (2.2)$$

где ρ_c — радиус центра тяжести сечения при изменении толщины спирали по зависимости (2.1); R — наружный радиус витка.

С учетом (2.1) условие равновесия для плоского напряженного состояния принимает вид [66]

$$\begin{aligned} \frac{\partial \sigma_r}{\partial \rho} + \frac{\partial \tau_{r\theta}}{\rho \partial \theta} + (\sigma_r - \sigma_\theta)/\rho + \sigma_r \frac{\partial h_p}{(h_p \partial \rho)} &= 0 \\ \text{и} \quad \frac{\partial \tau_{r\theta}}{\partial \rho} + \frac{\partial \sigma_\theta}{\rho \partial \theta} + 2\tau_{r\theta}/\rho + \tau_{r\theta} \frac{\partial h_p}{(h_p \partial \rho)} &= 0, \end{aligned} \quad (2.3)$$

где σ_r , σ_θ , $\tau_{r\theta}$ — соответственно радиальное, тангенциальное и касательное напряжения в полярных координатах.

Получить замкнутое решение уравнений (2.3) совместно с уравнениями пластичности, связи между напряжениями с деформациями и условием несжимаемости на всем очаге пластической деформации практически невозможно. Поэтому целесообразно рассмотреть характер распределения изгибающего момента, продольных и касательных сил по очагу деформации с тем, чтобы определить участок, где касательные напряжения сводятся к минимуму.

Выделим очаг пластической деформации. В полярных координатах $\rho O\theta$ (рис. 5), где ось $O\rho$ направлена перпендикулярно вектору подачи полосы, пластическая деформация по окружности оправки распространяется от точки $O_1(r, \theta_1)$ до $O_2(r, \theta_2)$.

Уравнение равновесия участка ленты слева от радиального сечения с текущей координатой θ имеет вид

$$\begin{aligned} \Sigma X &= -P_x - \mu_p P - \mu_0 F \cos \theta_F + F \sin \theta_F + N \cos \theta + T \sin \theta = 0, \\ \Sigma Y &= -P + \mu_p P_x + \mu_0 F \sin \theta_F + F \cos \theta_F - N \sin \theta + T \cos \theta = 0, \\ \Sigma m &= (P - \mu_p P_x) l + (P_x + \mu_p P) R + \mu_0 Fr - N\rho_c - M_n = 0, \end{aligned} \quad (2.4)$$

где P и P_x — соответственно вертикальная и горизонтальная составляющие результирующего усилия изгиба, $P = P_{рез} \cos \gamma_p$, $P_x = P_{рез} \sin \gamma_p$; l — плечо приложения силы P ; F — равнодействующая нормальных контактных напряжений $F = \int_{\theta_1}^{\theta_2} \sigma_r h_r r d\theta$; θ_F — угол

приложения равнодействующей F , $\cos \theta_F = \left(\int_{\theta_1}^{\theta_2} \sigma_r h_r r \cos \theta d\theta \right) / F$; σ_r —

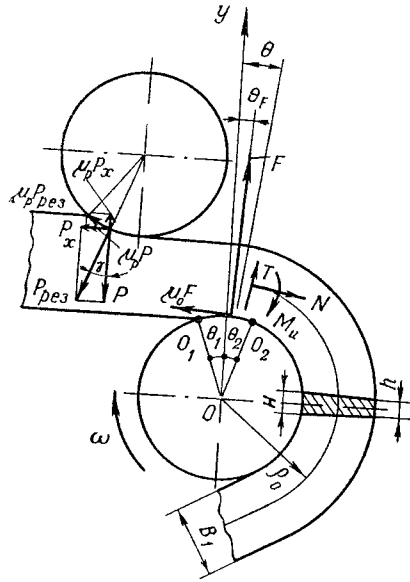
контактные нормальные напряжения на оправке; μ_p — коэффициент трения в месте приложения поперечной силы; μ_0 — коэффициент трения полосы по оправке; N , T и M_H — соответственно продольные, поперечные усилия, изгибающий момент, действующие в сечении.

Вследствие изгиба внутренние слои ленты в зоне пластической деформации сжимаются (укорачиваются) и происходит их скольжение по оправке в направлении, противоположном навивке (по вращению оправки). Следовательно, в зоне пластической деформации контактные касательные напряжения τ_k , примененные к полосе, направлены противоположно контактным касательным напряжениям остальной части.

Около задней границы очага пластической деформации ($\theta \rightarrow \theta_2$) существует зона, где контактные касательные напряжения равны нулю. Существование указанной граничной зоны экспериментально подтверждено как при навивке на самые различные типы оправок, так и при изгибе узких полос в штампе.

Из условия равновесия элементарного кольцевого сектора дугой $d\theta$ при $\tau_{\rho\theta} = 0$ получаем, что $dN = dM = T = 0$. В этом случае напряжения σ_θ и σ_ρ главные, и уравнение (2.3) значительно упрощается.

Рис 5 Схема действия сил при навивке спиралей на оправку.



Следовательно, в данном случае задачу изгиба поперечной силой можно привести к изгибу от совместного действия момента и продольной силы N , действующих в граничном сечении $\theta \rightarrow \theta_2$. Зависимости, связывающие эти величины, определим из системы уравнений (2.4)

$$N = P \frac{(\mu_p + \operatorname{tg} \gamma_p)(\cos \theta_F + \mu_0 \sin \theta_F) + \rightarrow}{\cos \theta_2 (\cos \theta_F + \mu_0 \sin \theta_F) -} + \frac{(1 - \mu_p \operatorname{tg} \gamma_p)(\mu_0 \cos \theta_F - \sin \theta_F)}{-\sin \theta_2 (\mu_0 \cos \theta_F - \sin \theta_F)}; \quad (2.5)$$

$$M_H = Pl(1 - \mu_p \operatorname{tg} \gamma_p) + PR(\mu_p + \operatorname{tg} \gamma_p) + \frac{N \sin \theta_2 + P(1 - \mu_p \operatorname{tg} \gamma_p)}{\cos \theta_F + \mu_0 \sin \theta_F} \mu_0 r - N \rho_c. \quad (2.6)$$

Экспериментальные исследования показали, что значения углов θ_1 и θ_2 небольшие, а направление равнодействующей F практически совпадает с направлением оси $O\rho$ (рис. 5). Поэтому зависимости (2.5) и (2.6) в первом приближении

$$N = (\mu_p + \mu_0 + \operatorname{tg} \gamma_p) P; \quad (2.7)$$

$$M_\sigma = [l + (\mu_p + \operatorname{tg} \gamma_p) R + \mu_0 r] \cdot P, \quad (2.8)$$

где $M_\sigma = M_H + N \rho_c$ — момент от тангенциальных напряжений по высоте заготовки. Из этих зависимостей записываем уравнения, связывающие момент от тангенциальных напряжений с продольной растягивающей силой

$$M_\sigma = \rho_{пр} N, \quad (2.9)$$

где $\rho_{пр}$ — приведенный радиус приложения продольной силы N ,

$$\rho_{пр} = [l + (\mu_p + \operatorname{tg} \gamma_p) R + \mu_0 r] / (\mu_p + \mu_0 + \operatorname{tg} \gamma_p).$$

Условие равновесия (2.3) для напряженного состояния в элементарном объеме с координатой $\theta \rightarrow \theta_2$ принимает вид

$$\partial \sigma_\rho / \partial \rho + (\sigma_\rho - \sigma_\theta) / \rho + \sigma_\rho \partial h_\rho / (h_\rho \partial \rho) = 0. \quad (2.10)$$

Энергетическое условие пластичности, записанное в упрощенной форме соответственно для участков растяжений и сжатия с учетом упрочнения, имеет следующий вид [1, 66]: в зоне сжатия

$$\sigma_\theta - \sigma_z = \sigma_\theta = -\beta_\sigma [\sigma_{т.0} - \Pi \ln(\rho/\rho_0)]; \quad (2.11)$$

в зоне растяжения.

$$\sigma_\theta - \sigma_\rho = \beta_\sigma [\sigma_{т.0} + \Pi \ln(\rho/\rho_0)], \quad (2.12)$$

где $\sigma_{т.0}$ — экстраполированный предел текучести; Π — линейный модуль упрочнения; β_σ — коэффициент, зависящий от соотношения главных напряжений.

Решение уравнений равновесия и пластичности для изгиба моментом и продольными силами отличается от решения, приведенного в работе [1] граничными значениями радиальных сжимающих напряжений на оправке, где они

$$\sigma_r = N / (h_r r) = N / H_0 \sqrt{r/\rho_0}. \quad (2.13)$$

Радиальные и окружные напряжения в любой точке очага деформации с учетом упрочнения соответственно равны [1]: в зоне растяжения

$$\sigma_\rho = -2\beta_\sigma \sigma_{т.0} (1 - \sqrt{\rho/R}) - 2\beta_\sigma \Pi \{ \ln(\rho/\rho_0) + 2 - \sqrt{\rho/R} [\ln(R/\rho_0) + 2] \}, \quad (2.14)$$

$$\sigma_\theta = \beta_\sigma [\sigma_{т.0} + \Pi \ln(\rho/\rho_0)] + \sigma_\rho; \quad (2.15)$$

в зоне сжатия

$$\sigma_p = -2\beta_\sigma \sigma_{\tau.o} \{1 - \sqrt{r/\rho} [1 - \sigma_r / (2\beta_\sigma \sigma_{\tau.o})]\} + 2\beta_\sigma \Pi \{ \ln(\rho/\rho_0) - 2 - \sqrt{r/\rho} [\ln(r/\rho_0) - 2] \}, \quad (2.16)$$

$$\sigma_\theta = -\beta_\sigma [\sigma_{\tau.o} - \Pi \ln(\rho/\rho_0)]. \quad (2.17)$$

Значение продольной силы и изгибающего момента при навивке полосы на ребро с учетом упрочнения определится как интегральная сумма по высоте заготовки соответственно элементарных сил и моментов от тангенциальных напряжений

$$N = 2\beta_\sigma \sigma_{\tau.o} H_0 \sqrt{\rho_0} (\sqrt{r} - \rho_n / \sqrt{R}) + 2\beta_\sigma \Pi H_0 \sqrt{\rho_0} \{ 2\sqrt{\rho_n} \ln(\rho_n/\rho_0) + \sqrt{r} [2 - \ln(r/\rho_0)] - (\rho_n/\sqrt{R}) (2 + \ln(R/\rho_0)) \}; \quad (2.18)$$

$$M_\sigma = (\beta_\sigma \sigma_{\tau.o} / 3) [H_0 \sqrt{\rho_0/R} (R^2 + 2r\sqrt{rR} - 3\rho_n^2)] + (\beta_\sigma \Pi / 9) H_0 \times \times \sqrt{\rho_0/R} \{ 3 \ln(R/\rho_0) (R^2 - 3\rho_n^2) + 4\rho_n \sqrt{\rho_n R} [4 + 3 \ln(\rho_n/\rho_0)] - - 2(R^2 + 9\rho_n^2) - 2r\sqrt{Rr} [3 \ln(r/\rho_0) - 2] \}. \quad (2.19)$$

Исходя из экспериментальных данных, можно утверждать, что радиусы нейтрального слоя деформации ρ_0 и нейтральной поверхности напряжений ρ_n отличаются незначительно. Поскольку теоретическое определение ρ_0 связано с большими трудностями, в первом приближении можно принять $\rho_0 = \rho_n$. Тогда уравнения (2.18) и (2.19) вместе с (2.7) и (2.8) составляют систему из четырех равенств с четырьмя неизвестными N , M_σ , P и ρ_n . Ее решение относительно P позволяет определить значение поперечной силы, необходимой для изгиба полосы.

Для неупрочняющихся материалов ($\Pi=0$) уравнения (2.18) и (2.19) значительно упрощаются и указанная система имеет аналитическое решение. Тогда радиус нейтральной поверхности напряжений

$$\rho_n = \rho_{np} - (\rho_{np} - \sqrt{Rr}) \times \times \sqrt{1 + (R^2 + 2r\sqrt{Rr} - 3Rr) / [3(\rho_{np} - \sqrt{Rr})^2]}. \quad (2.20)$$

Имея значение радиуса нейтральной поверхности, из зависимостей (2.7) и (2.18) определяют продольную N и поперечную изгибающую P силы. Используя приближенные формулы преобразования подкорневого выражения и логарифмической функции, получаем простые приближенные зависимости для определения величин N и P

$$N = (\beta_\sigma H_0 / 3) [(\sigma_{\tau.o} + \Pi \ln \sqrt{R/r}) \sqrt{r/R} (R^2 + 2r\sqrt{Rr} - 3Rr) \times \times (\mu_p + \mu_0 + \text{tg } \gamma_p) / [l + (\mu_p + \text{tg } \gamma_p)(R - \sqrt{Rr}) + \mu_0(r - \sqrt{Rr})], \quad (2.21)$$

$$P = (\beta_\sigma H_0 / 3) [(\sigma_{\tau.o} + \Pi \ln \sqrt{R/r}) \sqrt{r/R} (R^2 + 2r\sqrt{Rr} - 3Rr)] / [l + (\mu_p + \text{tg } \gamma_p)(R - \sqrt{Rr}) + \mu_0(r - \sqrt{Rr})]. \quad (2.22)$$

Момент, необходимый для навивки спиралей на оправку, зависит от конструктивных особенностей оправок и в общем случае определяется зависимостью [8]

$$M_n = k_m P [l + (\mu_p + \text{tg } \gamma_p) R], \quad (2.23)$$

где k_m — коэффициент, учитывающий конструктивное исполнение оправки.

Если продольная растягивающая сила величина известная, то радиус нейтральной поверхности определяется из следующих соотношений: для $\Pi=0$

$$\rho_n = \sqrt{rR} [1 - \sigma_r / (2\beta_\sigma \sigma_\sigma)]; \quad (2.24)$$

для $\Pi \neq 0$

$$\rho_n = \sqrt{rR} \{ \sigma_{\tau.o} [1 - \sigma_r / (2\beta_\sigma \sigma_{\tau.o})] + \Pi [2 - \ln(r/\rho_0)] \} / \{ \sigma_{\tau.o} + \Pi [2 - \ln(\rho_0/R)] \}. \quad (2.25)$$

Как показали исследования, значения радиусов нейтральной поверхности напряжений, рассчитанные без и с учетом упрочнения, отличаются незначительно. Поэтому при расчете изгиба полосы из упрочняющихся материалов, когда аналитическое решение приведенной системы затруднено, в первом приближении

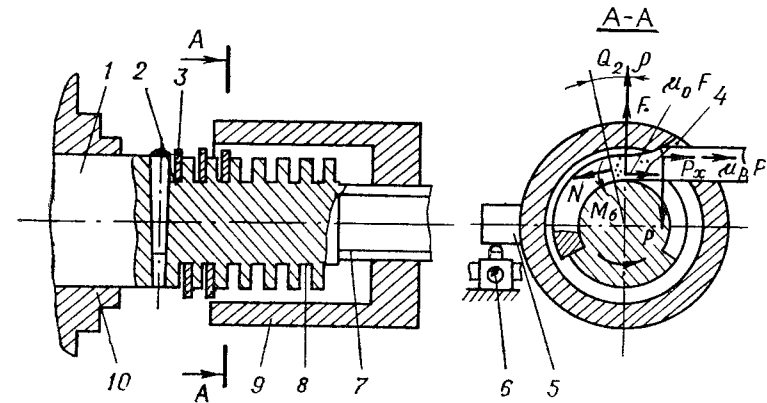


Рис 6 Расчетная схема навивки полосы на винтовую оправку

радиус нейтральной поверхности напряжений находят без учета упрочнения.

Рассмотрим наиболее типичные исполнения устройств для навивки широких полос на ребро на оправку. Экспериментальное приспособление для навивки спиралей на винтовую оправку (рис. 6) состоит из винтовой оправки 1, в которой выполнены с одинаковым шагом винтовая канавка 8, резьба 7, обжимной втулки 9, сопрягающейся меньшей ступенью с резьбовой частью оправки ступени и имеющей в обжимной зоне направляющее отверстие 4 для полосы 3. Последняя закрепляется штифтом 2 в оправке 1,

установленной в патрон установки 10. При вращении оправки полосу от воздействия обжимной втулки, удерживающейся от вращения упором 5, ложится в винтовую канавку 8. Усилие навивки замерялось динамометром 6. Ширина винтовой канавки составляла $t = (1,3 \dots 1,8) H_0$. Определяя силовые параметры навивки, силами трения от воздействия осевых усилий на полосу в месте ее контакта со стенкой винтовой канавки можно пренебречь. В этом случае нейтральный радиус ρ_n , продольная растягивающая N и изгибающая P силы находят по зависимостям (2.20) — (2.22). При этом плечо приложения изгибающего усилия

$$l = \sqrt{(D_{в.т}/2)^2 - R^2},$$

где $D_{в.т}$ — внутренний диаметр обжимной втулки 9.

Наружный радиус витков при первоначальной ширине полосы $R = r + \beta_y B$, где β_y — коэффициент усадки полосы по ширине (высоте сечения). Экспериментальными исследованиями установлено, что коэффициент усадки при навивке на рассматриваемом приспособлении можно аппроксимировать функцией

$$\beta_y = m [2(r + B)/D_{в.т}]^n,$$

где m и n — параметры, зависящие от материала заготовки и радиуса $R_{вт.}$ закругления рабочей кромки обжимной втулки. Угол γ_p , определяющий значение горизонтальной составляющей изгибающего усилия P_x ,

$$\operatorname{tg} \gamma_p = \sqrt{(1 - \beta_y) B / (2R_{в.т})}.$$

Момент для навивки спиралей на винтовую оправку находят по зависимости (2.23). Для указанного случая коэффициент k_M , учитывающий потери на трение в резьбовом соединении, $k_M = 1,04 \dots 1,08$.

Высоким качеством изгиба полос самого различного сечения и простотой изготовления отличаются устройства с взаимноперпендикулярным расположением осей оправки и обжимного ролика (рис. 2). В них полоса обжимается торцевой поверхностью ролика. При теоретическом определении плеча приложения изгибающей силы возникают большие погрешности. Вследствие отсутствия признаков активного смятия полосы на инструменте ($\operatorname{tg} \gamma_p = 0$) точное место приложения изгибающей силы P трудно установить и экспериментально. Следовательно, прямое использование зависимостей (2.22) (2.23) при определении силовых параметров процесса навивки на указанную оправку затруднено.

При подстановке значения P из (2.22) в уравнение (2.23) момент навивки M_n можно представить в следующем виде:

$$M_n = k_M k_L M_{из}, \quad (2.26)$$

где $M_{из}$ — момент чистого изгиба полосы (при $l \rightarrow \infty$),

$$M_{из} = (\beta_\sigma H_0 / 3) [(\sigma_{т.о} + \Pi \ln \sqrt{R/r})^4 \sqrt{r/R} (R^2 + 2r \sqrt{Rr} - 3rR)]; \quad (2.27)$$

k_L — коэффициент, учитывающий значение плеча приложения изгибающего усилия,

$$k_L = (l + \mu_p R) / [l + (\mu_p R - \mu_0 r)(1 - \sqrt{r/R})].$$

Анализируя k_L , видим, что момент навивки поперечной силой всегда больше момента чистого изгиба. Следует заметить, что здесь коэффициенты трения соответственно на ролике (μ_p) и на оправке (μ_0) являются величинами приведенными и не соответствуют непосредственному значению коэффициента трения для контактирующих материалов.

В частности, поскольку обжимной ролик вращается, то коэффициенты μ_p следует привести к радиусам соответственно оси ролика и линии торцевого контакта ролика с опорной плоскостью. На μ_0 значительное влияние имеет осевая сила Q от воздействия прижимной поверхности ролика, защемляющая внутреннюю кромку полосы.

В общем случае значение коэффициента k_L находится в пределах $1,5 < k_L < 2,5$. Экспериментальные данные подтвердили его зависимость от относительного радиуса изгиба полосы, коэффициентов трения и значения осевого прижима витков. Кроме того, k_L увеличивается при наличии предварительного радиального поджима прижимного ролика, уменьшающего значение плеча приложения изгибающей силы.

Основное отличие процесса навивки спиралей из полос с непрерывным ее сходом с оправки (рис. 7) заключается в том, что активными силами, осуществляющими захват полосы и ее продвижение, являются силы трения, возникающие от воздействия калибрующей части прижимного изгибающего ролика.

При навивке одного неполного витка в случае достаточного усилия поджатия Q захватывающей втулки условия изгиба в рассматриваемом приспособлении практически такие же, как и при навивке на винтовую оправку. Усилия трения μQ от осевой силы Q возникают на поверхности втулок. В дальнейшем под воздействием навитых витков захватывающая втулка отодвигается и усилие прижима воспринимают витки полосы, размещенные между втулками. Но тем не менее ступень направляющей втулки исключает прижим полосы непосредственно в зоне изгиба, т. е. условия изгиба полосы практически такие же и при навивке на винтовую оправку на протяжении всего процесса.

Рассмотрим более подробно условия прижима. Как показывают экспериментальные исследования, при отсутствии смазки необходимость в первоначальном прижиге после навивки первого витка практически отпадает. В дальнейшем осевая сила прижима Q образуется от сил трения при осевом перемещении захватывающей втулки и сходящих витков. С учетом условий навивки примем, что растягивающее усилие в навитой части спирали постоянно. Тогда сила трения при перемещении втулки по оправке (рис. 7, а)

$$F_{тр}^{вт} = \mu_0 (N_{шп} + N_{опр}), \quad (2.28)$$

где $N_{шп}$ — нормальное усилие в шпоночном сопряжении; $N_{опр}$ — нормальное усилие контакта сопряжения оправки—втулка.

Для случая, представленного на рис. 7, а,

$$F_{тр}^{вт} = \mu_0 N (\rho_{ср}/r) [1 + \sqrt{1 + (r/\rho_{ср})^2}] = k_F \mu_0 (\rho_{ср}/r) N, \quad (2.29)$$

где k_F — коэффициент, зависящий от конкретного конструктивного выполнения приспособления.

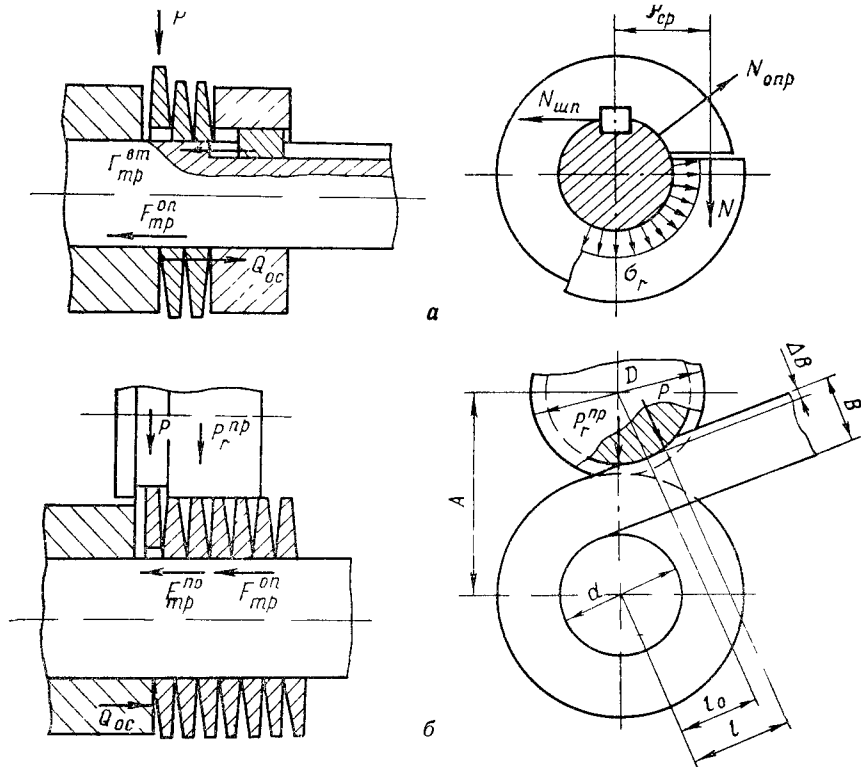


Рис 7. Расчетная схема непрерывной навивки:

а — навивка первых трех-четыре витков, б — установившийся процесс непрерывной навивки

Сила трения от осевого перемещения витка по оправке зависит от длины дуги обхвата

$$F_{тр}^{опр} = \mu_0 h_r \sigma_r \varphi r = 2\pi n \mu_0 N, \quad (2.30)$$

где n — количество витков.

Следовательно, сила осевого прижима

$$Q = F_{тр}^{вт} + F_{тр}^{опр} = k_r \mu_0 (2\pi n + k_F \rho_{ср}/r) N, \quad (2.31)$$

где k_r — коэффициент, учитывающий наличие радиального прижима при навивке на указанном этапе.

Момент навивки, прикладываемый к оправке, в этом случае

$$M_H = M_{н.и} + M_{вт}, \quad (2.32)$$

где $M_{н.и}$ — момент от изгиба, определяемый по зависимости (2.23); $M_{вт}$ — момент для удержания направляющей втулки от вращения $M_{вт} = k_Q \mu r Q$; k_Q — коэффициент, учитывающий наличие упорного подшипника, при его наличии $k_Q = 1,05$, при отсутствии $k_Q = 2$.

После навивки трех—пяти витков и наличии радиального поджима $P_r^{пр}$ усилия трения от осевого перемещения витков достаточно для создания необходимой осевой силы прижима Q .

Рассмотрим условия навивки после выхода захватывающей втулки из зацепления с оправкой (см. рис. 7, б). Пусть радиальная составляющая силы упругого разгиба витков составляет $P_r^{разг} = k_{разг} P$, где по экспериментальным данным $k_{разг} = 0,7 \dots 0,9$.

Тогда радиальная сила прижима $P_r^{пр}$ должна быть больше $P_r^{разг}$

$$P_r^{пр} > P_r^{разг}.$$

Осевая сила Q , обеспечивающая схождение витков из оправки,

$$Q = F_{тр}^{опр} + F_{тр}^{пр} = \nu \mu_0 (8\pi k_N N + P_r^{пр}), \quad (2.33)$$

где $F_{тр}^{пр}$ — усилие трения от $P_r^{пр}$; ν — коэффициент перераспределения сил трения, $\nu = 0,5 \dots 0,8$; k_N — коэффициент уменьшения продольных усилий при сходе захватывающей втулки.

2.2. Технологические основы прокатки спиралей шнеков

При прохождении через конические валки полосовая лента размерами $B \times H_0$ асимметрично обжимается валками с параллельно расположенными осями и первоначально закручивается в плоский виток (спираль с шагом $T=H$) шириной $B_1 = B + \Delta B$, толщиной по внутренней кромке H и по наружной h (рис. 8).

Считаем, что полоса обжимается по всей ширине ленты и толщина спирали изменяется от H_0 до h по определенному закону $h_y = f(y)$, где $f(y)$ — убывающая невыпуклая функция.

При этом принимаем [5], что объем участка ленты после прокатки равен объему этого участка до прокатки. Исходя из этого допущения, запишем следующую систему уравнений, определяющую зависимость радиуса закручивания ленты от режимов обжатия

$$H_0 B d l_0 = \left[\int_0^{\beta B} (r + y) f(y) dy \right] \cdot d\varphi; \quad (2.34)$$

$$d\varphi = (\lambda_B/r) dl_0,$$

где β — коэффициент уширения металла при прокатке; λ_b — относительная вытяжка (утяжка) металла по внутренней кромке $\lambda_b = \frac{dL_1}{dl_0}$; $d\varphi$ — элементарный угол, на который произойдет закручивание полосы элементарной длиной dl_0 .

Рассмотрим трапецевидный профиль, в котором толщина изменяется по закону $h_y = f(y) = H_0 - 2y \operatorname{tg} \gamma$, (рис. 9, а), где 2γ — угол профиля трапецевидного сечения, рис. 8.

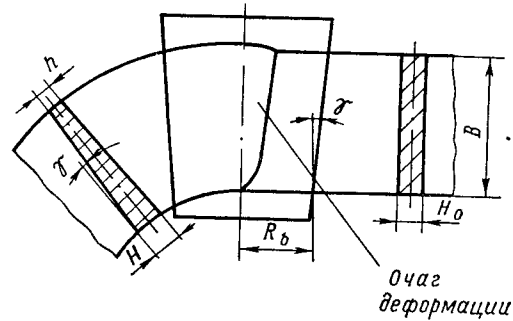


Рис. 8. Схема формообразования кольца при обжатии полосы вальцами.

Подставляя значение $d\varphi$ и $h_y = H_0 - 2y \operatorname{tg} \gamma$ в уравнение (2.34) и интегрируя его, получаем

$$H_0 Br / \lambda_b = \beta H_0 Br / 2 + \beta h Br / 2 + \beta^2 H_0 B^2 / 6 + \beta^2 h B^2 / 3. \quad (2.35)$$

Тогда внутренний радиус ленты r и коэффициент неравномерности вытяжки ψ с учетом (1.1)

$$r = (B_1/3) (\eta + 2) / [2\eta / (\lambda_b \beta) - \eta - 1]; \quad (2.36)$$

$$\psi = [6\eta / (\lambda_b \beta) - 2\eta - 1] / (\eta + 2); \quad (2.37)$$

где $\eta = 1/\eta_{\text{обж}} = \frac{H_0}{h}$ — коэффициент максимального обжатия металла при прокатке по наружной кромке.

Если нужно получить спираль с заданными параметрами D , d и T , а также соответственно ψ , то трапецевидный профиль рассчитывают по следующим зависимостям [5]:

$$h = H_0 [6 / (\lambda_b \beta) - 2 - \Psi] / (2\Psi + 1); \quad (2.38)$$

$$\operatorname{tg} \gamma = (H_0 - h) / (2B_1) = 3H_0 [\Psi + 1 - 2 / (\lambda_b \beta)] / [2\beta B (2\Psi + 1)]. \quad (2.39)$$

Зависимость (2.37), связывающая β , η , ψ и λ_b , однозначно характеризует объемную деформацию металла в условиях неравномерного его обжатия по трапецевидному профилю. Нетрудно заметить, что коэффициент неравномерности вытяжки ψ связан

с максимальной вытяжкой λ соотношением $\psi = \lambda / \lambda_b$. Для спиралей, у которых вытяжка по внутренней кромке отсутствует, $\psi = \lambda$.

Анализ уравнения (2.37) показывает, что при прокатке по трапецевидному профилю достичь больших степеней закручивания ленты ($\psi \rightarrow 4$) теоретически невозможно даже при $\beta = 1$. С учетом уширения и пластических свойств металла предельное значение коэффициента неравномерности вытяжки понижается до $\psi = 2,5 - 2,6$. При сравнительно небольших вытяжках коэффициент обжатия η должен быть довольно значительным и соответственно

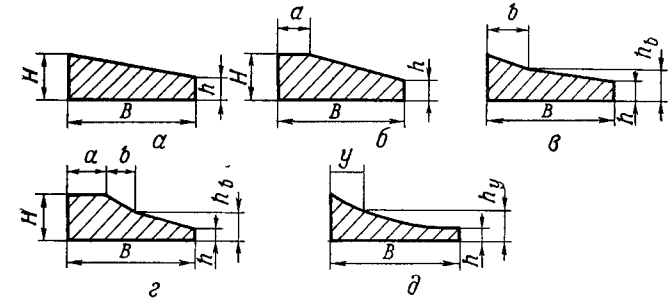


Рис. 9. Схемы профилей спиралей, изготавливаемые холодной прокаткой.

толщина по наружной кромке небольшой, что крайне неблагоприятно сказывается на долговечности шнеков, особенно в условиях абразивного износа.

Кроме того, при прокатке спиралей по трапецевидному профилю распределение вытяжек по ширине не совпадает со свободным удлинением каждой отдельно взятой полоски. А это значит, что после прокатки остаются остаточные напряжения, способствующие гофрообразованию, расслоению и разрывам металла.

Многих перечисленных недостатков можно избежать, если подобрать профиль таким образом, чтобы обжатие было пропорционально радиусу искривления ленты и, следовательно, текущему удлинению $\lambda = dl_y / dl_0$, т. е., чтобы полоска элементарной ширины dB сохраняла равенство элементарных объемов до и после прокатки [5]

$$H_0 dl_0 = h_y dl_y. \quad (2.40)$$

Этим условиям удовлетворяет гиперболический профиль (рис. 9, д), для которого изменение толщины спирали, если пренебречь уширением ($\beta = 1$), имеет вид

$$h = H_0 / [1 + (\eta - 1) y / B_1]. \quad (2.41)$$

Так как для указанного профиля равенство (2.40) удовлетворяется по всей ширине полосы, вытяжка металла по внутренней кромке при прокатке условного витка отсутствует, $\lambda_b = 1$. В этом

случае коэффициент неравномерности вытяжки $\psi = \lambda = \eta$, а радиус прокатываемого кольца

$$r = B/(\eta - 1). \quad (2.42)$$

Значение толщины спирали по наружной кромке

$$h = H_0/\eta = H_0/\psi. \quad (2.43)$$

Для того, чтобы оценить влияние уширения на изменение коэффициента неравномерности вытяжки ψ и, следовательно, на параметры спирали, значение толщины полосы из (2.41) подставляем в (2.34).

Решая эту систему относительно r , получаем

$$r = [B/(\eta - 1)] \{ \beta(\eta - 1) - \ln [1 + \beta(\eta - 1)] \} / \{ (\eta - 1) - \ln(1 + \beta(\eta - 1)) \}. \quad (2.44)$$

Соответственно коэффициент неравномерности вытяжки

$$\Psi = (\eta - 1) \{ \eta - 1 - \ln [1 + \beta(\eta - 1)] \} / \{ \beta(\eta - 1) - \ln [1 + \beta(\eta - 1)] \}. \quad (2.45)$$

Уравнение (2.45) трансцендентное и относительно η обычными методами не решается. Поэтому, если нужно получить спираль с заданными параметрами D , d , T и, соответственно, ψ , расчет профиля ведут по зависимости (2.41), предварительно определив значение η из (2.45) с помощью графических или приближенных методов.

Влияние уширения на значение вытяжки при обжатии ленты по гиперболическому профилю показано в табл. 3.

Из уравнений (2.37) и (2.45) видно, что при прокатывании спиралей шнеков по гиперболическому профилю в сравнении с трапецевидным можно добиться значительного повышения толщины наружной кромки, что очень важно, исходя из эксплуатационных свойств шнеков. Особенно значительный эффект при изготовлении шнеков с большим отношением длины наружной кромки спирали к внутренней.

Для упрощения изготовления валков гиперболический профиль можно заменить максимально приближенным к нему профилем, образующая которого состоит из ломаной линии, место и характер излома (изломов) ее рассчитывают из условия минимально возможного поперечного перемещения металла при формообразовании.

Если образующая состоит из двух прямолинейных участков (рис. 9, в), место ее излома отстоит от внутренней кромки на расстояние $b = B/(\eta + 1)$, причем толщина полосы в месте излома

$$h_b = 4H_0(\eta^2 + \eta + 1)/(\eta^3 + 5\eta^2 + 5\eta + 1).$$

Широко используют способы уменьшения относительного обжатия, при которых часть ширины ленты от внутренней кромки

не прокатывается, а обжатие другой части производится или по линейному закону [83], или по закону, когда в начале зоны обжатия существует резкое изменение относительного обжатия [26] (рис. 9, б, г).

Правильный выбор профиля сечения имеет большое значение для получения спиралей требуемого размера, их качества и его следует проводить с учетом объективных законов течения металла. Так, в частности, гиперболический профиль, а также профили по варианту (рис. 9, г) имеют большую толщину спирали по

Таблица 3

Влияние уширения β на коэффициент ψ и приведенный радиус $r' = r/B$ при обжатии $\eta = H_0/h$ по гиперболическому профилю

Обжатие	Обозначение	Уширение β					
		1	1,025	1,05	1,075	1,1	1,125
$\eta = 1,5$	$\psi = \lambda$	1,5	1,44	1,38	1,33	1,28	1,23
	r'	2	2,29	2,64	3,07	3,62	4,33
$\eta = 2,0$	ψ	2	1,92	1,85	1,78	1,72	1,66
	r'	1	1,08	1,18	1,28	1,39	1,51
$\eta = 2,5$	ψ	2,5	2,41	2,32	2,24	2,26	2,09
	r'	0,67	0,71	0,76	0,81	0,86	0,91
$\eta = 3,0$	ψ	3	2,89	2,79	2,70	2,61	2,53
	r'	0,5	0,53	0,58	0,59	0,62	0,65

наружной кромке, но при значительных обжатиях у них вблизи зоны активного уширения по наружной кромке возрастает опасность появления продольного разрыва полосы.

Для правильного расчета геометрических размеров спиралей необходимо устанавливать степень закручивания полосы для каждого конкретного случая обжатия. Параметром закручивания наиболее удобно принимать радиус закручиваемого плоского витка.

Для трапецевидного профиля без учета упругого сжатия полосы и валков внутренний радиус плоского витка определяют по зависимости (2.36). В общем случае его значения можно искать следующим образом. Рассмотрим сначала варианты (рис. 9, а, в, д), когда деформированию подвергают все поперечное сечение. Пусть задан закон изменения толщины спирали от H_0 по внутренней кромке до h по наружной функцией $h_y = f(y)$. В результате упругого сжатия металла валков и полосы, изгиба оси валков, влияния внешних зон и других факторов толщина спирали изменяется по закону

$$h_y = f_1(y) = f(y) + \alpha(y), \quad (2.46)$$

где $\alpha(y)$ — величина, учитывающая отклонение формы профиля спирали от заданного под действием перечисленных факторов.

Из условия постоянства объема (2.34), а также (2.46) имеем [17]

$$r = k_\alpha \int_0^{\beta B} y f(y) dy / \left(BH_0 / \lambda_\beta - \int_0^{\beta B} f(y) dy \right), \quad (2.47)$$

где

$$k_\alpha = 1 + \int_0^{\beta B} y \alpha(y) dy / \int_0^{\beta B} y f(y) dy + \int_0^{\beta B} \alpha(y) dy / \left(BH_0 - \int_0^{\beta B} f(y) dy \right) -$$

коэффициент, учитывающий отклонение профиля спирали от заданной формы.

Теперь рассмотрим варианты (рис. 9, б, з), когда определенная часть полосы a обжатию не подвергается, т. е. при $0 \leq y < a$, $h_y = H_0$ при $y > a$, $h_y = f_a(y)$, причем $f_a(\beta B) = h$, $f_a(a) = H_0$. В результате прокатки и взаимодействия обжимаемой и необжимаемой частей последние закручиваются на одинаковый угол $d\varphi$

$$d\varphi_1 = d\varphi - d\varphi_2, \quad (2.48)$$

где $d\varphi$ — угол закручивания обжимаемой части, рассчитанный из условия отсутствия необжимаемой части; $d\varphi_1$ и $d\varphi_2$ — соответственно углы поворота сечений непрокатанной и прокатанной частей. В связи с равенством моментов, действующих на обе части, углы $d\varphi_1$ и $d\varphi_2$ связываются соотношением $i_1 d\varphi_1 = i_2 d\varphi_2$, или с учетом (2.48)

$$d\varphi_1 = d\varphi (k_i + 1), \quad (2.49)$$

$k_i = i_1 / i_2$ — коэффициент, учитывающий соотношение жесткости непрокатанной и прокатанной частей.

Аналитическое определение k_i требует совместного рассмотрения напряженного состояния в очаге деформации полосы валками и объемного упругопластического изгиба непрокатанной части.

Обозначим через F площадь сечения профиля спирали после прокатки

$$F = \int_0^{\beta B} h_y dy = aH_0 + \int_a^{\beta B} f_a(y) dy.$$

Тогда из условия постоянства объема элементарного участка до и после прокатки с учетом (2.49) внутренний радиус закручивания ленты при неполном обжатии

$$r_\alpha = k'_\alpha [r(F + k_i BH_0) / F - \alpha(F - 0,5 aH_0) / F], \quad (2.50)$$

где r — внутренний радиус только обжимаемой части ленты, рассчитываемый из условия отсутствия необжимаемой части, т. е. по (2.47); k'_α — коэффициент отклонения профиля спирали от заданной формы при изгибе от действия необжимаемой части, определяется аналогично k_α . Предложенные зависимости позволяют

расчетным путем установить оптимальный профиль спирали шнека, изготавливаемого прокаткой.

Значения коэффициентов k_α , k'_α , λ_β для сталей, применяемых при изготовлении спиралей, и для рассматриваемых профилей при сравнительно небольших обжатиях близки к единице. К тому же они между собой не скоррелированы и их легко определить за один-два пробных прохода. Поднастройка стана с учетом указанных коэффициентов незначительна и не требует перерасчета нужного оборудования. Коэффициент k_i определяется экспериментально.

Если прокатывать полосу с резким переходом от свободной части полосы к обжимаемой, например при незначительном участке b (рис. 9, з), то прокатываемая часть полосы стремится к удлинению по всей ширине, а необжатая зона тормозит ее внутреннюю кромку и интенсифицирует процесс закручивания полосы. При этом коэффициенты k_α , λ_β , k_i изменяются в широком диапазоне и могут быть определены с достаточной точностью только экспериментальным путем.

На рис. 10 представлены зависимости относительного внутреннего радиуса $r' = r/B$ прокатанной ленты из стали 08 кп от соотношений $\eta = H_0/h$ без учета уширения ($\beta = 1$) для различных профилей.

При пользовании графиками (рис. 10) уширение можно учитывать следующим образом. Определяют по экспериментальным или литературным данным коэффициент уширения $\beta = (D - d) / (2B)$. Тогда действительный относительный радиус [17]

$$r'_\beta = k_\beta \beta \cdot [1 + 2\eta(\beta - 1) / (\eta - 1)] r', \quad (2.51)$$

где r' — относительный радиус по графику (рис. 10); k_β — коэффициент, зависящий от формы профиля, так $k_\beta = 1$ для профиля по варианту рис. 9, а. Выбор потребного обжатия η по рис. 10 производят в обратном порядке методом постепенного приближения.

На выходе полосы из валков возникают значительные напряжения, формируемые внешними зонами, значение которых зависит от профиля прокатываемой спирали. В частности, для спиралей с трапециевидным профилем указанные напряжения довольно значительные. Еще выше они для спиралей, прокатанных с необжатой зоной. При прокатке по гиперболическому профилю указанные напряжения определяются только наличием зоны уширения.

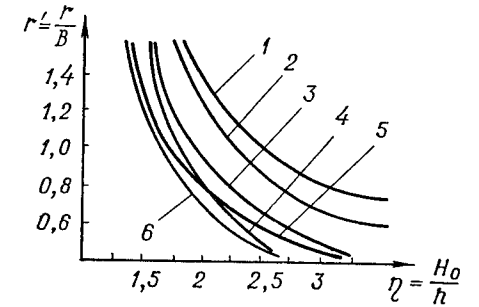


Рис. 10. Зависимости влияния обжатия на значения относительного радиуса для различных профилей винтовых лент: 1 — $a=b=0$; 2 — $a=0,15B$; $b=0$; 3 — $a=0$, $b=B/(\eta+1)$; 4 — $a=0,15B$; $b=B/(\eta+1)$; 5 — $a=0$; $b=0,3B$; 6 — $a=0,15B$; $b=0,25B$

От напряжений, действующих на выходе полосы, практически зависит и утяжка спиралей по внутренней кромке.

Для трапецевидного профиля при прокатке плоского витка (т. е. при отсутствии выводной проводки) утяжка по внутренней кромке в зависимости от степени обжатия $\lambda_b = 0,9-0,97$.

При наличии выводной проводки, формирующей шаг спирали, процесс формообразования винтовой поверхности значительно усложняется. В этом случае на формообразование граничных напряжений на выходе полосы из валков, кроме несоответствия вытяжек, значительно влияют и усилия от разгиба полосы на заданный шаг. Анализ разгиба полосы в виток на экспериментальном стане показал, что на участок полосы, находящейся в очаге пластической деформации, действует усилие сопротивления, направленное противоположно прокатке, изгибающее усилие, направленное перпендикулярно плоскости подачи полосы, и момент сопротивления от разгиба, противодействующий закручиванию полосы.

Указанные усилия от разгиба могут вызвать значительное перераспределение контактных напряжений в очаге пластической деформации, вследствие чего имеется значительное (до 10%) несовпадение коэффициентов неравномерности вытяжек при прокатке соответственно плоского витка и винтовой поверхности в одинаковых калибрах. Кроме того, как показывают экспериментальные данные, от воздействия выводной проводки при разгибе спирали в виток происходит дополнительное удлинение внутренней кромки. В частности, при прокатке по трапецевидному профилю указанное удлинение внутренней кромки спирали компенсирует ее утяжку при прокатке в плоский виток и длина внутренней кромки спирали практически равна первоначальной длине заготовки.

2.3. Захват полосы коническими валками

При анализе условий захвата металла валками следует учитывать, что в данном случае угол захвата, длина очага деформаций, действующие усилия являются величинами переменными по длине валков.

Рассмотрим прокатку полосы сечением $B \times H_0$ по трапецевидному профилю. Геометрическая длина очага деформации с достаточной для практических целей точностью [75]

$$l_y = \sqrt{R_b \Delta h_y}, \quad (2.52)$$

где R_b — минимальное значение радиуса рабочих валков.

Сила нормального давления на полосу направлена перпендикулярно поверхности валков. Ее составляющие направлены по осям координат P_x, P_y, P_z (рис. 11). Силы P_x и P_z действуют в плоскости xOz . Их равнодействующая $\bar{P}_{xOz} = \bar{P}_x + \bar{P}_z$.

По абсолютной величине P_{xOz}

$$P_{xOz} = P \cos \gamma. \quad (2.53)$$

Силу $P_y = P \sin \gamma$, приложенную и направленную вдоль оси валков к полосе, уравновешивает реакция направляющего механизма, исключаяющая перемещение полосы по оси Oy . А это значит, что отсутствует составляющая сила трения, направленная по оси $Oy, T_y = 0$. В этом случае

$$T_{xOz} = T = \mu P. \quad (2.54)$$

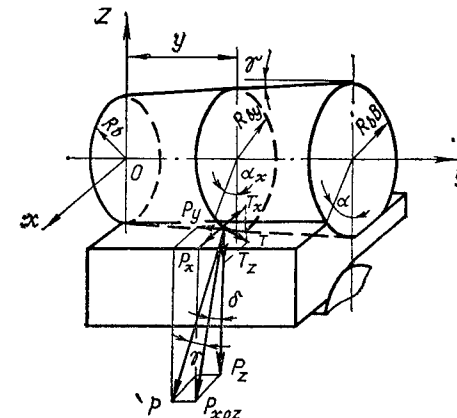


Рис. 11. Схема действия сил при прокатке.

Если полоса обрезана под прямым углом, то она входит в контакт с валками в точке $y = B$, где диаметр валков (в рабочей зоне) максимальный.

Условия захвата такие же, как и при прокатке полосы с постоянным обжатием [64, 76] (рис. 12, а)

$$P_x < T_x. \quad (2.55)$$

Значение этих сил определяют по формулам

$$P_x = P_{xOz} \sin \alpha = P \cos \gamma \sin \alpha, \quad (2.56)$$

$$T_x = T_{xOz} \cos \alpha = \mu_3 P \cos \alpha. \quad (2.57)$$

Тогда условие (2.55) принимает вид $P \cos \gamma \sin \alpha < \mu_3 P \cos \alpha$, или

$$\operatorname{tg} \alpha \cos \gamma < \mu_3, \quad (2.58)$$

где μ_3 — коэффициент трения при захвате; α — угол захвата в сечении, где происходит контакт валка с полосой, т. е. при $y = B$.

Из ΔAOB (рис. 12, а)

$$\operatorname{tg} \alpha = l_{\max} / (R_{bB} - \Delta h / 2) = \sqrt{\Delta h / R_b}, \quad (2.59)$$

где $R_{\text{вв}}$ — максимальное значение радиуса рабочих валков; l_{max} — длина очага деформации, $l_{\text{max}} = \sqrt{R_{\text{в}} \Delta h}$. Подставляя это значение в уравнение (2.56), получаем

$$\sqrt{\Delta h / R_{\text{в}}} \cos \gamma < \mu_3. \quad (2.60)$$

Или же для малых значений γ , когда $\cos \gamma \approx 1$,

$$\sqrt{\Delta h / R_{\text{в}}} < \mu_3. \quad (2.61)$$

Рассмотрим случай прокатки при установившемся процессе. Для получения условия захвата заготовки предположим, что рас-

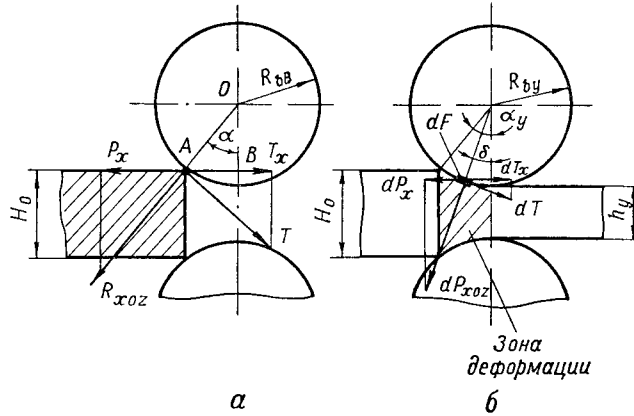


Рис. 12 Силы, действующие на прокатываемый материал со стороны конусных валков в момент захвата (а) и при установившемся процессе прокатки (б).

пределение действующих сил по всей поверхности соприкосновения валков с металлом, а следовательно, по дуге захвата, равномерно.

Очевидно, что в каждой выделенной элементарной площади dF под углом δ (рис. 12, б) действуют элементарные силы давления dP и трения dT , которые

$$dP = p dF, \quad (2.62)$$

$$dT = \mu_y p dF, \quad (2.63)$$

где p — нормальное контактное напряжение в очаге пластической деформации, т. е. удельное давление на валки; μ_y — коэффициент трения при установившемся режиме. Проекции сил давления P и трения T на ось Ox определяют аналогично по формулам (2.56) и (2.57)

$$P_x = \iint_F p \sin \delta \cos \gamma dF; \quad (2.64)$$

$$T_y = \mu_y \iint_F p \cos \delta dF, \quad (2.65)$$

где F — полная площадь контакта валка с полосой.

С учетом принятого допущения $p = \text{const}$ и малости угла γ условие захвата практически сводится к соотношению площадей

$$\iint_F \sin \delta dF < \mu_y \iint_F \cos \delta dF, \quad (2.66)$$

$$F_{yOz} < \mu_y F_{xOy}, \quad (2.67)$$

где F_{xOy} и F_{yOz} — проекции площади контакта соответственно на плоскость выхода металла из валков и плоскость прокатки.

При известном распределении обжатия Δh_y по ширине полосы указанные площади

$$F_{yOz} = \int_0^B \frac{\Delta h_y}{2} dB; \quad (2.68) \quad F_{xOy} = \int_0^B \sqrt{R_{\text{в}} \Delta h_y} dB. \quad (2.69)$$

Условие захвата при установившейся прокатке зависит от изменения обжатия и при равномерном распределении контактных напряжений по очагу деформации имеет вид

$$\int_0^B \left(\mu_y \sqrt{R_{\text{в}} \Delta h_y} - \frac{\Delta h_y}{2} \right) dB > 0. \quad (2.70)$$

Рассмотрим прокатку по трапециевидному профилю, толщина спирали у которого изменяется по закону $h_y = H_0 - 2y \text{tg} \gamma$.

В этом случае $F_{yOz} = B \Delta h / 4$,

$$F_{xOy} = \int_0^B \sqrt{2R_{\text{в}} y \text{tg} \gamma} dy = \frac{2}{3} B \sqrt{R_{\text{в}} \Delta h}.$$

При $p = \text{const}$ условие захвата при установившемся режиме имеет вид

$$\frac{3}{8} \sqrt{\Delta h / R_{\text{в}}} \cos \gamma < \mu_y. \quad (2.71)$$

Если принять $\cos \gamma \approx 1$, получаем

$$(3/8) \sqrt{\Delta h / R_{\text{в}}} < \mu_y. \quad (2.72)$$

Минимальный радиус валков, при котором возможен захват ленты при неустановившемся и установившемся процессах, определяют соответственно неравенствами

$$R_{\text{в},z} > \Delta h \cos \gamma / \mu_3^2. \quad (2.73)$$

$$R_{\text{в},y} > 9 \Delta h \cos \gamma / (64 \mu_y^2). \quad (2.74)$$

При малых значениях $\gamma \cos(\gamma \approx 1)$ получаем

$$R_{в.з} > \Delta h / \mu_3^2, \quad (2.75) \quad R_{в.у} > 0,141 \Delta h / \mu_3^2. \quad (2.76)$$

Чтобы оценить эти значения, нужно иметь соотношения между коэффициентами трения при захвате и установившемся режиме.

Обозначим

$$f = \mu_3 / \mu_y. \quad (2.77)$$

Согласно работе [64] это значение колеблется от 1 до 2,85. Экспериментальным путем установлено, что применительно к прокатке винтовых лент эта величина находится в пределах $1,0 < f < 1,8$.

Соотношение между значениями минимальных радиусов валков при захвате и при установившемся процессе $R_{в.з} / R_{в.у} = 64 / 9f^2$. Отсюда, приняв $f = 1,66$ для случая прокатки без смазки, записываем

$$R_{в.у} = 0,4 R_{в.з}. \quad (2.78)$$

Анализируя зависимости (2.75) и (2.76), видим, что при установившемся процессе захват полосы осуществляется валками, радиус которых значительно меньше требуемого для захвата полосы в момент касания. Это характерно для случая, когда полоса обрезана под прямым углом.

Значительно улучшаются условия захвата, а следовательно,

уменьшается радиус валков, если полоса обрезана так, что при подаче заготовки в клеть она втягивается валками сначала в части, где обжатие наименьшее.

Определим границы влияния угла обрезки на условия захвата. Очевидно, что условия захвата такие же, как и при обрезке полосы под прямым углом, когда угол обрезки $\beta > \beta_0$ (рис. 13), где β_0 — угол, при котором линия обрезки касательная к очагу деформации в точке $y = B$.

Значения β_0 определяем следующим образом. Уравнение касательной $x = (dl/dy)y = y \operatorname{tg} \theta_0$ (рис. 13). В нашем случае $\theta_0 = 90^\circ - \beta_0$, следовательно,

$$\operatorname{tg} \beta_0 = 1 / \operatorname{tg} \theta_0 = 1 / (d \sqrt{2R_b \operatorname{tg} \gamma y} / dy)|_{y=B} = \sqrt{\Delta h / R_b} / \operatorname{tg} \gamma. \quad (2.79)$$

Но уже при значении угла β , удовлетворяющему условию $\operatorname{tg} \beta = 0,5 \operatorname{tg} \beta_0$, захват возможен при значении коэффициента трения в два раза меньшим, чем в случае обрезки полосы под прямым углом. Это равносильно уменьшению радиуса валков в четыре раза.

Процесс движения полосы разделим на три этапа: полоса входит в контакт с валками (очагом деформации), в очаг деформации полоса входит по всей ширине, начало установившегося движения, т. е. полоса, полностью заполняет очаг деформации.

Третий этап практически соответствует случаю установившейся прокатки и уже рассмотрен. Условия захвата здесь не зависят от угла обрезки, а только от радиуса валков, абсолютного обжатия, коэффициента трения, угла γ (2.71).

Рассмотрим первый этап. Пусть полоса обрезана под углом β (рис. 13). Касание происходит в точке $y = y_0$, $0 < y_0 < B$. Это значение определяем следующим образом:

$$1 / \operatorname{tg} \theta = \operatorname{tg} \beta = \sqrt{2y_0 / (R_b \operatorname{tg} \gamma)}. \quad (2.80)$$

Отсюда

$$y_0 = (R_b \operatorname{tg} \gamma \operatorname{tg}^2 \beta) / 2. \quad (2.81)$$

Подставляя значение $\Delta h = 2y_0 \operatorname{tg} \gamma$ в неравенство (2.60), получаем

$$\sqrt{2R_b \operatorname{tg}^2 \gamma \operatorname{tg}^2 \beta / (2R_b)} \cos \gamma = \operatorname{tg} \gamma \operatorname{tg} \beta \cos \gamma < \mu_3. \quad (2.82)$$

При малых значениях угла $\gamma \cos \gamma \approx 1$.

Следовательно,

$$\operatorname{tg} \gamma \operatorname{tg} \beta < \mu_3. \quad (2.83)$$

Отсюда

$$\operatorname{tg} \beta < \mu_3 / \operatorname{tg} \gamma. \quad (2.84)$$

Таким образом, в момент контакта полосы с валками, если угол обрезки удовлетворяет неравенству (2.84), полоса захватывается при любом радиусе валков.

На втором этапе полоса входит в валки всей шириной. Этот случай самый неблагоприятный с точки зрения захвата. Если угол $\operatorname{tg} \beta_0 > \operatorname{tg} \beta > \operatorname{tg} \beta_0 / 2$, то условия захвата аналогичны $\operatorname{tg} \gamma \operatorname{tg} \beta < \mu_y$. Если угол $\operatorname{tg} \beta < \operatorname{tg} \beta_0 / 2$, то, рассматривая действия сил, как это сделано для случая установившегося процесса, имеем (рис. 13)

$$pF'_{yOz} < \mu p \cos \gamma F'_{xOy}, \quad (2.85)$$

где

$$F'_{yOz} = B^2 \operatorname{tg} \gamma / 2 - (B \sqrt{2R_b B \operatorname{tg} \gamma / 3}) \operatorname{tg} \gamma \operatorname{tg} \beta, \quad (2.86)$$

$$F'_{xOy} = \frac{2}{3} B \sqrt{2R_b B \operatorname{tg} \gamma} - R_b B \operatorname{tg} \gamma \operatorname{tg} \beta. \quad (2.87)$$

Подставляя значения (2.87) и (2.86) в уравнение (2.85), после некоторых преобразований получаем приближенную зависимость

$$\mu_y \left(\frac{2}{3} B \sqrt{2R_b B \operatorname{tg} \gamma} - R_b B \operatorname{tg} \gamma \operatorname{tg} \beta \right) > B^2 \operatorname{tg} \gamma / 2 - B \sqrt{2R_b B \operatorname{tg} \gamma} \operatorname{tg} \beta / 3.$$

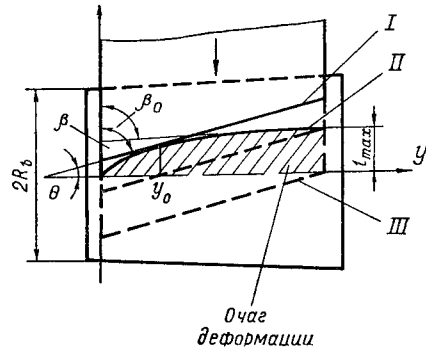


Рис. 13 Схема подачи заготовки в очаг деформации при обрезке полосы под углом β :

I — момент входа полосы в очаг деформации; *II* — вход полосы в зону наибольшего обжатия, *III* — начало установившегося процесса формообразования.

Или после соответствующих преобразований [7]

$$\mu_y \geq \frac{3}{8} \sqrt{\Delta h / R_b} \left[\left(1 - \frac{4}{3} \sqrt{R_b / \Delta h} \operatorname{tg} \gamma \operatorname{tg} \beta \right) / \left(1 - \frac{3}{2} \sqrt{R_b / \Delta h} \operatorname{tg} \gamma \operatorname{tg} \beta \right) \right]. \quad (2.88)$$

Отсюда видно, что минимальный радиус валков при определенном угле обрезки характеризуется зависимостью

$$R_b > (\Delta h / \mu_y^2) k_\beta, \quad (2.89)$$

где k_β — коэффициент влияния угла обрезки на процесс захвата

$$k_\beta = [1/6 + \mu_y / (3 \operatorname{tg} \gamma \operatorname{tg} \beta)] + \sqrt{\left[\mu_y / (3 \operatorname{tg} \gamma \operatorname{tg} \beta) - \frac{1}{6} \right]^2 - \mu_y^2 / (36 \operatorname{tg} \gamma \operatorname{tg} \beta)}.$$

Для значений β , удовлетворяющих условию $\operatorname{tg} \beta < \operatorname{tg} \beta_0 / 2$, величина k_β может принимать значение от 0,141 до 0,25. Чтобы достигнуть минимального значения, нужно срезать полосу под очень острым углом β ($\beta \rightarrow 0$), а это ведет к большой потере материала. Поэтому для практического использования достаточно иметь $k_\beta = 0,15$. В этом случае угол обрезки устанавливается из соотношения

$$\operatorname{tg} \beta \geq 0,4 \mu_y / \operatorname{tg} \gamma. \quad (2.90)$$

Если необходимо найти угол обрезки для прокатки полосы валками определенного радиуса в общем случае, то расчет ведут, исходя из равенства

$$\operatorname{tg} \beta < \left[2 \left(\mu_y - \frac{3}{8} \sqrt{\Delta h / R_b} \right) \right] / (3 \mu_y \sqrt{R_b / \Delta h} \operatorname{tg} \gamma - \operatorname{tg} \gamma). \quad (2.91)$$

Формулу (2.91) следует применять при расчете требуемого угла β обрезки на имеющемся оборудовании, при условии, что захват полосы валками при ее обрезке под прямым углом (или другим, установленным технологией) не осуществляется. Как показали исследования, обрезка полосы под углом влияет на продолжительность переходного периода к установившемуся процессу прокатки. Поэтому обрезка полосы под определенным углом ведет к уменьшению отходов. Она позволяет без применения принудительной подачи значительно сократить радиус рабочих валков, тем самым упрощая конструкцию установки, понижает металлоемкость и удельный расход мощности.

2.4. Распределение скоростей при прокатке спиралей

Для правильного расчета процесса прокатки необходимо знать распределение скоростей по ширине полосы, взаимосвязь между окружной скоростью валков и скоростью движения ленты. Скорость прокатываемого металла распределяется неравномерно по очагу деформации. В начале входа в валки она отстает от скорости валков. По мере обжатия, т. е. уменьшения площади щели между валками, скорость движения прокатываемого металла уве-

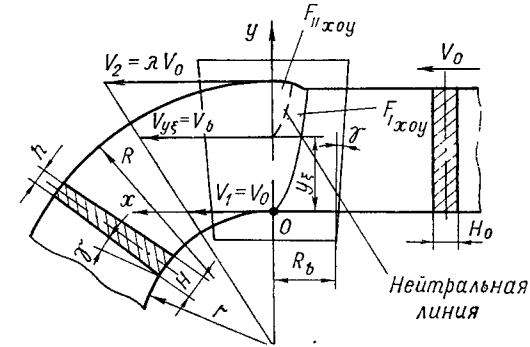


Рис 14 Схема распределения скоростей по ширине полосы при прокатке

личивается, и в определенной зоне очага деформации превышает окружную скорость валков. Следовательно, существует так называемая нейтральная линия, в которой скорость полосы усредненная по ее толщине, равна горизонтальной составляющей скорости валков (рис. 14).

Вертикальное сечение, проходящее через нейтральную линию, называется нейтральным сечением. Предположим, высота нейтрального сечения h_ξ постоянна по ширине ленты. Действительно, горизонтальная составляющая окружной скорости валков в нейтральном сечении (рис. 15)

$$v_{v\xi} = \dot{\varphi} R_{b,y} \cos \xi = \dot{\varphi} [R_b + (H_0 - h_\xi) / 2], \quad (2.92)$$

где $\dot{\varphi}$ — угловая скорость вращения валков; ξ — угол, соответствующий нейтральной линии. Условие постоянства секундного объема, проходящего при прокатке в сечении входа и в нейтральном сечении при неизменной ширине dB , имеет вид

$$v_0 H_0 dB = v_{v\xi} h_\xi dB. \quad (2.93)$$

Отсюда

$$H_0 v_0 = h_\xi \dot{\varphi} [R_b + (H_0 - h_\xi) / 2]. \quad (2.94)$$

Решение этого уравнения относительно h_ξ приводит только к одному реальному значению h_ξ , удовлетворяющему условию $h_\xi < H_0$,

$$h_\xi = f(v_0, \dot{\varphi}, H_0, R_b), \quad (2.95)$$

Поскольку параметры, входящие в правую часть равенства, не зависят от y , высота нейтрального сечения по ширине полосы постоянна. Таким образом, нейтральная линия определяется зависимостью, аналогичной зависимости значений длин очага деформации

$$l_{\xi} = \sqrt{R_b^2 - (R_{b,y} - \Delta h - \Delta h_{\xi}/2)^2}, \quad (2.96)$$

где Δh_{ξ} — абсолютное обжатие полосы в нейтральном сечении,

$$\Delta h_{\xi} = H_0 - h_{\xi}.$$

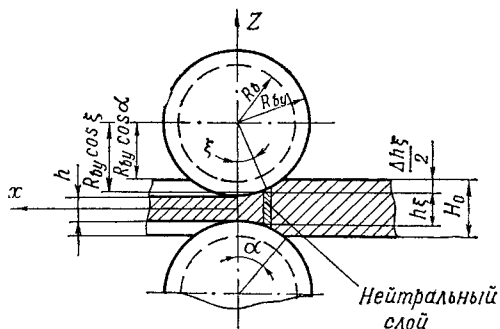


Рис. 15. Расчетная схема для определения параметров нейтрального сечения.

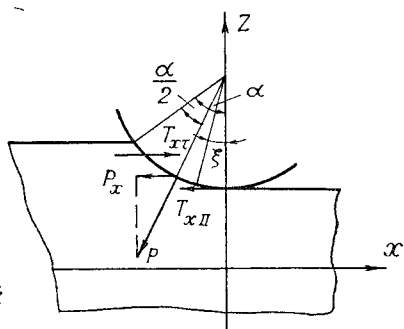


Рис. 16. Распределение усилий при прокатке

Рассмотрим прокатку спиралей по трапециевидному профилю. Зависимость (2.96) в этом случае принимает вид

$$l_{\xi} = \sqrt{2R_b (y - y_{\xi}) \operatorname{tg} \gamma - (y^2 - y_{\xi}^2) \operatorname{tg}^2 \gamma}, \quad (2.97)$$

где $y_{\xi} = \Delta h_{\xi} / (2 \operatorname{tg} \gamma)$ — значение координаты y , в которой нейтральное сечение пересекается с плоскостью выхода металла из валков. Поскольку для используемых значений угла γ

$$(y^2 - y_{\xi}^2) \operatorname{tg}^2 \gamma \ll 2R_b (y - y_{\xi}) \operatorname{tg} \gamma, \quad (2.98)$$

то на практике можно принять

$$l_{\xi} = \sqrt{2R_b (y - y_{\xi}) \operatorname{tg} \gamma}. \quad (2.99)$$

Зная y_{ξ} , нетрудно найти зависимость скорости прокатываемой полосы от угловой скорости валков. Значение y_{ξ} определяем, исходя из следующих соображений. Нейтральная линия разделяет очаг деформации на две части, в одной из которых силы трения T_I по направлению совпадают с движением прокатываемой полосы, в другой — силы трения T_{II} , противодействуют этому движению (рис. 16). Запишем условие равновесия проекций сил, возникающих при прокатке, на направление перемещения полосы Ox .

Это уравнение [75]

$$T_{xI} - P_x = T_{xII}, \quad (2.100)$$

где T_{xI} и T_{xII} — проекции сил трения на направление прокатки соответственно в зоне отставания, где скорость полосы меньше скорости валков, и в зоне опережения, где скорость полосы больше скорости валков.

Предположим, что распределение действующих сил нормального давления по всей поверхности контакта валков с металлом равномерно. Тогда с учетом (2.64) и (2.65) силы P_x , T_{xI} и T_{xII}

$$P_x = p \cos \gamma F_{xOz}, \quad (2.101) \quad T_{xI} = \mu p F_{|xOy}, \quad (2.102)$$

$$T_{xII} = \mu p F_{|xOy}, \quad (2.103)$$

где F_{IxOy} и F_{IIxOy} — соответственно площади частей очага деформации, где силы трения совпадают с направлением прокатки и противоположны ему.

Площадь F_{yOz} составляет (2.68)

$$F_{yOz} = B^2 \operatorname{tg} \gamma / 2. \quad (2.104)$$

Площадь F_{IIxOy} , ограниченная осью Oy и нейтральной линией l_{ξ} ,

$$F_{IIxOy} = \int_{y_{\xi}}^B l_{\xi} dy = \frac{2}{3} \sqrt{2R_b \operatorname{tg} \gamma} (B - y_{\xi})^{3/2}. \quad (2.105)$$

Площадь F_{IxOy} равна разнице полной площади очага деформации F_{xOy} и площади F_{IIxOy} :

$$F_{IxOy} = \frac{2}{3} \sqrt{2R_b \operatorname{tg} \gamma} [B^{3/2} - (B - y_{\xi})^{3/2}]. \quad (2.106)$$

Подставляя значение сил P_x , T_{xII} и T_{xI} из соотношений (2.101), (2.102) и (2.103) с учетом (2.104), (2.105), (2.106) в формулу равновесия (2.100), получаем [6]

$$\begin{aligned} \frac{2}{3} \mu p \sqrt{2R_b \operatorname{tg} \gamma} [B^{3/2} - (B - y_{\xi})^{3/2}] - (p B^2 \sin \gamma) / 2 = \\ = \frac{2}{3} \mu p \sqrt{2R_b \operatorname{tg} \gamma} (B - y_{\xi})^{3/2}. \end{aligned} \quad (2.107)$$

Решая уравнение (2.107) относительно y_{ξ} , записываем

$$y_{\xi} = B \{ 1 - [0,5 - (3 \cos \gamma / (16 \mu)) \sqrt{\Delta h / R_b}]^{2/3} \}. \quad (2.108)$$

Определим более точно координату y_{ξ} пересечения нейтрального сечения с плоскостью выхода металла из валков. При прокатке спиралей распределение удельных давлений по очагу пластической деформации значительно отличается от равномерного. Так, по данным испытаний, при прокатке спиралей с отношением $\Delta h / R_b$ до 0,04 из стали 08 кп (с учетом упрочнения) средние удельные давле-

ния в зоне опережения в 1,5—2,5 раза больше, чем в зоне отставания.

Обозначим p_I и p_{II} — соответственно средние удельные давления в зоне отставания и в зоне опережения. Тогда $p_{II} = k_p p_I$, где $k_p = 1,5—2,5$ — коэффициент неравномерности распределения удельных давлений. При этом среднее удельное давление по очагу деформации

$$p_c = (p_I F_{I xOy} + p_{II} F_{II xOy}) / (F_{I xOy} + F_{II xOy}) = p_I (F_{I xOy} + k_p F_{II xOy}) / (F_{I xOy} + F_{II xOy}), \quad (2.109)$$

где $F_{I xOy}$ и $F_{II xOy}$ — соответственно площади зон отставания и опережения. В этом случае уравнение (2.100) принимает вид

$$\mu p_I F_{I xOy} - p_c F_{yOz} = \mu p_{II} F_{II xOy}. \quad (2.110)$$

С учетом (2.109)

$$\mu p_c [F_{I xOy} (F_{I xOy} + F_{II xOy}) / (F_{I xOy} + k_p F_{II xOy})] - p_c F_{yOz} = \mu p_c k_p F_{II xOy} (F_{I xOy} + F_{II xOy}) / (F_{I xOy} + F_{II xOy} k_p). \quad (2.111)$$

Указанное уравнение можно преобразовать к виду

$$\mu [F_{xOy} - (k_p + 1) F_{II xOy}] - F_{yOz} - (k_p - 1) F_{yOz} (F_{II xOy} / F_{xOy}) = 0. \quad (2.112)$$

Используя уравнения (2.104), (2.105), (2.106), определяющие площади $F_{I xOy}$, $F_{II xOy}$ и F_{yOz} , получаем

$$\left[(k_p + 1) + (k_p - 1) \frac{3}{8\mu} \sqrt{\Delta h / R_b} \right] (1 - y_\xi / B)^{3/2} = 1 - [3 / (8\mu)] \sqrt{\Delta h / R_b}. \quad (2.113)$$

Это решение относительно y_ξ дает выражение

$$y_\xi = B \left\{ 1 - \left[k_\xi \left(0,5 - \frac{3}{16\mu} \sqrt{\Delta h / R_b} \right) \right]^{2/3} \right\}, \quad (2.114)$$

где k_ξ — коэффициент смещения координаты пересечения нейтрального сечения с плоскостью выхода металла из валков вследствие неравномерности распределения удельного давления по очагу деформации

$$k_\xi = 2 / [1 + k_p + 0,375 (k_p - 1) \sqrt{\Delta h / R_b / \mu}].$$

Если примем, что скорость выхода металла из валков по внутренней кромке v_1 равна скорости перемещения заготовки v_0 , а скорость металла по наружной кромке $v_2 = \Psi v_1$, то из условия деформации полосы в кольцо закон изменения скорости движения прокатываемого металла по ширине полосы

$$v_y = v_0 [1 + y (\Psi - 1) / B]. \quad (2.115)$$

В точке $y = y_\xi$ скорость движения металла v_{y_ξ} равна окружной скорости валков $v_{B \xi}$. Приравнивая эти величины,

$$v_{y_\xi} = v_0 [1 + y (\Psi - 1) / B], \quad (2.116) \quad v_{B \xi} = \dot{\varphi} (R_b + y_\xi \operatorname{tg} \gamma), \quad (2.117)$$

получаем взаимосвязь скорости ленты, входящей в валки с окружной скоростью валков

$$v_0 = \dot{\varphi} (R_b + y_\xi \operatorname{tg} \gamma) / [1 + (\Psi - 1) y_\xi / B]. \quad (2.118)$$

С учетом (2.108) и (2.37) соотношение (2.118) принимает вид

$$v_0 = \dot{\varphi} \frac{R_b + 0,5 \Delta h \{1 - [0,5 - 3 \cos \gamma / (16\mu)] \sqrt{\Delta h / R_b}\}^{2/3}}{1 + 3 \{1 - [0,5 - 3 \cos \gamma / (16\mu)] \sqrt{\Delta h / R_b}\}^{2/3}} \times [2\eta / (\beta \lambda_b) - \eta - 1] / (\eta + 2). \quad (2.119)$$

Найдем опережение s_h продольного сечения полосы в любой точке $0 \leq y \leq B$, которое характеризуется удельной разностью скорости требуемого сечения полосы на выходе v_y и окружной скоростью валков v_b

$$s_h = (v_y - v_{b,y}) / v_{b,y}. \quad (2.120)$$

Опережение любого продольного сечения на расстоянии y от внутренней кромки с учетом выражений (2.115), (2.118) и того, что $v_{b,y} = \dot{\varphi} R_{b,y}$,

$$s_h = (y - y_\xi) [R_b - B \operatorname{tg} \gamma / (\Psi - 1)] / \{ [y_\xi + B / (\Psi - 1)] (R_b + y \operatorname{tg} \gamma) \}. \quad (2.121)$$

Отставание s_H при прокатке характеризуется удельной разностью проекции окружной скорости валков на направление прокатки и скоростью полосы на входе

$$s_H = (v_b \cos \alpha - v_0) / (v_b \cos \alpha). \quad (2.122)$$

Выражение $v_b \cos \alpha = \dot{\varphi} R_b = \operatorname{const}$, следовательно, отставание является величиной постоянной по ширине и с учетом (2.118)

$$s_H = y_\xi \{ 1 - B \operatorname{tg} \gamma / [R_b (\Psi - 1)] \} / [y_\xi + B / (\Psi - 1)]. \quad (2.123)$$

Если положить, что $B / (\Psi - 1) = (R - r) / (\Psi - 1) = r$, где R — наружный радиус кольца, в которое прокатывается полоса; r — внутренний радиус кольца, то соотношения (2.121), (2.123) запишем как

$$\frac{(y - y_\xi) (R_b - r \operatorname{tg} \gamma)}{(r + y_\xi) (R_b + y \operatorname{tg} \gamma)} = s_h, \quad (2.124) \quad s_H = \frac{y_\xi [1 - (r / R_b) \operatorname{tg} \gamma]}{r + y_\xi}. \quad (2.125)$$

Как правило, углы γ при прокатке винтовых лент в валках с параллельными осями небольшие. Поэтому практически можно принять, что окружная скорость валков постоянна и соответствует скорости движения металла в нейтральном сечении

$$v_{b,y} = v_\xi. \quad (2.126)$$

В этом случае выражения для определения опережения s_h и отставания s_H значительно упрощаются

$$s_h = (y - y_\xi)/(r + y_\xi), \quad (1.127) \quad s_H = y_\xi/(r + y_\xi). \quad (2.128)$$

При прокатке спиралей по профилям, отличным от трапециевидного, величина абсолютного обжатия полосы в нейтральном сечении Δh_ξ связана с координатой y_ξ пересечения нейтрального сечения с плоскостью выхода металла из валков соотношением

$$\Delta h_\xi = H_0 - h_\xi = H_0 - f(y_\xi).$$

При известном законе изменения толщины h_y спирали величины Δh_ξ и y_ξ определяют из соотношения (2.100) с учетом значений площадей рассматриваемых зон и действующих удельных давлений аналогично зависимостям (2.108), (2.114).

Формулы для определения опережения и отставания находят аналогично зависимостям (2.124) и (2.125)

$$s_h = \{(2R_b + \Delta h_\xi)(r + y)/[(2R_b + \Delta h_y)(r + y_\xi)]\} - 1, \quad (2.129)$$

$$s_H = [y_\xi/(r + y_\xi)][1 - r\Delta h_\xi/(2R_b y_\xi)]. \quad (2.130)$$

Приближенные зависимости (2.127) и (2.128) правомерны при прокатке спиралей по любым профилям.

Анализ распределения скоростей при прокатке спиралей шнеков показывает, что зона опережения занимает меньшую часть очага пластической деформации, примыкающую к наружной кромке витка. В остальной части очага пластической деформации скорость движения металла полосы отстает от окружной скорости валка, вследствие чего к полосе в очаге пластической деформации со стороны валков приложен момент M_c , препятствующий закручиванию полосы. Его значение определяют как равнодействующую элементарных моментов от контактных напряжений трения по поверхности очага деформации и от горизонтальной составляющей нормального контактного напряжения удельного давления p . Для трапециевидного профиля

$$M_c = -2 \int_0^B \mu p y \sqrt{R_b(H_0 - h_y)} dy + 4 \int_{y_\xi}^B \mu p y \sqrt{R_b(h_\xi - h_y)} dy + \int_0^B p y (H_0 - h_y) dy. \quad (2.131)$$

Если предположить, что средние значения контактных напряжений p_{II} в зоне отставания соответствуют среднему значению контактных напряжений p_I в зоне опережения, т. е. $p_I = p_{II}$, то момент M_c от сил, действующих в очаге пластической деформации,

$$M_c = + (B^2 \Delta h/3) \left\{ 1 - \left(\frac{12}{5} \mu \sqrt{R_b/\Delta h} \right) \times \right. \\ \left. \times \left[1 - (1 + y_\xi/B)^{3/2} \left(2 + \frac{4}{3} y_\xi/B \right) \right] \right\} p_c. \quad (2.132)$$

Уменьшить указанный момент можно, создавая по внутренней кромке прокатываемой полосы заторможенную зону, в которой усилия, действующие на металл, направлены противоположно направлению прокатки. Хорошие результаты получены при прокатке спиралей составными валками, в которых внутренняя часть полосы обжимается свободно установленными кольцами, или же кольцами с вращением, обратным направлению прокатки в режиме волочения.

Рассмотрим схему формообразования спиралей составными валками, основная часть которых обжимает наружную кромку спирали в режиме прокатки, а внутренняя часть обжимается в режим волочения обратнорвращающимися частями валков. Для предотвращения расслоения и разрыва металла между обратнорвращающимися частями валков установлены свободнорвращающиеся кольца. При этом значительно уменьшаются зона опережения и соответственно усилия трения, направленные противоположно по прокатке. Кроме того, в зоне обжатия металла свободно установленными валками суммарные усилия трения практически равны нулю. Все это значительно уменьшает момент сопротивления кручению от контактного трения полосы с валками.

Найдем распределение скоростей для указанного случая. Аналогично прокатке спиралей сплошными валками высота нейтрального сечения h_ξ по ширине полосы постоянна. Следовательно, уравнение нейтральной линии имеет вид (2.99). Как и для прокатки сплошными валками, значение h_ξ определяем из условия равенства сил, действующих в направлении прокатки (рис. 17)

$$\Sigma X = T_{xI} - P_x - T_{xII} - T_{xa}, \quad (2.133)$$

где T_{xI} и T_{xII} — проекция сил трения на направление прокатки соответственно в зоне отставания и зоне опережения прокатываемой части полосы; T_{xa} — проекция сил трения на направление прокатки участка с обратнорвращающимися частями. При этом

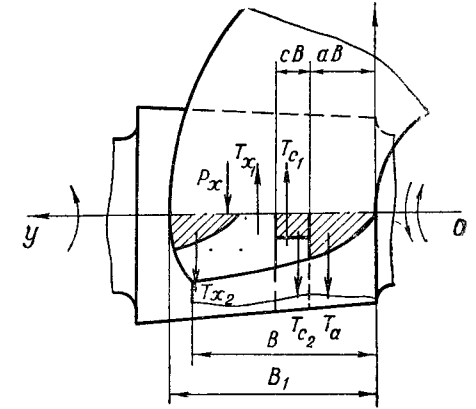


Рис. 17 Распределение усилий при прокатке составными валками.

принимаем, что силы трения на участке со свободновращающимися частями, возникающие в результате рассогласования скоростей валка и полосы по длине очага деформации, взаимно уравновешиваются

$$\bar{T}_{c1} = -\bar{T}_{c2}.$$

Указанные усилия с учетом (2.102), (2.103) в первом приближении

$$T_{x1} = \frac{2}{3} \mu p_1 \sqrt{2R_b \operatorname{tg} \gamma} [B^{3/2} - (B - y_\xi)^{3/2} - (aB + cB)^{3/2}], \quad (2.134)$$

$$T_{x\parallel} = \frac{2}{3} \mu p_{\parallel} \sqrt{2R_b \operatorname{tg} \gamma} (B - y_\xi)^{3/2}, \quad (2.135)$$

$$T_{xa} = \frac{2}{3} \mu p_a \sqrt{2R_b \operatorname{tg} \gamma} (aB)^{3/2}, \quad (2.136)$$

где p_1 , p_{\parallel} , p_a — средние удельные давления в соответствующих зонах; a — удельная часть полосы, подвергающаяся торможению обратновращающимися частями валков; c — удельная часть полосы, подвергающаяся обжиму в режиме волочения.

Таблица 4

Изменение относительной координаты пересечения нейтрального сечения с плоскостью выхода металла из валков y_ξ/B от величины зоны торможения при прокатке спирали по трапецевидному профилю

Коэффициент трения, μ	Степень обжатия валками, $\Delta h/R_b$	Удельная часть зоны торможения от ширины полосы, a								
		0		0,1		0,2		0,3		
		отношение ширины зон свободного вращения и торможения, c/a								
		—	0	0,5	1	0	0,5	1	0,5	
0,15	0,01	0,644	0,675	0,684	0,694	0,735	0,764	0,799	0,826	0,895
	0,02	0,675	0,707	0,716	0,728	0,772	0,803	0,844	0,875	
	0,03	0,7	0,734	0,744	0,756	0,804	0,838	0,884	0,92	
	0,04	0,722	0,758	0,769	0,782	0,833	0,871	0,926		
	0,05	0,742	0,7807	0,792	0,806	0,862	0,906			
0,2	0,01	0,625	0,655	0,663	0,674	0,713	0,740	0,774	0,799	0,862
	0,02	0,645	0,677	0,686	0,696	0,738	0,767	0,804	0,831	
	0,03	0,662	0,695	0,704	0,715	0,759	0,790	0,829	0,859	
	0,04	0,677	0,710	0,72	0,732	0,778	0,810	0,852	0,855	
	0,05	0,690	0,725	0,735	0,747	0,795	0,829	0,875	0,812	

Поскольку полоса в данном случае обжимается в различных режимах, то удельное давление на различных участках отличается значительно. После детального анализа распределения напряжений по очагу деформации с достаточной для практических целей точностью можно принять следующие допущения. Удельное давление по всей зоне волочения с учетом влияния внешних зон

$$p_a \approx p_c = k' p_1,$$

где k' — комплексный коэффициент, учитывающий влияние коэффициента трения обжатия, размеров валков, упрочнения, вводной и выводной арматуры.

Среднее давление по всему очагу деформации

$$p_{cp} = p_1 [F_1 + k_p F_{\parallel} + k' (F_a + F_c)] / F. \quad (2.137)$$

Тогда из условия равновесия (2.133) с учетом (2.134)—(2.137)

$$y_\xi = B \{1 - [k_\xi (0,5 - ka^{3/2}/2 - (3/(16\mu)) \sqrt{\Delta h/R_b})^{2/3}]\}, \quad (2.138)$$

где k_a и k_ξ — коэффициенты распределения контактных напряжений

$$k_a = k' + [1 + (1 + c/a)^{3/2}] \{1 + [3/(8\mu)] \sqrt{\Delta h/R_b} (k' - 1)\}.$$

Значения координаты y_ξ в зависимости от размеров участка торможения при различных обжатиях и радиусе рабочих валков приведены в табл. 4.

Момент сопротивления изгибу от действия сил в очаге пластической деформации

$$M_c = + (B^2 \Delta h / 3) \left\{ 1 - (12\mu/5) \sqrt{R_b / \Delta h} \left[1 - (c + a)^{5/2} - a^{5/2} - (1 - y_\xi/B)^{3/2} \left(2 + \frac{4}{3} \cdot \frac{y_\xi}{B} \right) \right] \right\} \cdot p_c. \quad (2.139)$$

Зависимость M_c от величины участка торможения для полосы Обкп сечением 60×3 ($c = 0,5a$) изображена на рис. 18.

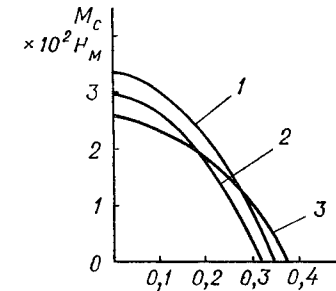


Рис. 18 Зависимость момента сопротивления изгибу от участка торможения при различном обжатии и радиусе рабочих валков:
1 — $\Delta h = 1,5$ мм; $R_b = 62,5$ мм;
2 — $\Delta h = 2,5$ мм; $R_b = 62,5$ мм;
3 — $\Delta h = 2,5$ мм; $R_b = 50$ мм.

Распределение скоростей аналогично прокатке сплошными валками будет иметь линейный вид $v_y = v_1 + \frac{y}{B} (v_2 - v_1)$. При этом скорость прокатки полосы по внутренней кромке $v_1 = v_0 \lambda_b$, а по наружной $v_2 = \psi v_1$.

Для трапецевидного профиля коэффициент неравномерности вытяжки определяется по формуле

$$\Psi = k_c [6\eta / (\beta \lambda_b) - 2\eta - 1] / (\eta + 2),$$

где k_c — коэффициент, учитывающий уменьшение момента сопротивления при наличии участка торможения, $k_c=1,1 \dots 1,4$.

Зная значение координаты нейтрального сечения в плоскости выхода металла y_ξ и коэффициента удлинения, по зависимостям (2.118), (2.127), (2.128) находят взаимосвязь скорости ленты с окружной скоростью валков, а также опережение и отставание лобового продольного слоя металла в процессе прокатки.

Вследствие упругого смятия металла валков и полосы реальная площадь очага пластической деформации F'_{xoy} будет несколько больше теоретической:

$$F'_{xoy} = k_F F_{xoy}, \quad (2.140)$$

где k_F — коэффициент увеличения площади; по экспериментальным данным, $k_F=1,1-1,2$.

При практическом использовании зависимостей для определения y_ξ , скоростных и силовых параметров процесса увеличение площади очага деформации учитывается подстановкой вместо R_B условного минимального радиуса валков

$$R'_B = k_F^2 R_B, \quad (2.141)$$

Уширение полосы в целом, а также текущее уширение по ширине полосы нарушают условие (2.94). Поэтому положение нейтральной линии в действительности отличается от задаваемого зависимостью (2.96). Исследованиями установлено, что указанные отличия незначительны, и предложенные зависимости с достаточной точностью описывают скоростной режим прокатки винтовых поверхностей. При этом более точные значения координаты y_ξ получают, если в зависимостях (2.108), (2.114) и (2.138) вместо B принимают расчетное значение ширины готовой спирали B_1 .

Глава 3 ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ОСНОВЫ И МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ ФОРМООБРАЗОВАНИЯ СПИРАЛЕЙ ШНЕКОВ

3.1. Исследование влияния внешних зон на формообразование винтовых лент при прокатке

Решение практических задач требует более детального рассмотрения механизма влияния внешних зон на процесс формообразования винтовых поверхностей. В частности, на этапе формообразования полосы в плоский виток влияние внешних зон

прежде всего обуславливается линейным распределением вытяжек на выходе полосы из валков [55], что, учитывая несжимаемость металла и равномерность деформации по толщине полосы, позволяет в первом приближении решить задачу о заданном движении металла, рассматриваемом отдельно от силовых параметров, а затем установить необходимое для такого перемещения распределение напряжений по очагу деформации.

Определим поле перемещения металла для случая прокатки полосы прямоугольного сечения $B \times H_0$ в плоский виток с ее обжатием по всей ширине в валках с параллельно расположенными

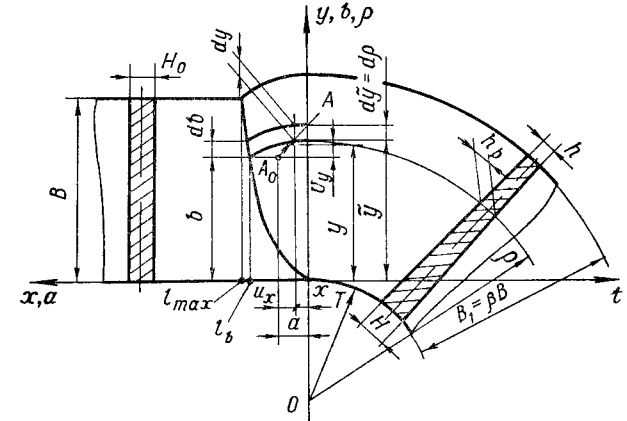


Рис 19 Расчетная схема к определению деформаций при прокатке

осями, поверхности которых образуют клиновый калибр (рис. 19). Для этого прежде всего необходимо установить вытяжки и уширения произвольного элементарного объема полосы по очагу деформации.

Текущее удлинение элементарного участка длиной dl_0 произвольного продольного слоя на выходе из валков

$$\lambda_p = dl_p/dl_0 = \lambda_{в0}/r. \quad (3.1)$$

Значение внутреннего радиуса плоского витка с учетом уширения полосы $\beta = (B + \Delta B)/B$ находим по зависимости (2.47)

$$r = \int_0^{\beta B} \tilde{y} f(\tilde{y}) d\tilde{y} / \left[BH_0/\lambda_{в0} - \int_0^{\beta B} f(\tilde{y}) d\tilde{y} \right], \quad (3.2)$$

где \tilde{y} — текущее расстояние от внутренней кромки до произвольного продольного слоя на выходе полосы из валков; $f(\tilde{y})$ — закон изменения толщины полосы по ширине витка.

Так как при прокатке винтовых поверхностей полоса по внутренней кромке, как правило, не обжимается, $h_r = f(0) = H_0$, то вытяжка по этой кромке практически отсутствует, $\lambda_{в0} = 1$.

По очагу деформации толщина полосы в первом приближении изменяется по закону

$$h(x, y) = f(y) + x^2/R_b. \quad (3.3)$$

Выберем продольный слой первоначальной ширины db (рис. 19). При вхождении металла в очаг деформации его координата $y=b$, а на выходе $y=\tilde{y}$. Из условия постоянства объема уширение рассматриваемой полоски при прохождении очага деформации

$$\beta_p = d\tilde{y}/db = H_0 r / [(\tilde{y} + r) f(\tilde{y})]. \quad (3.4)$$

Тогда зависимость, связывающая параметры b и \tilde{y} , имеет вид

$$b = \int_0^{\tilde{y}} (d\tilde{y}/\beta_p) = b(\tilde{y}). \quad (3.5)$$

Для определения закона изменения ширины рассматриваемого слоя по очагу деформации $\beta_{xy} = dy/db$ принимаем следующие допущения. Предположим, что объем металла рассматриваемого слоя, смещаемый в поперечном направлении, пропорциональный смещаемому объему металла от обжима, т. е.

$$h(x, y) d(dy) = kd [h(x, y)] dy, \quad (3.6)$$

как k — коэффициент пропорциональности.

Интегрируя (3.6), получаем

$$\beta_{xy} = dy/db = C [h(x, y)]^k. \quad (3.7)$$

Значение C и k найдем из условия, что $\beta_{xy} = \beta_p$ при $x=0$ и $\beta_{xy}=1$ при $x=l_b$. Тогда

$$\beta_{xy} = dy/db = \beta_p^{\ln [h(x, y)/H_0] / \ln (h_p/H_0)}. \quad (3.8)$$

Зависимость (3.8) — это дифференциальное уравнение, неразрешимое в общем виде относительно y . Удовлетворительную точность при вычислениях дает аппроксимация указанной зависимости функцией вида $\beta_{xy}^* = A_2 x^2 + A_1 x + A_0$. Коэффициенты многочлена можно определить из указанных граничных значений и условия $\partial\beta_{xy}/\partial x = \partial\beta_{xy}^*/\partial x$ при $x=0$. Тогда

$$\beta_{xy} \approx \beta_{xy}^* = \beta_p - (\beta_p - 1) x^2 / \{R_b [H_0 - f(b)]\}. \quad (3.9)$$

Функция, определяющая траекторию движения металла с начальной координатой $y=b$ по очагу деформации (т. е. уравнение продольного слоя с параметром b), имеет вид

$$y = b_0 + \int_{b_0}^b \beta_{xy} db, \quad (3.10)$$

где b_0 ищут из уравнения $f(b_0) = H_0 - x^2/R_b$.

Найдем продольное перемещение металла по очагу деформации. Так как по внутренней кромке полоса не обжимается, то практически вытяжка (утяжка) металла отсутствует и перемещение произвольной точки внутренней кромки, задаваемое параметром $a = x_{y=0}$, линейно зависит от времени t :

$$a = l_{\max} - v_0 t, \quad (3.11)$$

где l_{\max} — максимальная длина очага деформации, $l_{\max} = \sqrt{R_b [H_0 - f(b)]}$.

Из условия постоянства объема текущее значение удлинения произвольного элементарного объема длиной $dl_0 = da$ по очагу деформации

$$\lambda_{xy} = dx/da = H_0 / [\beta_{xy} h(x, y)]. \quad (3.12)$$

Траектория первоначально прямой поперечной линии с координатой a по внутренней кромке, в пределах очага деформации описывается уравнением

$$l_b - \int_x^{l_b} [\beta_{xy} h(x, y)] / H_0 dx = a, \quad (3.13)$$

где $l_b = \sqrt{R_b [H_0 - f(b)]}$ — длина очага деформации при $y=b$.

Решение уравнений (3.13), (3.10) с учетом (3.5) позволяет составить систему уравнений, с помощью которой можно определить положение произвольной точки с координатой $y=b$ на входе в любой момент времени $t=t(a)$ в переменных Лагранжа

$$x = x(a, b), \quad (3.14) \quad y = y(a, b). \quad (3.15)$$

Если на полосу нанести координатную сетку из вертикальных и горизонтальных линий с координатами соответственно a_1, a_2, \dots, a_n и b_1, b_2, \dots, b_n , причем $a_n = a_{n-1} + \Delta a$, $b_n = b_{n-1} + \Delta b$ (где Δa и Δb — размеры координатной ячейки), то уравнения (3.14) и (3.15) опишут искажения координатной сетки. Соответствие построенной математической модели реальному процессу в этом случае легко проверить экспериментально.

В частности, предпринята экспериментальная проверка соответствия предложенной модели течения металла действительным перемещением для случая прокатки полосы размерами 41×3 в плоский виток шириной $B_1 = 42,5$ мм, в валках радиусом $R_b = 62,5$ мм при обжатии по трапециевидному профилю, высота которого изменяется по закону $h_p = H_0 - \Delta h \tilde{y}/B_1$, где $\Delta h = 1,6$ мм — максимальное обжатие полосы. На поверхности полосы нанесена координатная сетка размерами ячейки 2×2 мм. Для указанного случая коэффициент уширения полосы $\beta = B_1/B = 1,04$, внутренний радиус плоского витка по зависимости (3.2) $r = 45,94$. Изменение

уширения полосы по ширине и по всему очагу пластической деформации описывают соответственно зависимости

$$\beta_p = H_0 r / \{ (r + \tilde{y}) [H_0 - \Delta h \tilde{y} / (\beta B)] \}, \quad (3.16)$$

$$\beta_{xy} = \beta_p - (\beta_p - 1) B x^2 / (\Delta h b R_b). \quad (3.17)$$

Параметры b и \tilde{y} связаны между собой отношением

$$b = \tilde{y} + [1/r - \Delta h / (\beta B H_0)] \tilde{y}^2 / 2 + \Delta h \tilde{y}^3 / (3 \beta B H_0 r). \quad (3.18)$$

Уравнения, связывающие координаты любой точки $A(x, y)$ с параметрами a и b во время деформации, для случая обжатия по трапецевидному профилю имеют вид

$$y = \tilde{y} + (b - \tilde{y}) x^2 / l_b^2 + E(x), \quad (3.19)$$

$$a = l_b - \beta_p [1 - \Delta h \tilde{y} / (B_1 H_0)] (l_b - x) + [(\beta_p - 1) (B_1 H_0 - \Delta h \tilde{y}) - \beta_p \Delta h B_1] (l_b^3 - x^3) / (3 B_1 H_0 l_b^2) + (\beta_p - 1) (l_b^5 - x^5) / (5 R_b H_0 l_b^2), \quad (3.20)$$

где $l_b = \sqrt{R_b \Delta h b / B}$; $E(x) \rightarrow 0$.

Совместно с (3.18) уравнения (3.19) и (3.20) в неявном виде описывают перемещения металла по очагу деформации. Задавая переменным a и b дискретные значения, соответствующие параметрам координатной сетки a_n и b_n , получаем аналитическое описание искажений сетки (рис. 20).

Сравнительный анализ искажений координатной сетки с построенной математической моделью показывает, что приведенные зависимости в целом правильно отражают существующие деформации в очаге пластического деформирования и могут послужить основой для определения напряженного состояния при прокатке винтовых поверхностей.

3.2. Математическое моделирование напряженного состояния при прокатке

Представление поля деформаций в виде (3.14), (3.15) позволяет определить компоненты приращений и деформаций в произвольной точке очага деформации

$$u_x = x(a, b) - a, \quad u_y = y(a, b) - b; \quad (3.21)$$

$$\varepsilon_x = \partial x / \partial a - 1, \quad \varepsilon_y = \partial y / \partial b - 1, \quad \varepsilon_z = h(x, y) / H_0 - 1;$$

$$\gamma_{xy} = \partial y / \partial a + \partial x / \partial b. \quad (3.22)$$

Аналитическое описание движения металла в очаге пластической деформации дает возможность для рассматриваемого случая применить метод решения дифференциальных уравнений

равновесия совместно с уравнениями пластичности и связи между напряжениями и деформациями. Уравнение непрерывности деформаций удовлетворяется автоматически, так как оно является исходным условием построения поля перемещений.

Уравнение совместности напряжений и деформаций для малых обжатий имеет вид [66]

$$(p - \sigma_x) / (\varepsilon_z - \varepsilon_x) = (p - \sigma_y) / (\varepsilon_z - \varepsilon_y) = (\sigma_y - \sigma_x) / (\varepsilon_y - \varepsilon_x) = 2\tau_{xy} / \gamma_{xy}, \quad (3.23)$$

где p , σ_y , σ_x , τ_{xy} — компоненты нормальных и касательных напряжений. Для равномерного по толщине напряженно-деформированного состояния $\tau_{yz} = \tau_{zx} = 0$.

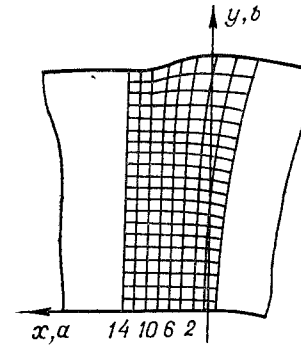


Рис. 20 Математическая модель искажения координатной сетки.

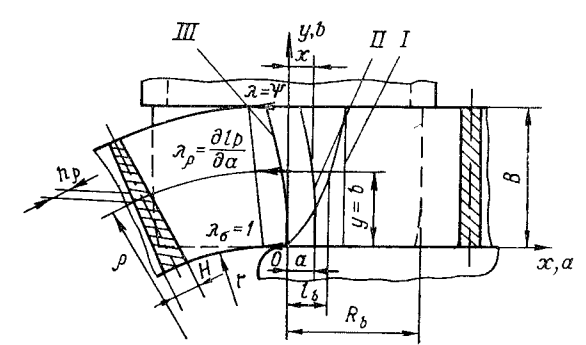


Рис. 21. Определение деформаций при прокатке спиралей в закрытом калибре: I—III — этапы искажения первоначально прямой поперечной линии по мере прохождения очага деформации

С учетом (3.23) уравнение пластичности принимает вид

$$p - \sigma_x = \sqrt{2 (\varepsilon_z - \varepsilon_x)^2 \sigma_s / \sqrt{(\varepsilon_z - \varepsilon_x)^2 + (\varepsilon_z - \varepsilon_y)^2 + (\varepsilon_y - \varepsilon_x)^2} - 1,5 \gamma_{xy}^2} = \nu \sigma_s, \quad (3.24)$$

где ν — параметр учета деформированного состояния по выбранным осям координат; σ_s — напряжение текучести.

Из уравнений (3.23) и (3.24) получаем закон распределения касательного напряжения по очагу пластической деформации

$$\tau_{xy} = \gamma_{xy} \nu \sigma_s / [2 (\varepsilon_z - \varepsilon_x)]. \quad (3.25)$$

Для нахождения распределения нормальных контактных напряжений p , а также напряжений σ_x и σ_y по очагу деформации используем уравнения равновесия элемента переменной толщины [75]

$$\partial \sigma_x / \partial x + (\sigma_x - p) \partial h / [h(x, y) \partial x] + \partial \tau_{xy} / \partial y + \tau_{xy} \partial h / h [(x, y) \partial y] + 2\tau_x / h(x, y) = 0, \quad (3.26)$$

$$\partial \sigma_y / \partial y + (\sigma_y - p) \partial h / [h(x, y) \partial y] + \partial \tau_{xy} / \partial x + \tau_{xy} \partial h / [h(x, y) \partial x] + 2\tau_y / h(x, y) = 0, \quad (3.27)$$

где $\tau_x = -\tau \Delta v_x / |\Delta v|$, $\tau_y = -\tau \Delta v_y / |\Delta v|$ — проекции касательного напряжения τ на соответствующие оси; Δv_x , Δv_y — проекции скорости Δv движения металла относительно валков.

Следовательно, для нахождения четырех неизвестных p , σ_x , σ_y и τ_{xy} получаем пять независимых уравнений (3.23), (3.24), (3.26) и (3.27), что позволяет осуществить эффективную проверку соответствия деформационной модели реальным перемещениям металла, а при необходимости и улучшить ее (решая задачи на ЭВМ с помощью разработанного алгоритма).

Для решения дифференциального уравнения (3.26) устанавливаем взаимосвязь напряжений τ и p , а также компоненты относительной скорости Δv_x и Δv_y . Так как очаг деформации при прокатке винтовых поверхностей сравнительно небольшой длины, напряжения τ практически не превышают значения $\sigma_s/2$. Следовательно, можно принять $\tau = \mu p$, где μ — коэффициент контактного трения при пластическом деформировании. Проекция относительной скорости в выбранных системах координат $\Delta v_x = -v_0 dx/da + \omega R_b$; $\Delta v_y = -v_0 dy/da$. Соотношения между скоростью подачи заготовки v_0 и угловой скоростью валков ω в первом приближении ищут аналогично [6].

При прокатке винтовых поверхностей с большим обжатием более целесообразно использовать уравнения Леви—Мизеса, связывающие напряжения с приращениями деформаций (скоростями деформаций). Учитывая линейную связь параметра a со временем t , скорости деформаций из уравнений течения

$$\begin{aligned} \dot{\epsilon}_x &= -v_0 \partial^2 x / \partial a^2; \quad \dot{\epsilon}_y = -v_0 \partial^2 y / (\partial a \partial b); \\ \dot{\epsilon}_z &= -v_0 \partial h(x, y) / (H_0 \partial a); \quad \dot{\gamma}_{xy} = -v_0 [\partial^2 x / (\partial a \partial b) + \partial^2 y / \partial a^2], \end{aligned} \quad (3.28)$$

В этом случае зависимость текущего уширения по очагу деформации (3.8) представляется в виде многочлена третьей степени. Для определения его коэффициентов вводится добавочное условие равенства кривизны элементарного продольного слоя очага деформации текущим параметром \tilde{y} и соответствующей полоски спирали при $x=0$.

Наибольшая сложность при нахождении распределения напряжений указанным способом возникает во время правильного задания граничных значений напряжений, которые в случае прокатки винтовых поверхностей зависят от ряда факторов.

Рассмотрим случай прокатки спиралей шнеков по гиперболическому профилю без уширения [5], что возможно при обжатии полосы в закрытом калибре, ограничивающем радиальное перемещение металла по наружной кромке (рис. 21). В этом случае удлинение каждой продольной полосы пропорционально радиусу кривизны первоначально образующегося плоского витка, т. е. наблюдается равенство между естественными и теоретическими вытяжками, что значительно улучшает характеристики процесса [55].

Текущее уширение произвольной продольной полоски при прокатке по гиперболическому профилю практически отсутствует, $\beta_{xy} = 1$. Изменение толщины спирали по ширине полосы для рассматриваемого профиля на выходе из валков описывает зависимость

$$h_0 = h(0, y) = H_0 r / \rho = H_0 / (1 + y/r), \quad (3.29)$$

где r — внутренний радиус плоского витка (спирали с шагом $T = H_0$); ρ — текущий радиус кривизны продольного слоя.

Толщина полосы в очаге пластической деформации

$$h(x, y) = H_0 / (1 + y/r) + x^2 / R_b. \quad (3.30)$$

Распределение вытяжек по очагу деформации с учетом отсутствия уширения имеет вид

$$\lambda_{xy} = \partial x / \partial a = 1 / [r / (r + y) + x^2 / (H_0 R_b)]. \quad (3.31)$$

Уравнения связи текущих координат произвольной точки с начальными (3.14) и (3.15) запишем как

$$y = b, \quad (3.32)$$

$$x^3 / (3R_b H_0) + rx / (r + b) + \frac{2}{3} \sqrt{[b / (r + b)]^3 H_0 R_b} = a. \quad (3.33)$$

Соотношения (3.32), (3.33) позволяют получить компоненты деформаций в переменных Эйлера

$$\begin{aligned} \epsilon_x &= \{1 / [r / (y + r) + x^2 / (H_0 R_b)]\} - 1; \quad \epsilon_y = 0; \\ \gamma_{xy} &= -r [V y H_0 R_b / (y + r) - x] / \\ &\{(r + y)^2 [r / (r + y) + x^2 / (H_0 R_b)]\}. \end{aligned} \quad (3.34)$$

Равенство деформаций по оси Oy нулю упрощает решение задачи. В этом случае

$$\sigma_y = 0,5 (p + \sigma_x); \quad (3.35)$$

$$p - \sigma_x = 2 (\sigma_y - \sigma_x) = (2 / \sqrt{3}) \sigma_s / \sqrt{1 + \left[\frac{1}{2} \gamma_{xy} / (\epsilon_y - \epsilon_x) \right]^2}. \quad (3.36)$$

Зависимость (3.25) для распределения касательного напряжения по очагу деформации при этом принимает вид

$$\tau_{xy} = \sigma_s / \{ \sqrt{3} \cdot \sqrt{[2 (\epsilon_y - \epsilon_x) / \gamma_{xy}]^2 + 1} \}. \quad (3.37)$$

Решение дифференциального уравнения в частных производных (3.26) позволяет определить распределение напряжений p по очагу деформации, а с учетом (3.35) и (3.36) можно найти и значения напряжений σ_y и p в любой точке очага пластической деформации. На рис. 22 показано распределение нормальных контактных

напряжений p по площади контакта полосы с валками, а также напряжений σ_x и τ_{xy} на линии входа и выхода полосы в зону обжатия и напряжений σ_y по линии контакта наружной кромки полосы с буртом при прокатке полосы размерами 20×3 в кольцо внутренним радиусом $r=40$. Материал полосы — сталь 08 кп. Решение дифференциального уравнения (3.26) проводили на ЭВМ «Наири-К». При этом принимали следующие допущения.

С учетом равенства теоретических и естественных вытяжек на выходе полосы из валков граничные значения напряжений по ли-

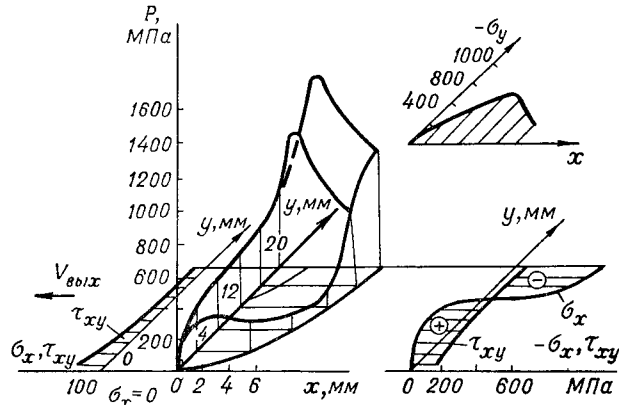


Рис. 22 Распределение нормальных контактных напряжений по очагу деформаций, а также напряжений на границах входа и выхода и в зоне контакта с буртом

нии выхода $\sigma_x=0$. Трением полосы в направляющей проводке пренебрегали. Следовательно, граничные значения на входе полосы в валки должны удовлетворять условию

$$\int_0^B H_0 \sigma_x dy = 0. \quad (3.38)$$

Влияние упрочнения металла учитывали представлением напряжения текучести в виде

$$\sigma_s = \sigma_{T0} + \Pi \ln [H_0/h(x, y)], \quad (3.39)$$

где σ_{T0} — экстраполированный предел текучести; Π — линейный модуль упрочнения. Для стали 08 кп $\sigma_{T0}=276$ Н/мм², $\Pi=493$ Н/мм².

После вычисления напряжений проверяли условие (3.38). При его несоблюдении уточняли размеры зоны опережения, значение окружной скорости валков и вычисления повторяли.

Возможность проверки построенной модели перемещений и распределений напряжений, а также последовательного улучшения исходной математической модели делает предложенный метод

достаточно эффективным при исследовании силовых параметров во время прокатки винтовых поверхностей.

Указанным способом исследовали распределение нормальных контактных напряжений при различных режимах прокатки. Анализ полученных зависимостей показывает, что на контактные напряжения существенное влияние оказывают изменения коэффициента трения μ и относительного радиуса закручивания r/B . При определении силовых параметров процесса очень важно знать усредненное напряжение p_{cp} по очагу пластической деформации.

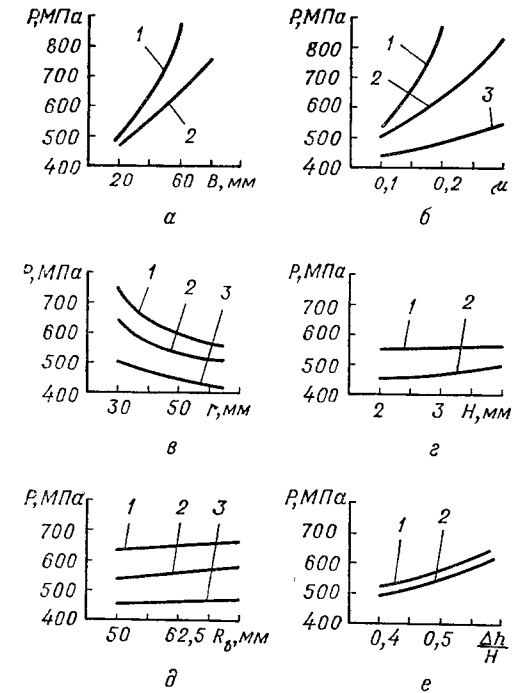


Рис. 23 Зависимость среднего давления при прокатке витка по гиперболическому профилю в закрытом калибре от:

a — ширины полосы при $R_B=62,5$ мм, $r=40$ мм, $H_0=2$ мм; 1 — $\mu=0,2$, 2 — $\mu=0,15$, 3 — $\mu=0,1$; *б* — коэффициента трения при $R_B=62,5$ мм, $r=40$ мм, $H_0=2$ мм, 1 — $B=60$ мм, 2 — $B=40$ мм, 3 — $B=20$ мм; *в* — внутреннего радиуса плоского витка при $R_B=62,5$ мм; $H_0=2$ мм; $\mu=0,15$; 1 — $B=60$ мм, 2 — $B=40$ мм, 3 — $B=20$ мм; *г* — толщины полосы при $R_B=62,5$ мм, $r=40$ мм, $\mu=0,15$; 1 — $B=40$ мм, 2 — $B=20$ мм, 3 — $B=10$ мм; *д* — радиуса рабочих валков при $r=40$ мм, $H_0=2$ мм, $\mu=0,15$; 1 — $B=60$ мм, 2 — $B=40$ мм, 3 — $B=20$ мм; *е* — максимального относительного обжатия при $R_B=62,5$ мм; $H_0=2$ мм, $\mu=0,15$; 1 — $B=40$ мм, 2 — 20 мм.

Для прокатки по гиперболическому профилю изменение усредненных удельных давлений p_{cp} по очагу деформации в зависимости от B , H_0 , μ , R , r показано на рис. 23, в частности, p_{cp} прямо пропорционально ширине полосы B (рис. 23, *a*), коэффициенту трения μ (рис. 23, *б*) и обратно пропорционально внутреннему радиусу плоского витка (рис. 23, *в*) при неизменных других параметрах процесса.

Изменение толщины заготовки (рис. 23, *г*) и радиуса валков (рис. 23, *д*) практически не влияет на p_{cp} . Учитывая, что максимальное обжатие полосы $\Delta h = H_0 B / (r + B)$, по зависимостям $p_{cp} = p(B, r)$ можно построить график $p_{cp} = p(\Delta h / H_0)$ (рис. 23, *е*), из которого следует прямая зависимость среднего удельного давления p_{cp} от значения $\Delta h / H_0$.

3.3. Исследование энергосиловых параметров при формообразовании

Исследования распределения напряженного состояния в очаге деформации позволяют установить все энергосиловые параметры процесса прокатки спиралей шнеков. В частности, усилие прокатки ищут как интегральную сумму только нормальных напряжений p и в первом приближении

$$P = \iint_F p(x, y) dF. \quad (3.40)$$

Соответственно момент прокатки M для простого случая (без натяжения с двумя приводными валками одинакового диаметра)

$$M = \iint_F xp(x, y) dF. \quad (3.41)$$

Момент, необходимый для вращения обоих валков,

$$M_{\text{пр}} = 2M = 2Pa', \quad (3.42)$$

где a' — плечо равнодействующей контактных сил

$$a' = \frac{\iint_F xp(x, y) dF}{\iint_F p(x, y) dF}.$$

Мощность N и работа A прокатки

$$N = M\omega = \pi n M_{\text{пр}}/30, \quad (3.43) \quad A = M_{\text{пр}} \varphi = \pi n M_{\text{пр}} t/30, \quad (3.44)$$

где ω — угловая скорость вращения валков; n — количество оборотов валков в минуту.

На основании полученного на ЭВМ распределения нормальных напряжений для случая прокатки спиралей шнеков по гиперболическому профилю в закрытом калибре построены графики зависимостей усилия прокатки P от ширины B и толщины H_0 полосы, коэффициента трения μ , радиуса валков R_B и относительного радиуса прокатываемого плоского витка r/B (рис. 24). Из представленных зависимостей следует, что при получении спиралей с малым внутренним диаметром, требующих значительных обжатий, намного увеличивается усилие прокатки. Повышается оно и при прокатке без смазки, т. е. с возрастанием коэффициента трения. Влияние других параметров на усилие прокатки не столь значительно.

Определение энергосиловых параметров прокатки по зависимостям (3.40)—(3.44) связано с трудоемким процессом нахождения контактных напряжений численными методами с помощью ЭВМ. Учитывая, что усредненные напряжения по площади очага дефор-

мации $p_{\text{ср}}$ в меньшей мере зависят от изменения различных параметров процесса прокатки, чем другие энергосиловые характеристики, работу при прокатке более просто можно определить по смещенному объему

$$dA = p_{\text{ср}} \Delta V dh(x, y) / h_p, \quad (3.45)$$

где ΔV — выделенный объем в очаге деформации.

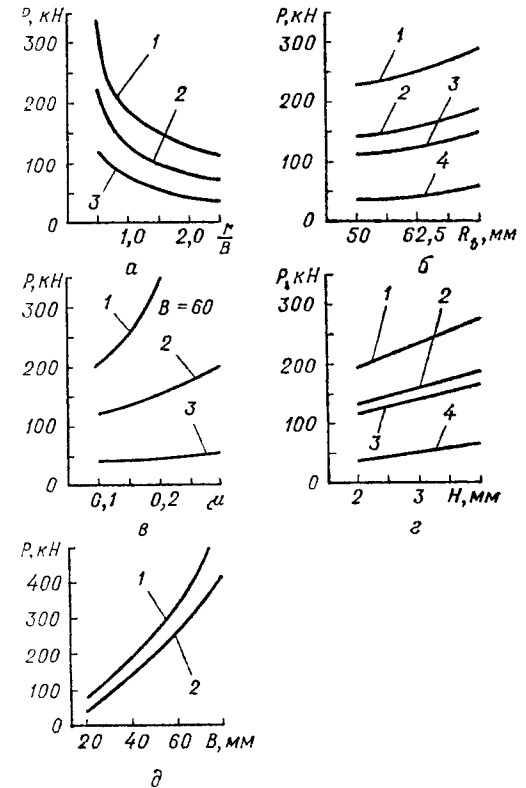


Рис. 24. Зависимость усилия прокатки при формообразовании витка по гиперболическому профилю в закрытом калибре от:

a — относительного внутреннего радиуса плоского витка при $R_B = 62,5$ мм, $H_0 = 2$ мм, $\mu = 0,15$; 1 — $B = 60$ мм; 2 — $B = 40$ мм; 3 — $B = 20$ мм; $б$ — радиуса валков при $r = 40$ мм, $\mu = 0,15$; 1 — $B = 60$ мм, $H_0 = 2$ мм; 2 — $B = 40$ мм, $H_0 = 3$ мм; 3 — $B = 40$ мм, $H_0 = 2$ мм; 4 — $B = 20$ мм, $H_0 = 2$ мм; $в$ — коэффициента трения при $R_B = 62,5$ мм, $r = 40$ мм, $H_0 = 2$ мм; 1 — $B = 60$ мм; 2 — $B = 40$ мм; 3 — $B = 20$ мм; $г$ — толщины полосы при $R_B = 62,5$ мм, $r = 40$ мм, $\mu = 0,3$; 1 — $B = 60$ мм; 2 — $B = 40$ мм; 3 — $B = 20$ мм; $д$ — ширины полосы при $R_B = 62,5$ мм; $r = 40$ мм; $\mu = 0,15$; 1 — $H_0 = 4$; 2 — $H_0 = 2$

С учетом изменения толщины спирали из уравнения (3.45) имеем

$$A = p_{\text{ср}} \Delta F_{xOz} \int_0^B \ln [H_0/f(y)] dy, \quad (3.46)$$

где ΔF — площадь объема ΔV в плоскости xOz ; $f(y)$ — закон изменения толщины сечения. Учитывая, что $\Delta x = v_0 t$, объем $\Delta V = v_0 H_0 B t$, а площадь $\Delta F_{xOz} = v_0 H_0 t$.

Следовательно, зависимость (3.46) можно переписать в виде

$$A = p_{\text{ср}} v_0 H_0 t \int_0^B \ln [H_0/f(y)] dy. \quad (3.47)$$

Соответственно мощность прокатки

$$N = p_{cp} v_0 H_0 \int_0^B \ln [H_0/f(y)] dy. \quad (3.48)$$

На основе анализа теоретических и экспериментальных данных делаем вывод, что среднее удельное давление в первом приближении можно представить эмпирической зависимостью

$$p_{cp} = C_p (\Delta h/H_0)^{(\alpha_1 - \alpha_2)}, \quad (3.49)$$

где C_p , α_1 , α_2 — соответствующие коэффициенты.

Для случая стесненной прокатки по гиперболическому профилю $C_p = 750$ МПа; $\alpha_1 = 0,95$; $\alpha_2 = 0,3667$ (сталь 08 кп). Рассмотрим прокатку спиралей по различным профилям. Работа и мощность прокатки для трапециевидного профиля

$$A = p_{cp} v_0 B H_0 t [1 - (h/\Delta h) \cdot \ln (H_0/h)]; \quad (3.50)$$

$$N = p_{cp} v_0 B H_0 [1 - (h/\Delta h) \cdot \ln (H_0/h)]; \quad (3.51)$$

для гиперболического

$$A = p_{cp} v_0 B H_0 t [(H_0/\Delta h) \ln (H_0/h) - 1]; \quad (3.52)$$

$$N = p_{cp} v_0 B H_0 [(H_0/\Delta h) \ln (H_0/h) - 1]. \quad (3.53)$$

В зависимости от затрачиваемой работы A момент прокатки можно написать как

$$M_{np} = A/\varphi = N/\omega = p_{cp} H_0 (v_0/\omega) \int_0^B \ln [H_0/f(y)] dy. \quad (3.54)$$

Из формулы (2.118) определяем соотношение

$$v_0/\omega = R_b/[1 + y_\varepsilon (\Psi - 1)/B] = R_b/(1 + y_\varepsilon/r).$$

Тогда

$$M_{np} = [p_{cp} H_0 R_b/(1 + y_\varepsilon/r)] \int_0^B \ln [H_0/f(y)] dy. \quad (3.55)$$

Если принять, что усилие прокатки

$$P = p_{cp} F = p_{cp} \int_0^B \sqrt{R_b [H_0 - f(y)]} dy, \quad (3.56)$$

то из соотношений (3.55) и (3.56) находим значение плеча равнодействующей контактных сил

$$a' = M_{np}/2P = H_0 R_b \int_0^B \ln [H_0/f(y)] dy / \left\{ 2(1 + y_\varepsilon/r) \int_0^B \sqrt{R_b [H_0 - f(y)]} dy \right\}. \quad (3.57)$$

В частности, для трапециевидного профиля

$$a'_t = \frac{3}{4} H_0 \sqrt{R_b} [1 - (h/\Delta h) \ln (H_0/h)] / [\sqrt{\Delta h} (1 + y_\varepsilon/r)], \quad (3.58)$$

а для гиперболического

$$a'_t = \sqrt{H_0 R_b} [(H_0/\Delta h) \ln (H_0/h) - 1] / \{ 2(1 + y_\varepsilon/r) \times \\ \times [\sqrt{H_0/\Delta h} - (h/\Delta h) \ln (\sqrt{H_0/\Delta h} + \sqrt{\Delta h/H_0})] \}. \quad (3.59)$$

Коэффициенты плеча

$$\Psi_{tr} = a'_t/l_B = 0,75 \{ H_0 r / [\Delta h (r + y_\varepsilon)] \} [1 - (h/\Delta h) \ln (H_0/h)]; \quad (3.60)$$

$$\Psi_{tr} = a'_t/l_B = 0,5 (H_0/\Delta h) r [(H_0/\Delta h) \ln (H_0/h) - 1] / \\ / \{ (r + y_\varepsilon) [\sqrt{H_0/\Delta h} - (h/\Delta h) \ln (\sqrt{H_0/h} + \sqrt{\Delta h/h})] \}. \quad (3.61)$$

Следовательно, имея значение среднего удельного контактного давления по очагу пластической деформации (3.49), по приведенным зависимостям можно оценить все другие энергосиловые параметры процесса.

Момент на валу двигателя, необходимый для привода валков, определяем по зависимости

$$M_{дв} = M_{np}/i + M_{тр} + M_{хол} + M_{дин}, \quad (3.62)$$

где i — передаточное отношение между валками и двигателем; $M_{тр}$ — момент добавочных сил трения, приведенных к валу двигателя, возникающих в результате сил трения прокатных и опорных валков в передаточном механизме и других частях стана, но без учета момента, требующегося на вращение стана при его холостом ходе; $M_{хол}$ — момент холостого хода; $M_{дин}$ — динамический момент на валу двигателя. Составляющие момента двигателя в зависимости от типа оборудования могут принимать различные значения. В частности, для экспериментальной установки, имеющей опорные валки, момент прокатки составляет 60...70% момента двигателя.

3.4. Использование ЭВМ при оптимизации процессов и параметров формообразования спиралей шнеков

Различные средства и методы получения спиралей шнеков, неодинаковое оборудование и оснастка приводят к тому, что те же или близкие по форме, размерам и точности спирали зачастую изготавливают различными способами, отличающимися по трудоемкости и себестоимости. В связи с этим возникает сложная многовариантная задача проектирования и выбора наиболее рационального варианта изготовления винтовых лент, отвечающего условиям

конкретной производственной системы. Ее решают, исследуя операцию, которая состоит из следующих этапов: постановки задачи, построения математической модели, нахождения решения, проверки модели и оценки решения, реализации решения и контроля его правильности.

Проектирование процесса получения винтовых лент предусматривает решение в определенной последовательности ряда задач. На каждом этапе возможно несколько вариантов (методов) решения, которые необходимо подвергнуть объективному анализу.

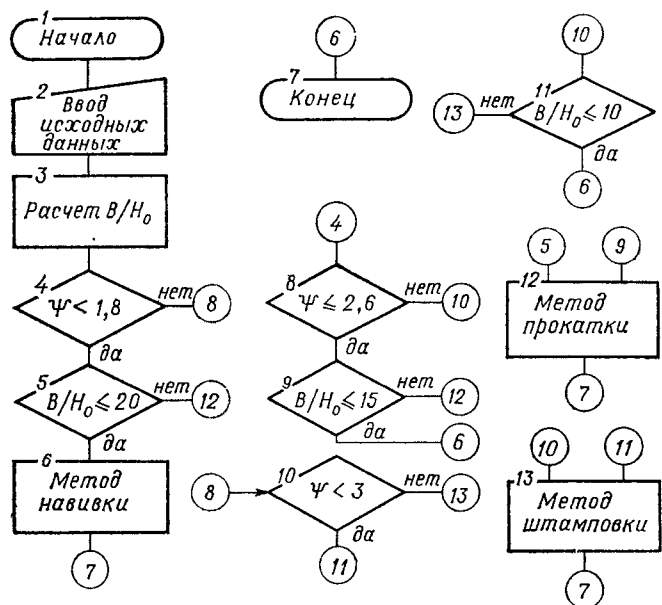


Рис. 25. Блок-схема алгоритма формообразования спиралей шнеков.

Определить эффективность того или иного метода получения винтовой спирали можно лишь при условии проведения серьезных технико-экономических исследований и расчетов.

На рис. 25 показана общая блок-схема алгоритма выбора метода изготовления спиралей шнеков, по которому составлена программа расчета. Режим работы диалоговый, т. е. сначала технолог вводит в ЭВМ информацию о детали (спирали шнека) (блок 2), после этого автоматически рассчитывается отношение V/H_0 (блок 3).

В блоке 4 проверяется значение коэффициента вытяжки. При $\Psi < 1,8$ управление передается блоку 5, а если это условие не удовлетворяется, т. е. $\Psi > 1,8$, то блоку 8. При выполнении условия $V/H_0 \leq 20$ (блок 5) переходят на подпрограмму расчета спиралей шнеков при навивке (блок 6), при $V/H_0 > 20$ управление переда-

ется на подпрограмму расчета спиралей шнеков при прокатке (блок 12).

К блоку 8 управление передается от блока 4 при условии, что $\Psi > 1,8$, а при $\Psi \leq 2,6$ переходят к блоку 9, где проверяется отношение V/H_0 . В случае $V/H_0 \leq 15$ переходят к блоку 6, иначе (при $V/H_0 > 15$) к блоку 12. Если коэффициент вытяжки $\Psi > 2,6$, т. е. не выполняется условие блока 8, то управление передается блоку 10, а при $\Psi < 3$ — блоку 11, где проверяется отношение V/H_0 . Для значения $V/H_0 \leq 10$ управление передается блоку 6.

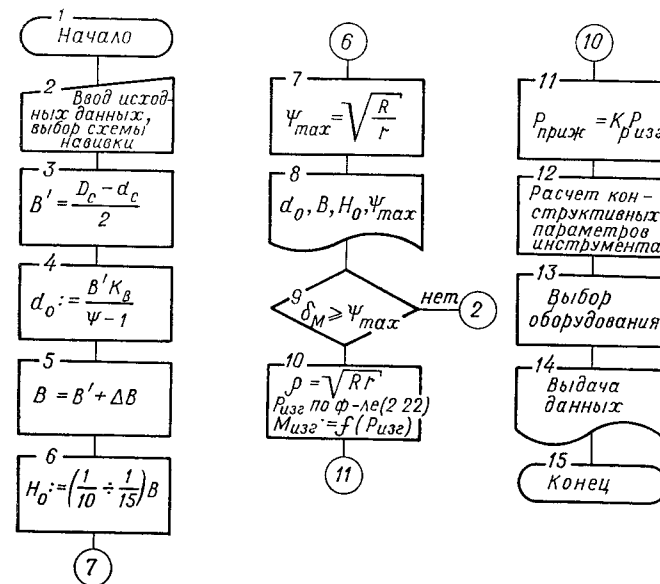


Рис. 26. Блок-схема алгоритма навивки винтовых лент на оправку.

При невыполнении условия хотя бы одним из блоков 10 или 11 управление передается к блоку 13, т. е. спирали можно изготовить только штамповкой.

Выбрав таким образом метод получения спиралей шнеков, переходят на подпрограмму расчета необходимых параметров для получения винтовой ленты. Рассмотрим блок-схемы алгоритмов расчета конструктивных, силовых и скоростных параметров спиралей шнеков соответственно при навивке (рис. 26) и прокатке (рис. 27).

Согласно заданным параметрам спирали (рис. 26) вводят исходные данные (блок 2). Далее рассчитывают ширину спирали B' (блок 3), диаметр оправки d_0 (блок 4), высоту сечения заготовки B (блок 5), толщину заготовки H_0 (блок 6), значение максимальной вытяжки Ψ_{max} (блок 7). В блоке 9, по вычисленным ранее значениям, подбирают материал спирали шнека. Если материала, удовлетворяющего условию $\delta \geq \Psi_{max}$, на предприятии в наличии нет, идут на изменение параметров винтовой ленты (блок 2) или

метода ее получения, т. е. на продолжение расчетов. В блоках 10—11 вычисляются силовые параметры: радиус нейтрального сечения ρ_0 , сила изгиба $P_{изг}$ и момент навивки $M_{изг}$, усилие прижима $P_{приж}$. В блоке 12 в соответствии с выбранной схемой навивки производится расчет конструктивных параметров обжимного ролика, а в блоке 13 — выбор оборудования. Необходимая информация выводится на печать (блок 14), и вычисления прекращаются.

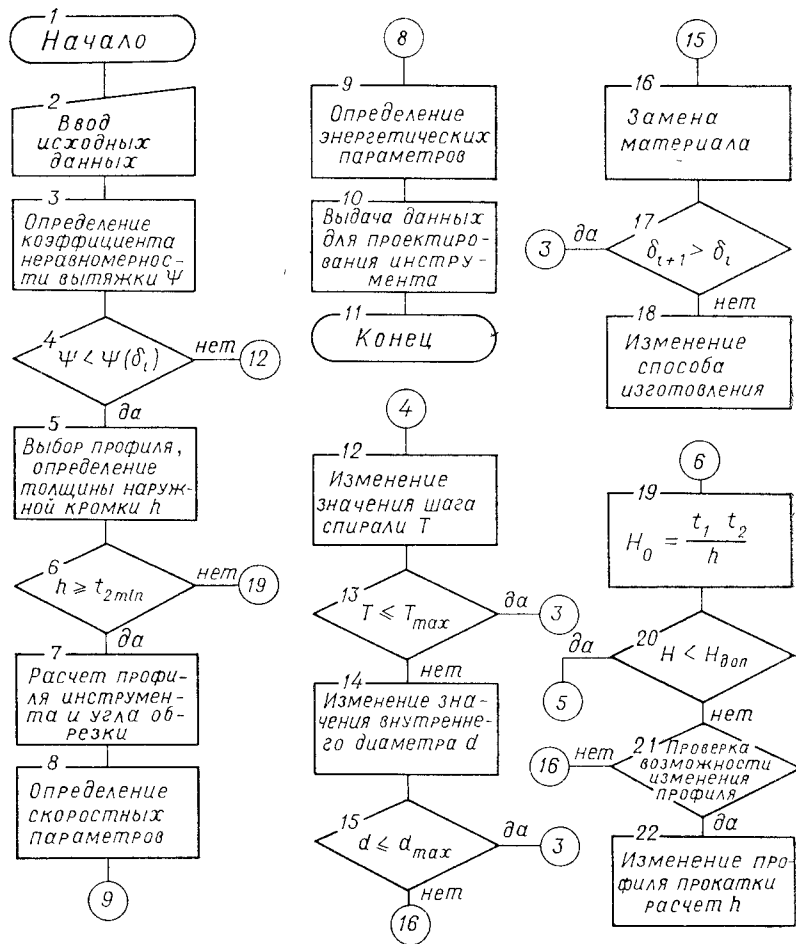


Рис 27 Блок-схема алгоритма прокатки спиралей шнеков

Из блок-схемы алгоритма расчета спиралей шнеков при прокатке (рис. 27) видно, что после ввода необходимых данных (блок 2) вычисляют коэффициент вытяжки Ψ (блок 3). Далее проверяют условие возможности прокатки спирали с заданными конструкторскими (технологическими) параметрами (блок 4).

Если Ψ меньше допустимого для выбранного материала, то переходят к блоку 5, в противном случае управление передается блоку 12. В блоке 5 задается профиль спирали (первоначально трапецевидный) и в зависимости от определенного значения вычисляется толщина наружной кромки. Если значение больше заданной минимальной толщины наружной кромки спирали (блок 6) t_{2min} ($h > t_{2min}$), то переходят к блоку 7 или же к блоку 19.

В блоке 7 производится расчет профиля спирали (размеры калибра), конструктивных параметров валков, устанавливается угол обрезки полосы. После определения в блоке 8 положения нейтрального слоя и скоростных параметров прокатки переходят к поиску энергетических параметров процесса прокатки (блок 9). Данные для процесса и оборудования выводятся на печать (блок 10).

В блоке 12 изменяется значение шага спирали и при условии $T > T_{max}$ (блок 13) переходят к блоку 14; если же $T \leq T_{max}$, то возвращаются на перерасчет коэффициента вытяжки Ψ (блок 3). В блоке 14 изменяется значение внутреннего диаметра d . Если $d > d_{max}$ (блок 15), то переходят к блоку 16, в противном случае управление передается блоку 3. В блоке 16 производится замена материала на более пластичный. При невозможности такой замены выдаются рекомендации для изменения способа навивки.

В блоках 19 и 20 проверяется возможность изменения толщины заготовки H_0 для удовлетворения условия блока 6. В противном случае для достижения указанного условия вводится подпрограмма изменения профиля прокатки (блок 22). При невозможности удовлетворения прокаткой технических условий на изготовление спирали выдаются рекомендации для изменения способа производства.

В случае возможного использования навивки и прокатки критерием выбора способа являются технико-экономические показатели процесса, для чего используют специальный дополнительный расчетный блок. По разработанным алгоритмам составлены программы в машинных командах для ЭВМ «Наири-К» и проведены расчеты для конкретных спиралей шнеков.

Глава 4

ОБОРУДОВАНИЕ И ОСНАСТКА ДЛЯ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ВИНТОВЫХ ЛЕНТ

4.1. Оборудование для навивки спиралей шнеков на оправки

Для навивки винтовых спиралей из ленты или полосы с удельной высотой $b' = 10 \dots 15$ можно использовать специальное оборудование и оснастку. Установка для непрерывной или периодической навивки из ленты прямоугольного или другого сечения пред-

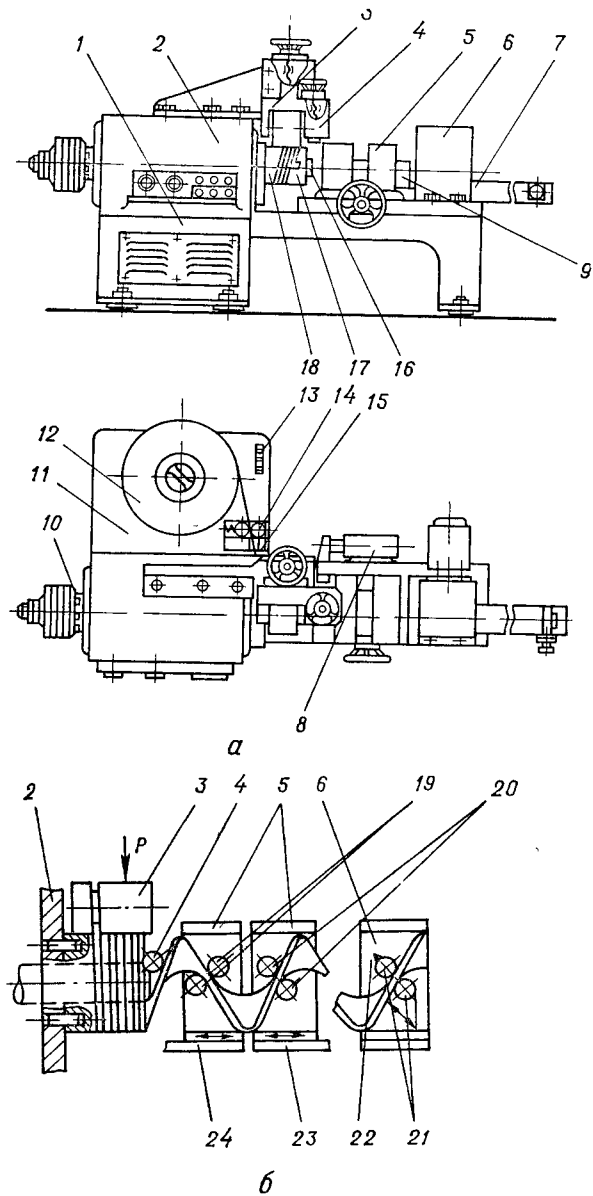


Рис. 28. Схема установки для навивки спиралей шнеков:
 а — общий вид; б — технологический процесс растяжки полосы на заданный шаг и отрезки.

ставлена на рис. 28. Она состоит из станины 1, шпиндельного узла 2, механизма радиального поджима 3, устройства расклинивания витков 4, механизма 5 окончательного разгиба полосы на

заданный шаг и устройства 6 резки спирали на требуемую длину. На станине смонтирован желоб 7, направляющий и поддерживающий в процессе навивки шнековую спираль, на нем установлен передвижной упор 8 с датчиком контроля длины.

Осевой прижим навиваемой ленты осуществляется от пневмоцилиндра 9. За шпиндельным узлом на столе 11 укреплены бухтодержатель с бухтой полосы 12, приспособление 13 для заправки конца ленты, направляющие ролики 14 и устройство 15 для смазки полосы. Привод установки расположен в тумбе станины. Передача и регулирование скорости вращения обеспечиваются клиноременной передачей и коробкой скоростей. Устройство для резки спирали имеет индивидуальный привод, заблокированный с приводом главного движения. Органы управления процессом навивки и приводом расположены на панели, установленной на коробке скоростей. Установка позволяет осуществлять навивку спиралей нескольких типоразмеров, поэтому шпиндельный узел 2, оправка 16, втулки 17 и 18 являются сменными элементами (рис. 28, а).

Для предотвращения узлов и элементов привода от поломки на свободном конце шпинделя смонтирована предохранительная муфта 10.

Процесс формообразования происходит следующим образом. Ленту заправляют в направляющие ролики 14 с предварительно отогнутым на 90° концом и устанавливают в осевой паз втулки 17. В момент пуска эта втулка поджимается в осевом направлении штоком пневмоцилиндра 9, а лента в радиальном направлении — прижимным устройством 3. В таком положении навиваются первые три-четыре витка. Далее втулка 17 отжимается и ее снимают с оправки, а с помощью расклинивающего механизма 4 осуществляют отгиб переднего витка (рис. 28, б). Далее спираль пропускают через ролики 19, 20 механизма калибровки шага и ролики 21 отрезного механизма 6. Перемещаясь в разные стороны, кронштейны 23, 24 осуществляют растяжение витка на необходимый шаг.

Винтовые ленты на заданную длину отрезают ножом 22, установленным на одном из роликов 21 механизма отрезки. Вращение роликов синхронизировано с линейным перемещением спирали по желобу до упора 8 либо по количеству оборотов валков.

Если специальное оборудование для навивки спиралей шнеков отсутствует, то можно использовать приспособление (рис. 29), которое устанавливают на токарный станок. Оно выполнено в виде ступенчатой цилиндрической оправки 1, в которой на большей ступени профрезерован осевой паз 2. В него вставляют изогнутый конец полосы 3 и фиксируют втулкой 4, установленной сверху на этой ступени. На торце оправки выполнен один винтовой виток 5 с шагом, равным толщине спирали.

Перпендикулярно оси оправки на суппорте установлены обжимной 6 и направляющий 7 ролики, имеющие свободное вращательное движение. Обжимной ролик выполнен ступенчатым, цилиндрическая поверхность которого прижимает полосу к торцу 5 оправки

ки, а торцевая поверхность большей ступени контактирует с ребром навиваемой полосы. Ролик жестко прикреплен к корпусу 8, который при помощи втулки посажен на ось и упирается в суппорт с помощью упорного подшипника. Для улучшения условий работы ось обжимного ролика смещена относительно оправки на значение e в сторону подачи полосы.

Приспособление работает следующим образом. Конец полосы, изогнутый под углом 90° , вставляют в осевой паз 2 оправки и фиксируют втулкой. К полосе подводят обжимной ролик 6 таким

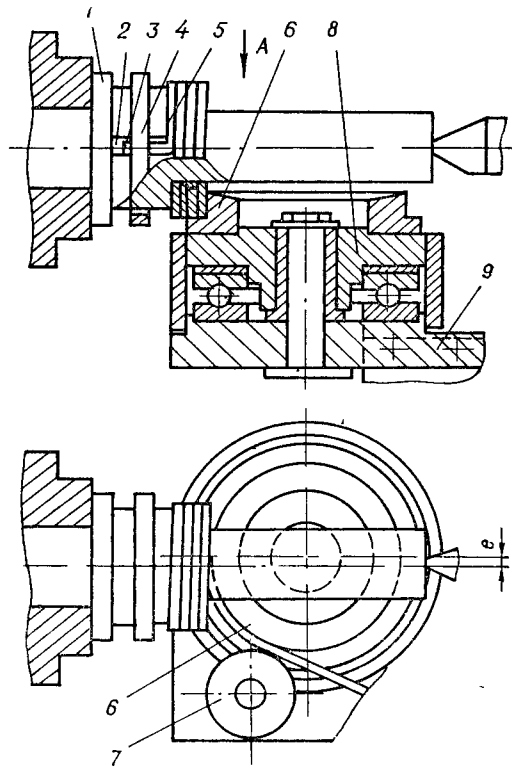


Рис. 29. Схема приспособления для навивки винтовых лент обжимным роликом, ось вращения которого установлена перпендикулярно оси оправки.

образом, чтобы цилиндрическая поверхность меньшей ступени прижимала полосу к торцу оправки, а торцевая поверхность большего диаметра обжимала ее по ребру и образовывала с оправкой калибр, по высоте равный заготовке. Свободный конец полосы изгибают по поверхности обжимного ролика и вставляют его в зазор, образованный меньшим диаметром обжимного 6 и направляющего 7 роликов. После этого включают вращение оправки, во время которого полоса под воздействием обжимного ролика

(его торцевой поверхности) навивается на меньшую ступень оправки, а подача ее в зону изгиба осуществляется по ручью, образованному поверхностями обжимного и направляющего роликов. Вращение оправки заблокировано с механизмом подачи 9, на котором установлен обжимной ролик. Подача определяется максимальной толщиной винтовой ленты по внутреннему диаметру. После полной навивки обжимной ролик отводят, и спираль снимают с оправки.

Исследования подтвердили возможность навивки полосы на оправку с предельным отношением ширины полосы к ее толщине до 15—20. Объясняется это благоприятной схемой изгиба и улучшением условий деформирования металла. Изгиб производится поперечной рассредоточенной изгибающей силой с плечом ее приложения в зоне деформации. Это способствует как повышению продольной и поперечной устойчивости, так и увеличению степени удлинения наружной кромки из-за значительных радиальных напряжений, действующих по всему очагу пластической деформации. Повышение устойчивости полосы обеспечивается конструкцией обжимного ролика, осуществляющего также осевой прижим полосы непосредственно в зоне пластической деформации. Практически предел отношения ширины полосы к радиусу определяется в этих случаях ресурсом пластичности материала.

Для непрерывной навивки винтовых лент предлагается приспособление (рис. 30), выполненное в виде ступенчатой цилиндрической оправки 1, большая ступень 2 которой закреплена в патроне 3 установки. На меньшем диаметре оправки со стороны патрона установлена неподвижная втулка 4 на подшипнике 5, контактирующая с торцом большего диаметра оправки посредством упорного подшипника 6. Рабочая поверхность оправки со стороны большей ступени на длине (3...4) H выполнена в виде калибрующей части, а остальная направляющая имеет форму конуса с диаметром, уменьшенным по сравнению с предыдущим на 0,3...0,6 мм. Со стороны свободного конца на неподвижной втулке выполнен один винтовой виток 7 с шагом, равным толщине полосы. Втулку 4 стопорят с помощью рукоятки 8 по корпусу 9. Причем диаметр втулки меньше диаметра спирали шнека с шагом, равным толщине спирали на 6...15 мм.

На свободном конце оправки в пазу 10 установлена ступенчатая шпоночная втулка 11, которая может в осевом направлении перемещаться по оправке, а ее наружный диаметр равен диаметру неподвижной втулки. Для уменьшения усилия трения на шпонке используют пары трения качения. Причем длина шпоночной втулки вместе с толщиной спирали 12 больше или равна длине свободного конца оправки, что обеспечивает поджим ее упорным подшипником 13, который установлен на одном конце коромысла 14 и закрыт крышкой.

На шпоночной втулке 11 со стороны навиваемой полосы аналогично неподвижной втулке 4 выполнены один винтовой виток того же направления и осевой паз 15 для захода ленты.

Шпоночный паз на рабочей части оправки выполнен на расстоянии 3—4 витков от неподвижной втулки. Свободное пространство до шпоночного паза служит для обеспечения навивки спирали без деформирования ее по внутреннему диаметру. Полоса контактирует и с обжимным роликом 16, установленным в корпусе 17 и обеспечивающим круговое вращение. Коромысло с помощью винтов 20 и 21 крепится к опоре 18, которая разделяет его по длине на две равные части и может проворачиваться на определенный угол в вертикальной и горизонтальной плоскостях. Опора

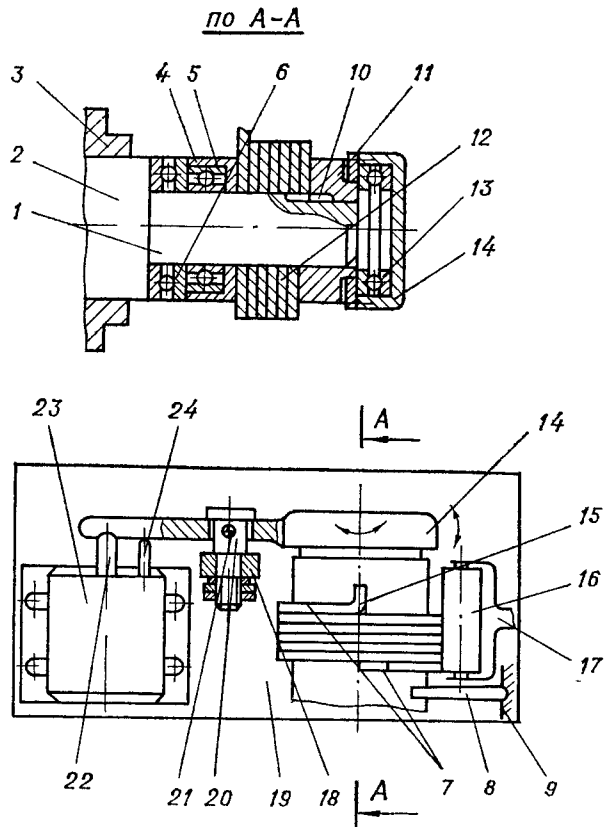


Рис. 30. Схема приспособления для непрерывной навивки спиралей шнеков

жестко прикреплена к суппорту 19. Вторым концом коромысло упирается в шток 22 пневмоцилиндра 23, жестко закрепленного на суппорте, а также контактирует с датчиком перемещения 24.

Технологический процесс навивки состоит из следующих операций. Конец полосы изгибают под углом 90° и вводят в паз 15, после чего с помощью упорного подшипника 13 и коромысла 14

осуществляют поджим шпоночной втулки к полосе посредством штока пневмоцилиндра и включают установку. После навивки первых трех-четырех витков датчик 24 дает команду на отключение пневмоцилиндра, и продолжается дальнейшая непрерывная навивка спирали с отводом упорного подшипника. После схода шпоночной втулки устойчивость полосы обеспечивают навитые витки, прижатые обжимным роликом 16. При отключении пневмоцилиндра коромысло отводится от шпоночной втулки и опускается вниз, обеспечивая выход этой втулки и навиваемой спирали. По-

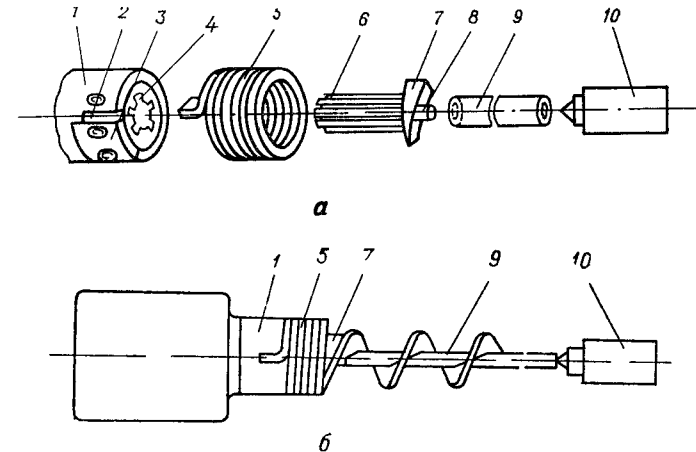


Рис. 31. Схема приспособления для калибровки спиралей по шагу (а) и технологический процесс калибровки спирали по шагу (б).

стоянное давление в сети по мере проворота коромысла поддерживают предохранительные клапаны пневматических систем.

Калибровку витка спирали осуществляют с помощью приспособления, изображенного на рис. 31, а. Спираль 5 с плотно навитыми витками устанавливают отогнутым концом в паз 2 корпуса 1 и зажимают устройством 3. Далее через отверстие в витках спирали в шлицевую втулку 4 помещают валик 6. К правому концу вала меньшего диаметра жестко крепят клин 7, а на свободный его конец 8, выступающий из-за клина, надевают трубу 9, которую поджимает пневмоцилиндр 10. При вращении втулки с валиком и клином 7 последний осуществляет разгиб и калибровку спирали по шагу с одновременной ее навивкой на трубу 9. Расклинивая витки, клин доходит до торца неподвижного корпуса 1 и острым концом отрезает отогнутый конец спирали, зафиксированный в пазу 2. Далее приваривают спираль к трубе или снимают с установки.

Технологический процесс калибровки спирали по шагу и навивки ее на трубу изображен на рис. 31, б. Он внедрен в производство на многих предприятиях страны.

чительным увеличением диаметра обжимного ролика, что неприемлемо из конструктивных соображений.

Более рациональна схема (см. рис. 2) с перпендикулярным размещением оси обжимного ролика к оси оправки.

Рассмотрим условия осевого прижима спирали при указанной схеме навивки. Прижим спирали по внутренней и наружной кромкам вследствие неодинакового подъема витка осуществляется в различных местах. Углы подъема витков спирали соответственно по внутренней γ_v и наружной γ_n кромкам определяют по зависимостям

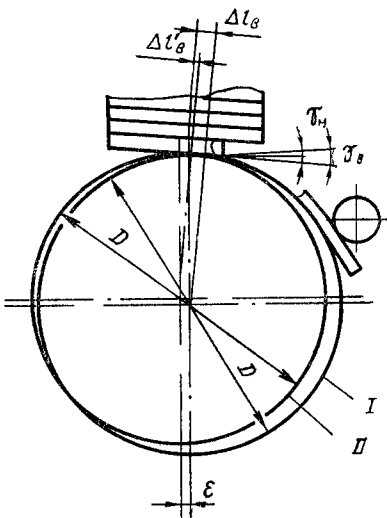


Рис 33 Расчетная схема для определения конструктивных параметров инструментов при навивке винтовых лент с помощью обжимного ролика, оси которых расположены перпендикулярно.

длину Δl_d . Тогда смещение зоны прижима не должно превышать

$$\Delta l_b = k_\Delta \Delta l_d, \quad (4.13)$$

где k_Δ — коэффициент, учитывающий относительное расположение участка прижима, $k_\Delta = 0,6 \dots 0,8$.

Уменьшение Δl_b достигается смещением оси обжимного ролика относительно оси оправки на значение ϵ и уменьшением диаметра ролика D_p (рис. 33, поз. II).

Вследствие смещения оси обжимного ролика исходное смещение места прижима $\Delta l_b' = \Delta l_b - \epsilon / \cos \gamma_v$.

$$\Delta l_b' = \Delta l_b - \epsilon / \cos \gamma_v. \quad (4.14)$$

Предельное смещение ϵ из условия предотвращения разрыва прижима по внутренней кромке в результате контакта ролика с наружной кромкой витка

$$\epsilon = (D_p/2) \sin [(\gamma_v + \gamma_n)/2] / \cos [(\gamma_v - \gamma_n)/2] + \delta, \quad (4.15)$$

где δ — величина, учитывающая изменение толщины по внутренней и наружной кромкам

$$\delta = H_0 [\cos \gamma_v \cos \gamma_n / \sin (\gamma_v - \gamma_n)] (\sqrt[4]{R/r} - \sqrt[4]{r/R}). \quad (4.16)$$

Предельное значение диаметра обжимного ролика, удовлетворяющее условию (4.13), определяется соотношением

$$D \leq 8\pi [Rr k_\Delta \Delta l_d / (BH_0)] \sqrt[4]{R/r}, \quad (4.17)$$

а минимальное выбирают из условия минимума остаточных напряжений от охвата ролика полосой, и оно должно составлять $D_p = (20 \dots 30) H_0$. Диаметр оправки ищут по зависимости (1.1). Остальные геометрические размеры инструментов находят, производя силовые расчеты, или принимают конструктивно.

4.3. Оборудование для прокатки винтовых лент

Выбор оборудования производят в зависимости от типоразмера спиралей и программы их выпуска.

На рис. 34 представлена схема прокатки спирали цилиндрическим и коническим валками [83]. Здесь деформированию подвергают лишь наружную по отношению к центру кривизны часть ленты, не превышающую 95% исходной ширины. Рассмотренная схема обеспечивает прокатку спиралей с уменьшенным внутренним диаметром и увеличенной толщиной по наружной кромке. Заготовка I деформируется между двумя валками 2 и 3, один из которых имеет цилиндрическую, а другой — коническую форму, и внутренней поверхностью взаимодействует с упором 4.

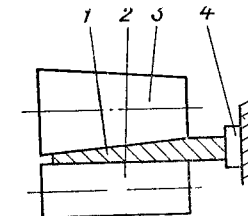


Рис. 34. Схема прокатки полосы со свободной некатанной зоной по внутреннему диаметру [83].

Прокатный стан НИИ тракторсельмаша [22] (рис. 35) состоит из бухтодержателя 1, механизма отрезки полосы по заданной длине 2, подающих роликов 3, рабочей клетки 6 и приемного стеллажа 12. Рычажный механизм с пневмоприводом обеспечивает быстрый подвод к плоскости прокатки и отвод нижнего прижимного ролика.

Электродвигатель 4 постоянного тока мощностью 42 кВт приводит в движение рабочие валки 8.

Кинематическая цепь главного привода размещена на станине рабочей клетки, что позволяет уменьшить габаритные размеры стана в плане в два раза. Верхний рабочий валок получает вра-

щение через редуктор 9, навесной редуктор 10 и универсальный шпиндель, а нижний — от второго конца вала электродвигателя.

Смазка зубчатых зацеплений и подшипников цепи главного привода — жидкая циркуляционная от центральной смазочной станции 11. Клеть имеет нажимное устройство, предназначенное для восприятия вертикального усилия прокатки рабочей щели. Каждый из двух нажимных винтов имеет индивидуальный привод от электродвигателя через два червячных редуктора. Перемещение винтов отмечается на шкале указателей 7, стрелки которых вра-

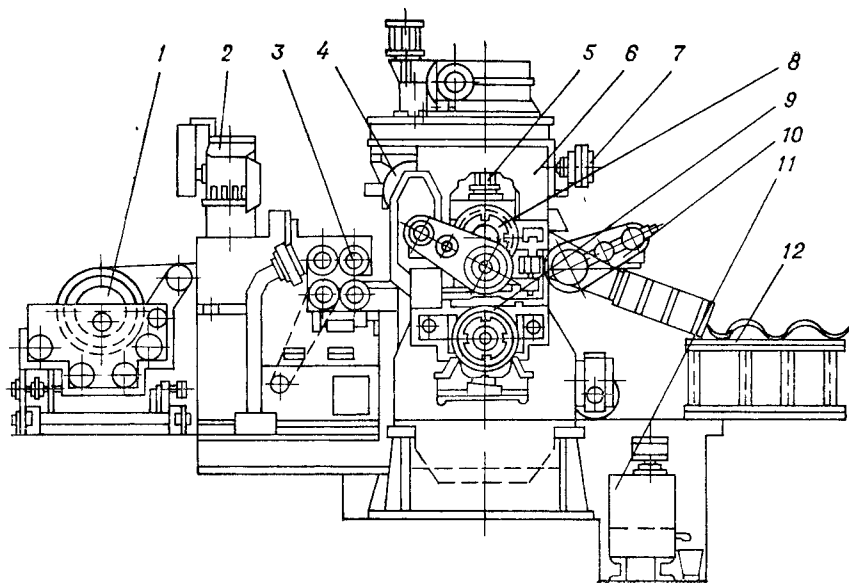


Рис. 35. Схема прокатного стана для изготовления спиралей шнеков [22].

щаются от сельсинов-приемников, электрически связанных с сельсинами-датчиками. Для измерения вертикального усилия прокатки под пятами нажимных винтов расположены мессдозы 5. Перед рабочими валками установлена транспортная проводка, направляющая заготовки в валки. Конструкция проводки обуславливает ее перемещение в горизонтальной и вертикальной плоскостях, что обеспечивает правильное направление полосы. С помощью выводной проводки, расположенной между рабочими валками, задается направление навивки спирали, а также изменяется ее шаг.

Для смазки и охлаждения прокатных валков в зону деформации подается смазочно-охлаждающая жидкость.

Рабочие валки можно использовать трех диаметров (90, 150 и 200 мм), что обеспечивает прокатку полосы шириной до 150 мм.

Технологический процесс и устройство, обеспечивающие получение изделий с уменьшенным внутренним диаметром, представлены на рис. 36 [9]. Заготовка 4 деформируется составными верхними и нижними валками, состоящими из пары валков 1 и 7, об-

жимающих наружную основную часть спирали, и пары валков 3 и 5, обжимающих внутреннюю часть. Причем вращение валков 1 и 7 способствует продвижению полосы в направлении прокатки, а вращение валков 3 и 5 препятствует ему. Между вращающимися в противоположных направлениях парами валков установлены свободно вращающиеся кольца 2 и 6.

Технологический процесс прокатки осуществляется следующим образом. Заготовка подается в щель между валками, где ее захватывают валки 1 и 7, усилие которых достаточно для протягивания средней части полосы в свободно вращающиеся кольца 2 и 6 и преодоления сил сопротивления валков 3 и 5, вращающихся противоположно прокатке. Вследствие сопротивления валков 3, 5 по внутренней части происходит торможение металла, появляется дополнительный момент изгиба полосы, который суммируется с моментом изгиба от неравномерного обжатия, а в некоторых случаях может и превзойти его. Поэтому появляется возможность прокатки спиралей со значительной вытяжкой по наружной кромке и, в частности, с отношением длин наружной кромки к внутренней больше 2,6, чего обычными методами достичь трудно.

Для достижения достаточных значений контактного трения по внутренней кромке полосы создают небольшое обжатие $\Delta h \leq \leq (0,1 \dots 0,2) H_0$. Дальнейшее увеличение обжатия приводит к непроизводительным затратам мощности и к возможности продольного расслоения и разрывам металла. Для получения спиралей с прямоугольным сечением, когда формообразование производится только тормозящим моментом, обжатие целесообразно увеличить до $\Delta h = (0,2 \dots 0,4) H_0$. Свободно вращающиеся кольца предупреждают появление сдвигов, расслоений и разрывов металла в зоне стыка валков с противоположным вращением.

На основании экспериментальных исследований наиболее целесообразный выбор ширины соответствующих участков следующий: $a = (0,15 \dots 0,25) B$; $c = (0,1 \dots 0,15) B$.

Универсальная установка [13] для прокатки спиралей с профильным поперечным сечением (рис. 37) состоит из рамы 1, на которой установлены и закреплены основные узлы. В нижней части размещен привод 2, передающий вращательное движение на редуктор 3 и формовочные валки 4, соединенные между собой шестернями 5. Для защиты привода установки от перегрузок установлена фрикционная предохранительная муфта 15. Большие

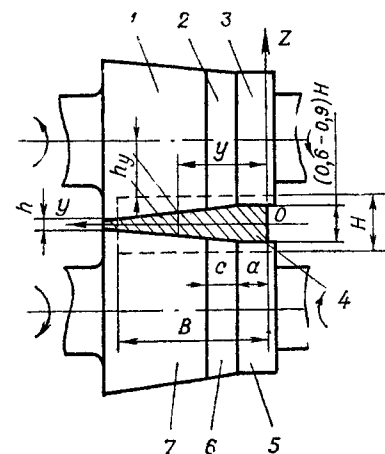


Рис. 36. Схема технологического процесса прокатки винтовых лент с дополнительным скручиванием полосы

усилия, необходимые для холодной прокатки, определяют конструкцию рабочего органа установки — каждый из формовочных валков опирается на опорные валки 6. Валки размещены в подшипниках корпуса, которые могут перемещаться по направляющим клетки 7, в вертикальной плоскости с помощью червячных редукторов 8, установленных в каждой из направляющих, что позволяет регулировать угол обжатия полосы.

Посредине рабочих валков выполнены конусные части, направленные в одну сторону и образующая трапецевидную щель,

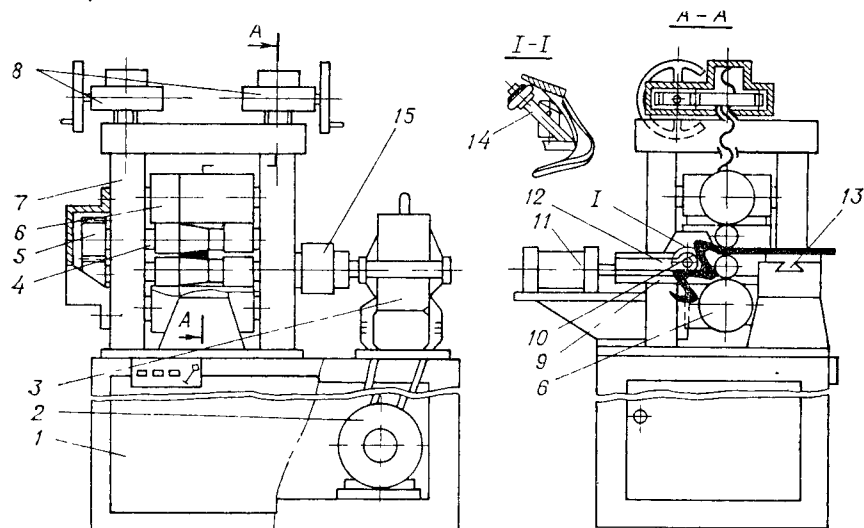


Рис 37. Экспериментальная установка для прокатки спиралей шнеков.

где осуществляется формирование спиралей шнеков. В зависимости от поперечного сечения полосы выбирается рабочий профиль валков. Валки вращаются в разные стороны с помощью зубчатого зацепления 5, которое обеспечивает захват и формообразование спиралей. Расстояние между шестернями в процессе изменения формовочной щели меняется незначительно и практически не влияет на работу зубчатого зацепления. Такая конструкция привода, как показала практика [24], более компактная, менее металлоемкая и удобная в работе.

На выходе установки размещен механизм направления 9, предназначенный для требуемого направления ленты и формовки разнонаправленных спиралей 10. Эта операция осуществляется с помощью отсекающего 12, имеющего два крайних рабочих положения — верхнее и нижнее — и связанного с пневмоцилиндром 11. В связи с этим можно прокатывать спирали левого или правого направлений. Механизм разгиба 14 выполнен в виде ролика, жестко закрепленного на станине, и служит для формовки необходимого шага ленты. Изменяя его местоположение, можно полу-

чать спирали с заданным шагом. Отвод спиралей осуществляется с помощью желоба.

Установка отличается компактностью, возникающие усилия в процессе прокатки располагаются в одной общей плоскости и действуют на прочную и жесткую клетку, вызывая в ней напряжения растяжения и сжатия. При такой схеме отсутствуют опрокидывающие моменты, которые могли бы влиять на ход технологического процесса. Направляющие поверхности механизма подачи полосы расположены перпендикулярно осям валков. Точность вин-

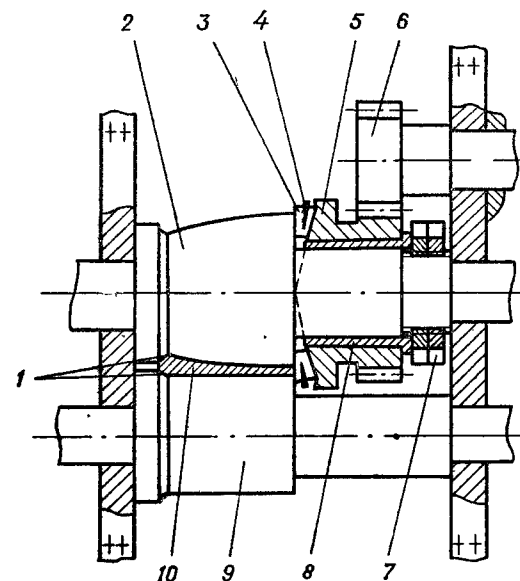


Рис 38. Схема установки для прокатки профильных винтовых лент.

товых лент обеспечивается настройкой установки. Обжатия, а следовательно, и диаметральные размеры изделия регулируются с помощью механизмов обжатия 8 и подачи 13.

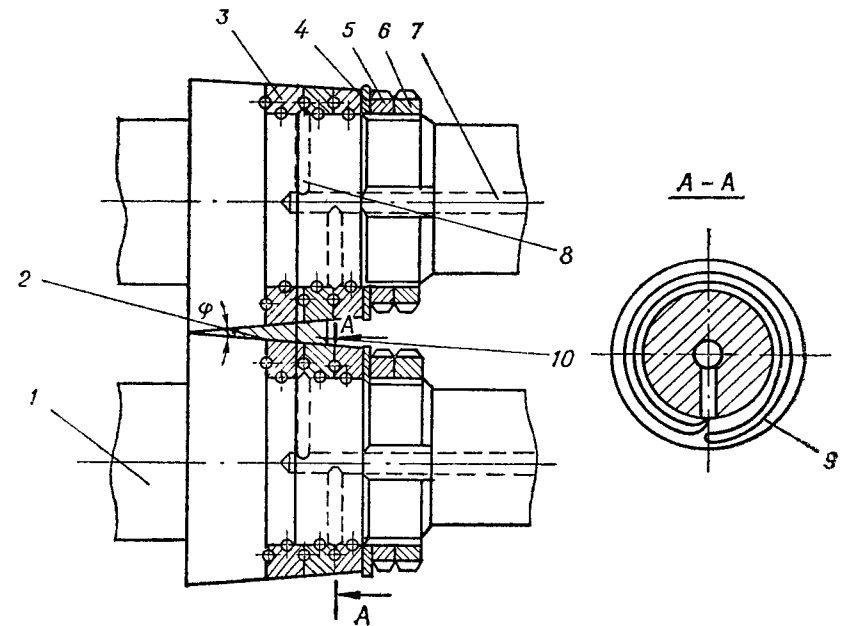
Для получения спиралей с большей толщиной наружной кромки навивку можно производить с некатанной зоной по внутреннему диаметру полосы. Это смещение полосы осуществляется с помощью механизма подачи 13, имеющего перемещения вдоль формовочных валков 4.

Установка внедрена в производство для изготовления спиралей следующих параметров: $D=140$ мм; $d=60$ мм; $T=120$ мм; $H=3$ мм; $h=1,5$ мм.

Для изготовления спиралей с профильным поперечным сечением можно использовать установку (рис. 38), которая состоит из деформирующих цилиндрического 9 и профильного 2 валков, установленных в двух опорах. Чтобы образовать скос под сварку

на витке 10, валки имеют угловые выступы 1. На торцевой части формовочного профиля спирали размещены конические ролики упорного подшипника 3 с сепаратором 4, контактирующие с корпусом 5, установленным на валу 2 посредством втулки 8. Ролики 3 установлены под углом и перекрывают щель по наружному диаметру спирали. Осевое перемещение втулки ограничивается гайкой и контргайкой 7. На цилиндрической части корпуса 5 нарезаны зубья, контактирующие с зубьями приводной шестерни 6.

Устройство работает следующим образом. Полоса 10 подается в зазор между валками 1 и 4, захватывается и деформируется ими. Кроме того, по наружному диаметру ее обкатывают ролики 3, имеющие индивидуальный привод от шестерни. Линейная скорость их вращения больше скорости перемещения полосы между формовочными валками. Одновременно с прокаткой профиля осуществляется и деформирование скосов 1, которые могут иметь прерывистые или круговой профили в зависимости от технических условий приварки спирали к валу. В случае необходимости толщину наружной кромки спирали можно увеличить путем снятия фаски на валу 2 по его максимальному диаметру.



4.4. Инструменты для прокатки спиралей шнеков

Рабочие инструменты установок для прокатки — это прокатные валки, которые бывают как цельными, так и составными [11]. На рис. 39, а изображены составные инструменты, каждый из которых состоит из вала 1 с коническим буртом 2. Для продолжения образующей конуса 2 на вал свободно установлены формовочные кольца 3. Их прижимают стопорная шайба 4 и гайка 5, контргайка 6, которые накручены на винтовой участок вала. В центральной части вала выполнено отверстие 7, связанное с радиальными отверстиями 8, обладающими выходом в зону контакта между кольцами, которые для смазки на торцевой части имеют спиральные канавки 9.

Работа валков осуществляется следующим образом. При вращении в разные стороны между формовочными участками валков образуется угол наклона. В эту зону подается из бухты полоса 10 и затягивается между валками. Линейные скорости валков по составляющим и полосы при формообразовании выравниваются, что приводит к снижению трения и уменьшению усилия формообразования.

Экспериментально установлено, что усилия формообразования предлагаемыми валками уменьшаются на 5...12%. Кроме того, повышается надежность и долговечность валков, улучшаются условия работы.

Однако для данных инструментов характерно уменьшение усилия захвата в начале прокатки. Этого недостатка лишены валки, показанные на рис. 39, б. Каждый из инструментов выполнен в виде вала 6 с коническим буртом. Для продолжения обра-

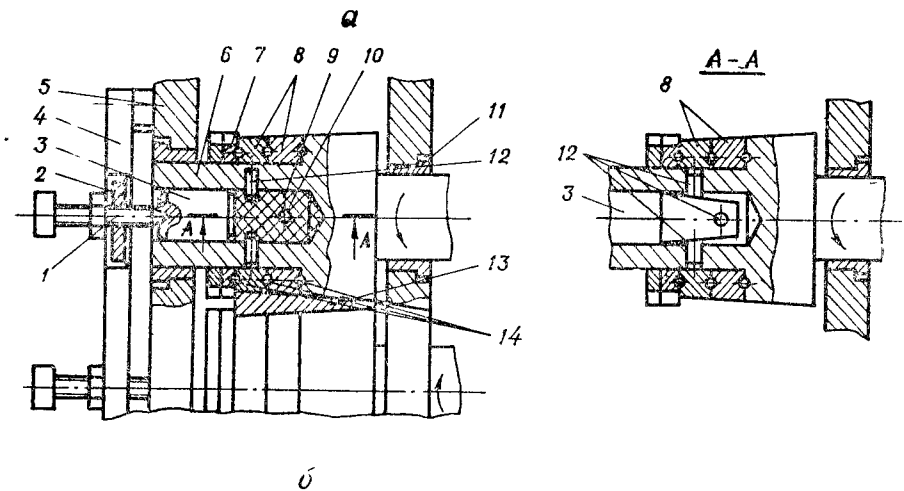


Рис 39. Схемы валков для прокатки винтовых лент (а) и схема валков с регулировкой значения усилия захвата (б).

зующей на вал свободно установлены конические кольца с косыми наружными обоймами, которые между собой, торцом бурта и стопорной шайбы контактируют посредством упорных элементов (шариков 14), расположенных в кольцевых канавках бурта и конических колец 8 стопорной гайки 7, жестко установленной на валу. Со стороны набора конических колец 8 в валу выполнено глухое центральное отверстие. В нем имеется центральный плун-

жер 3, который может вращаться и перемещаться в осевом направлении. Глухое отверстие заканчивается системой радиальных отверстий, куда помещены штифты 12. Пространство 10 между радиальными и центральным плунжером заполнено вязкой массой 9 (например, гидропластом). По второму варианту центральный плунжер 3 конической формы контактирует со штифтами 12, которые другими концами контактируют с внутренними поверхностями конических колец 8 (рис. 39, б).

На валу с двух сторон имеются подшипники 11, запрессованные в клетку 5. В последней со стороны набора конических колец жестко закреплен кронштейн 4, в котором для прижима центральных плунжеров установлены болты 1. Причем верхний болт может перемещаться вместе с валами и гайкой 2, которая закреплена в кронштейне с возможностью осевого перемещения. Инструмент работает следующим образом. Для увеличения усилия формования во время захвата полосы с помощью болтов 1 осуществляют прижим центральных плунжеров. При этом штифты 12 заземляют конические кольца 8, которые вращаются вместе с валками как одно целое. В это время вводят между валками 6 полосу 13, где осуществляется ее захват. При установившемся процессе болты 14 отвинчивают, при этом центральные плунжеры отодвигаются влево, и конические кольца вращаются свободно со скоростью деформируемой полосы. Для регулировки межцентровых расстояний между валками один из болтов перемещается по кронштейну вместе с валом с помощью прямоугольной гайки 2, установленной в пазу кронштейна 4. Кроме того, вместо механического прижима центральных плунжеров можно использовать пневмопривод или гидропривод.

Для изготовления инструментов применяли высокохромистые легированные стали марок 9Х, 9ХФ, 9Х2, 9Х2СФ. На поверхностях валков не должно быть раковин, царапин, трещин (дефектов). Поверхностную закалку проводят на глубину 4...8 мм.

С целью большего скручивания винтовой ленты прокатку можно осуществлять торможением полосы шириной 15...25% по внутреннему диаметру путем изменения угловой скорости вращения соответствующих частей каждого из составных валков (рис. 36). В результате этого по внутренней части спирали происходит торможение, появляется дополнительный момент изгиба от неравномерного обжатия. Для повышения стойкости инструментов используют минеральные и растительные масла, синтетические и другие смазки. Наиболее распространены веретенное, касторовое, пальмовое масло и водные растворы эмульсола.

4.5. Расчет конструктивных параметров установок для прокатки винтовых лент

Основные конструктивные параметры прокатных установок определяются габаритными размерами. Размеры формовочных валков (насадок) (рис. 40, а) определяются параметрами рабочей

щели, наружным диаметром D_b' и длиной l_1 контакта с опорными валками.

Как показывает практика, использовать прокатные установки для одного типоразмера спиралей нецелесообразно из-за малого коэффициента их применения. Они должны быть универсальными для прокатки винтовых лент в определенных рациональных пределах с возможной быстрой переналадкой. Поэтому внутреннее посадочное отверстие и наружный диаметр выбирают из конструктивных соображений в зависимости от диаметра d_b посадочного места приводного вала.

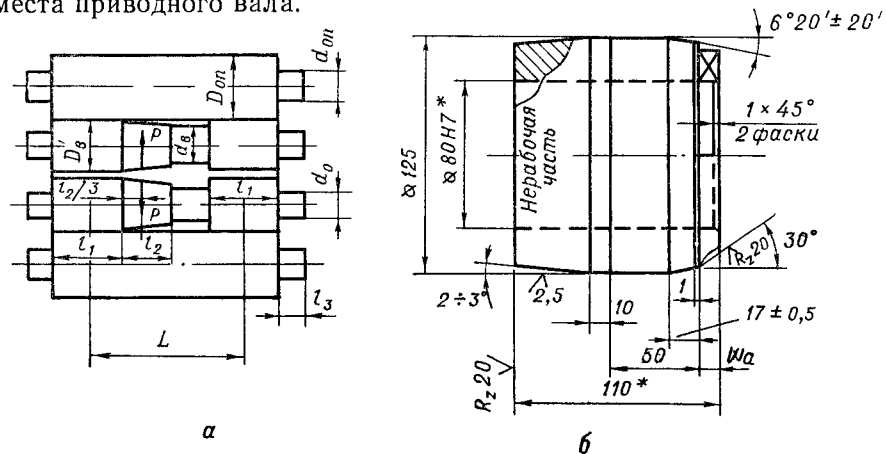


Рис. 40. Расчетная схема для определения конструктивных параметров прокатных установок (а) и формовочная насадка (б).

Угол наклона γ зависит от значения обжатия (2.39). Минимальный радиус формовочных валков R_b , при котором возможен захват ленты в начальный момент и при установившемся процессе, находят из следующих зависимостей (2.73) и (2.74). Наружный диаметр валков D_b' ищут из соотношения

$$D_b' = 2(R_b + l_2 \operatorname{tg} \gamma), \quad (4.18)$$

где l_2 — длина рабочей зоны насадки.

Диаметр приводного конца валка d_0 (рис. 40, а) определяют из уравнения прочности на кручение $\tau_{кр} = M_{пр}/W < [\tau_{кр}]$. Если $W = 0,2 d_0^3$, то

$$d_0 = \sqrt[3]{M_{пр}/(0,2 [\tau_{кр}])}. \quad (4.19)$$

При этом необходимо соблюдать условие $d_b > d_0$.

Находим диаметр опорного валка $D_{оп}$ из условия прочности на изгиб

$$\sigma_n = M_n/W_0 \leq [\sigma_n]; \quad W = \pi D_{оп}^3/32.$$

Отсюда, в соответствии с рис. 40, б,

$$D_{оп} \geq \sqrt[3]{M_n/(0,1 [\sigma_n])} = \sqrt[3]{\frac{(L + l_3/2 - l_2/3)(l_1 + l_3)P}{0,2(L + l_3 + l_1)[\sigma_n]}}, \quad (4.20)$$

где L — длина вылета контакта рабочих валков с опорными; l_2 — длина рабочей щели; l_3 — длина шипа опорного валка.

Кроме того, диаметр шипа $d_{оп}$ опорного валка проверяют на срез

$$\tau_{ср} = P(L + l_3/2 - l_2/3) / [\pi d_{оп}^2 (L + l_3 + l_1)] \leq [\tau_{ср}]$$

и на смятие

$$\tau_{см} = P(L + l_3/2 - l_2/3) / [l_3 d_{оп} (L + l_3 + l_1)] \leq [\tau_{см}].$$

Существенное значение имеет ширина опорных цилиндрических участков l_1 , которая должна обеспечить надежную работу валков без износа этих участков. Из условия прочности определяют контактные напряжения

$$\sigma_H = \sqrt{P(R_B + R_{оп}) / \{\pi R_B R_{оп} l_1 [(1 - \nu_1^2)/E_1 + (1 - \nu_2^2)/E_2]\}} \leq [\sigma_H],$$

где ν_1, ν_2 — коэффициенты Пуассона материалов соответственно формовочного и опорного валков; E_1, E_2 — модули продольной упругости материалов соответственно формовочного и опорного валков.

Учитывая, что $D_{оп} \leq 2,5 D_B$, получаем

$$l_1 = P(R_B + R_{оп}) / \{\pi R_B R_{оп} [\tau_{кр}]^2 [(1 - \nu_1^2)/E_1 + (1 - \nu_2^2)/E_2]\}. \quad (4.21)$$

Расчет длины выступов a формовочной насадки (рис. 40, б) ведем из условия прочности на смятие

$$\tau_{см} = P_{окр} / (2ta) \leq [\tau_{см}]; \quad P_{окр} = M_{пр} / [2(D_B + d_B)];$$

$$a = 4M / [(D_B + d_B)[\tau_{см}]t]. \quad (4.22)$$

Площадь поперечного сечения швеллера клетки находим из условия прочности на растяжение

$$\sigma_p = \frac{P}{F} \leq [\sigma_p], \quad F \geq \frac{P}{[\sigma_p]}.$$

Из таблиц сортамента принимают ближайшее значение площади сечения швеллера и по нему выбирают номер швеллера.

4.6. Защитные устройства оборудования

Защитные устройства установок для производства спиралей шнеков должны обеспечить следующие функциональные назначения: автоматическое прекращение подачи энергии или ограничение передаваемого крутящего момента до его номинального значения; защиту привода от перегрузок; удобную и быструю регулировку передаваемого момента или их переналадку при замене объекта производства. Стабильность работы установок зависит от надежности работы отдельных их элементов (формовочных валков, привода в целом, а также защитных устройств).

Навивка или прокатка спиралей шнеков различных типоразмеров на одной установке нарушает нормальное функционирование приводных устройств и ставит ряд дополнительных требований. Наряду с известными (технологичность конструкции, разработка закрытых конструкций, безударность в работе, снижение металлоемкости, применение прогрессивных технологий на их изготовление, смазка трущихся поверхностей), возникает необходимость в быстрой поднастройке муфты на передачу другого момента. А это требует разработки муфт с широким диапазоном [71] передаваемых моментов, удобным доступом и быстрой переналадкой.

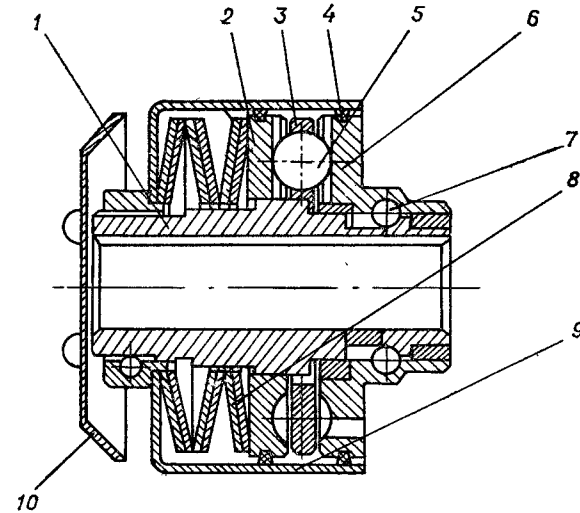


Рис 41. Схема шариковой предохранительной муфты

Один из возможных вариантов конструкции такой муфты представлен на рис. 41. Она выполнена в виде приводной ступицы 1, на профильных квадратных выступах которой установлена ведущая полушки 2, которая может перемещаться в осевом направлении. По окружности полушки 2 равномерно расположены радиальные пазы для захода шариков 5, расположенных в отверстиях сепаратора 3. С другой стороны шарики входят в радиальные пазы, выполненные в ведомой полушке 6, к которой по посадочным отверстиям прикреплены приводные элементы — шкивы или звездочки. Для уменьшения усилия трения при взаимном провороте ведомой полушки на ступице в транспортных дорожках и втулке установлены шарики 7. С обратной стороны ведущая полушки поджимается тарельчатыми пружинами 8, которые одним концом упираются в торец поджимной гайки, а другим — в выступ ступицы.

Муфта герметично закрыта крышкой 9, которая имеет уплотнения 4 на ведомой и ведущей полушки с обильной кон-

систентной смазкой в зоне трения. В муфту вмонтирован сигнализатор 10, извещающий о перегрузках.

Необходимое условие работы муфты — обеспечение неравенства $r > s$ [16]. Зазор s образуется между ведущей полумуфтой и тарельчатыми пружинами после срабатывания муфты, когда ведущая полумуфта по инерции занимает крайнее правое положение. При этом удар значительно уменьшается, что способствует повышению надежности и долговечности привода. В зависимости от условий работы муфта изготавливается в двух вариантах — с зазором и без него. Все рассматриваемые муфты включены в нормали Министерства тракторного и сельскохозяйственного машиностроения.

По нормали [57] предусматривается изготовление четырех типоразмеров муфт с передаваемыми моментами: 160...250; 400...630; 250...400; 630...1000 Нм в зависимости от необходимой мощности для изготовления винтовых лент.

Значение прижима полумуфт пружинами $P_{пр}$ определяют из условия передачи крутящего момента [21]

$$P_{пр} = M/D [\operatorname{tg}(\alpha - \varphi) - (D'/d_{пр})\mu], \quad (4.23)$$

где M — момент, передаваемый муфтой; α — угол наклона касательной в точке касания шариков к оси муфты; φ — угол трения шариков по полумуфтам; D' — диаметр окружности, на котором расположены центры шариков; μ — коэффициент трения в шлицевом соединении; $d_{пр}$ — средний диаметр выступов.

На рис. 42 изображена многодисковая фрикционная предохранительная муфта закрытого типа для передачи крутящего момента 160...250 Нм. Она состоит из ведущей ступицы 1, на которой установлены ведущие 2 и ведомые 3 диски. Внутреннее отверстие ведущего диска выполнено по профилю ступицы. Ведомые диски по наружному диаметру выполнены с выступами соответственно профилю корпуса ведомой полумуфты 4. К корпусу приварен фланец 6, к которому жестко прикреплен шкив 5 (на чертеже изображен пунктиром). Ведущие и ведомые диски взаимодействуют между собой посредством фрикционных элементов 7. Внутри корпуса 4 ведомой полумуфты выполнены пазы, куда вставляется стопорное кольцо 10, фиксирующее положение тарельчатых пружин 9, которые внутренним диаметром охватывают гайку 8 и упираются в ее выступ. Фрикционные элементы прижимают с помощью свинчивания гайки с упорного диска 11. На гайке 8 установлено кольцо сигнализатора 12.

В зависимости от энергетических затрат муфту изготавливают четырех типоразмеров: 160...250, 250...400, 400...630, 630...1000 Нм.

Значение момента, передаваемого муфтой, определяют по формуле

$$M = nP\mu (D_1^3 - D_2^3)/(D_1^2 - D_2^2), \quad (4.24)$$

где P — сила прижима фрикционных дисков; μ — коэффициент

трения между дисками; n — количество плоскостей трения; D_1 , D_2 — наружный и внутренний диаметры фрикционных дисков.

В качестве защитных элементов в приводах установок могут быть использованы фрикционные предохранительные муфты барабанного типа (рис. 43, а). Крутящий момент передается через ступицу 1 на ведущую полумуфту 4. Дальнейшее движение — через пальцы 5 на колодки 8, взаимодействующие с барабаном 6 посредством фрикционных элементов 9. Фрикционные накладки прикреплены к колодкам и внешней частью контактируют с бара-

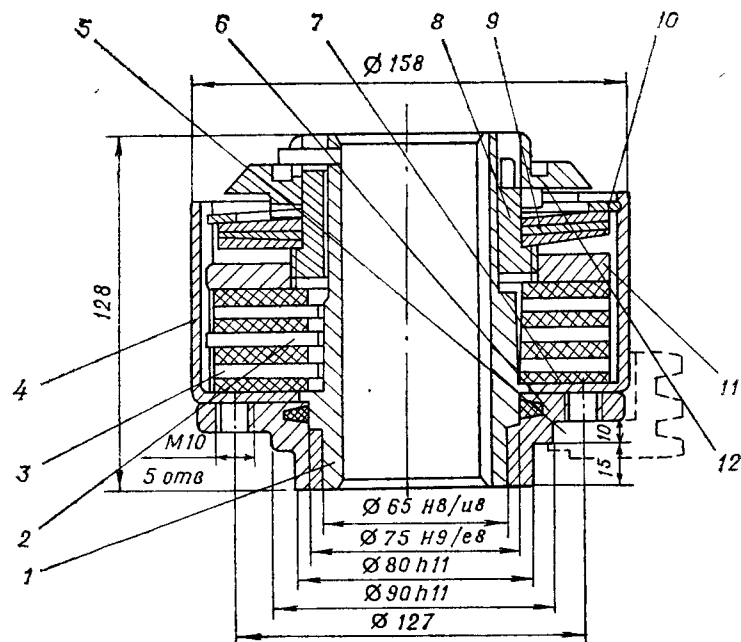


Рис 42 Схема фрикционной предохранительной муфты

баном, жестко соединенным с ведомой полумуфтой 3, которая посредством втулки 2 свободно установлена на ступице. Герметичность обеспечивается уплотнением 10.

При возрастании момента сопротивления выше допустимого происходит относительный проворот ведущей полумуфты и колодок. Муфта на требуемый момент регулируется путем сжатия пружин 14, гайкой и контргайкой 15, которые в свою очередь воздействуют на шарик 12, размещенные в пазах 13, и прижимают колодки к барабану, перемещаясь в радиальном направлении по пазам 7.

Муфта срабатывает, если крутящий момент становится больше момента от сил трения колодок (рис. 43, б) $M > M_{тр}$.

Момент, передаваемый одной колодкой,

$$M_{тр} = P_{тр} R = N\mu R = (P_{пр} + P_{ц.н})\mu R,$$

где $P_{тр}$ — окружная сила трения; μ — коэффициент трения колодки по корпусу; N — нормальная сила прижима колодок к корпусу; $P_{пр}$ — сила прижима в радиальном направлении; $P_{ц.и}$ — центробежная сила инерции; m — масса колодки; ω — угловая скорость; $R_{ц}$ — радиус центра массы колодки.

Суммарный момент, передаваемый муфтой,

$$M_{тр} = n (P_{пр} + m\omega^2 R_{ц}) \mu R, \quad (4.25)$$

где n — количество колодок.

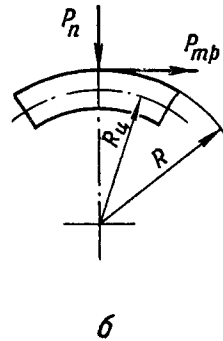
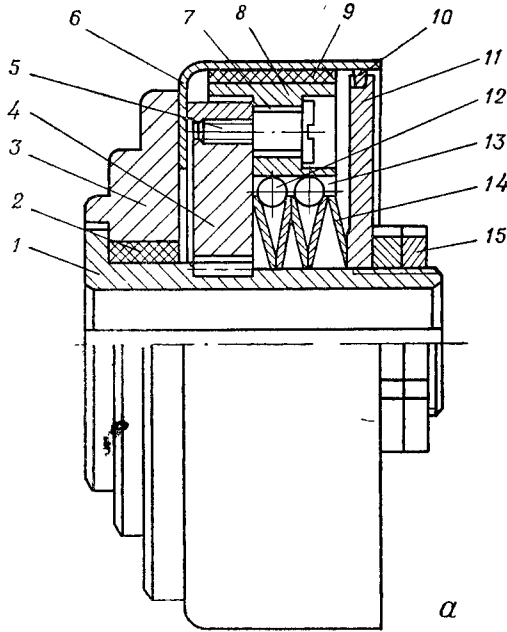


Рис. 43. Схема фрикционной предохранительной муфты барабанного типа (а) и расчетная схема для определения крутящего момента (б).

Колодки необходимо проверять на удельное давление

$$p = P_{пр} + P_{ц.и} / F_k \leq [p],$$

где F_k — площадь контакта колодки с барабаном.

Для повышения точности срабатывания используют защитные устройства ограничения нагрузки.

Фрикционная предохранительная муфта повышенной точности срабатывания (рис. 44) выполнена в виде ведущей полумуфты 1, на которой жестко (с возможностью осевого перемещения) установлены опорный 2 и нажимной 3 диски. Между ними размещены фрикционные элементы 4, сжимающие приводной элемент — звездочку 5, жестко установленную на опорном кольце 6, внутри которого выполнена кольцевая канавка для размещения шариков 7. С обратной стороны шарики контактируют с регулировочным 8 и прижимным 9 кольцами. Фрикционные элементы прижимаются с помощью тарельчатых пружин 10 с гайками. Настройка муфты

осуществляется прижимом регулировочного кольца винтами 11, ввинченными в упорный диск 2. С левой стороны муфты имеется сигнализатор 12, который с помощью толкателей 13 связан с кулачками, жестко установленными в опорном кольце 6.

Муфта срабатывает при радиальном смещении приводного элемента 5. При этом шарики 7 взаимодействуют с нажимным 3 и опорным 2 дисками, уменьшая тем самым прижатие фрикционных элементов не за счет приложения момента, а тягового усилия. Усилие от цепи или ремня, стремящееся сдвинуть звездочку или

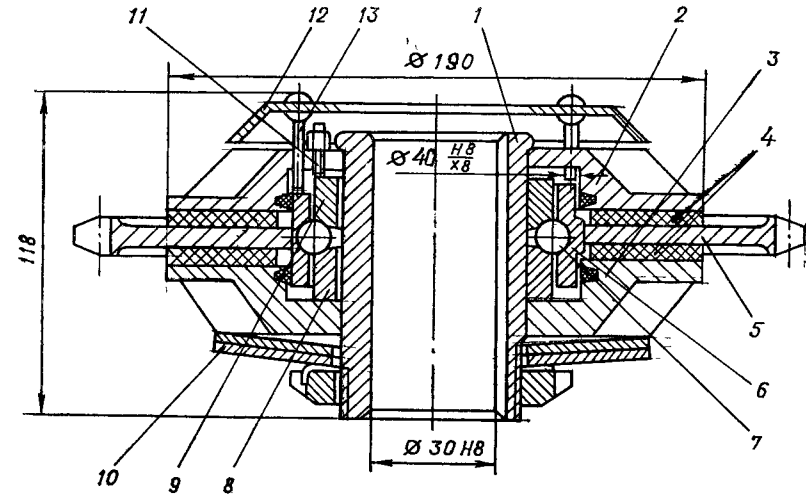


Рис. 44. Схема фрикционной предохранительной муфты повышенной точности срабатывания.

шків в радиальном направлении, используется для взаимодействия опорного кольца 6 через шарики и конусные втулки 8 и 9 на нажимной и опорный диски.

Конструкция муфты позволяет дополнительно контролировать работу ременной или цепной передачи, т. е. при недопустимом натяжении обеих ветвей передачи муфта срабатывает.

По сравнению с предыдущей, муфта обладает повышенной чувствительностью к перегрузкам. В зависимости от усилия формообразования спирали шнеков можно изготавливать по нормали также четырех типоразмеров с моментами, аналогичными предыдущей муфте.

Для расчета значения передаваемого момента рассмотрим схему взаимодействия звездочки 5 с шариками 7 и кольцами 8, 9 (рис. 45, а).

Сила Q , с которой звездочка действует на шарики для рекомендуемых натяжных передач [21],

$$Q = P + 12G = 2M/D_{зв} + 12G, \quad (4.26)$$

где G — вес провисающего участка холостой ветки; P — окружное усилие в цепи; $D_{зв}$ — диаметр звездочки.

Для обеспечения нормальной работы муфты должно быть выполнено условие (рис. 45, б) $\alpha > \arctg \mu$, где μ — коэффициент трения шариков по наклонной поверхности; N — нормальная сила, которая раскладывается на две составляющие (горизонтальную $P_r = Q/[2 \operatorname{tg}(90^\circ - \alpha)]$ и вертикальную $P_v = Q/2$).

Силу трения полу муфт на валу определяют как

$$P_{тр} = P\mu_1 = (Q/2)\mu_1,$$

где μ_1 — коэффициент трения полу муфты на валу.

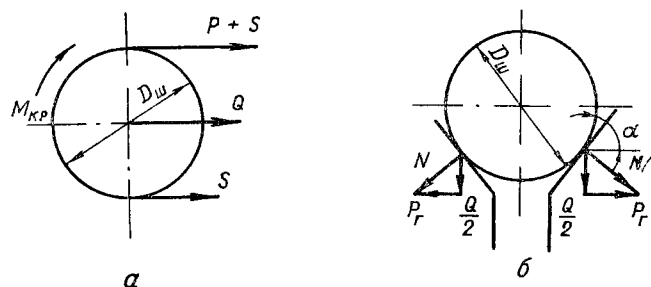


Рис. 45. Схема для расчета усилий (а) и передаваемого момента (б) муфты повышенной точности.

Необходимая горизонтальная сила прижима $P_{пр} = P_r + P_{тр}$. Подставляя значение P_r и $P_{тр}$ в это уравнение, получаем

$$P_{пр} = Q/[2 \operatorname{tg}(90^\circ - \alpha)] - (Q/2)\mu_1 = (Q/2)[1/\operatorname{tg}(90^\circ - \alpha) - \mu_1]. \quad (4.27)$$

Если значение Q подставить в уравнение (4.27), то запишем формулу для определения передаваемого крутящего момента

$$M = \{P_{пр} \operatorname{tg}(90^\circ - \alpha) / [1 + \mu_1 \operatorname{tg}(90^\circ - \alpha)] - 6G\} D_{ш}, \quad (4.28)$$

или силы прижима полу муфт для передачи заданного крутящего момента

$$P_{пр} = 2M/D [\operatorname{tg}(\alpha - \phi) - D\mu_1/d]. \quad (4.29)$$

4.7. Конструкции штамповой оснастки для изготовления колец винтовых лент

Основные требования к штампам для изготовления колец следующие: минимальное количество последующих операций, большая производительность и качество обработки, стойкость штампа, автоматическая подача смазки в зону резания и к трущимся поверхностям. Для вырубki колец винтовых спиралей могут быть использованы штампы-автоматы. Штампы-автоматы совмещенного действия (рис. 46) имеют нижнюю плиту 1, к которой жестко прикреплены матрицедержатель с матрицей 2, буфер и

съемник. В верхней части штампа жестко установлены пуансоны 3 и 4, между которыми размещены выталкиватель 5 со штоком 6 и другие элементы. Такие пуансонные блоки жестко крепятся к четырем граням корпуса 7 револьверно-пуансонной головки. Корпус поворачивается на вал-копире 8, выступ 9 которого служит выталкивателем деталей с межпуансонного пространства только на одной позиции. Вал-копир жестко крепится к опорам 10, а те, в свою очередь, к верхней плите 11.

К корпусу 7 также жестко прикреплен храповик 12, взаимодействующий посредством роликов с барабаном и тягой 13, кото-

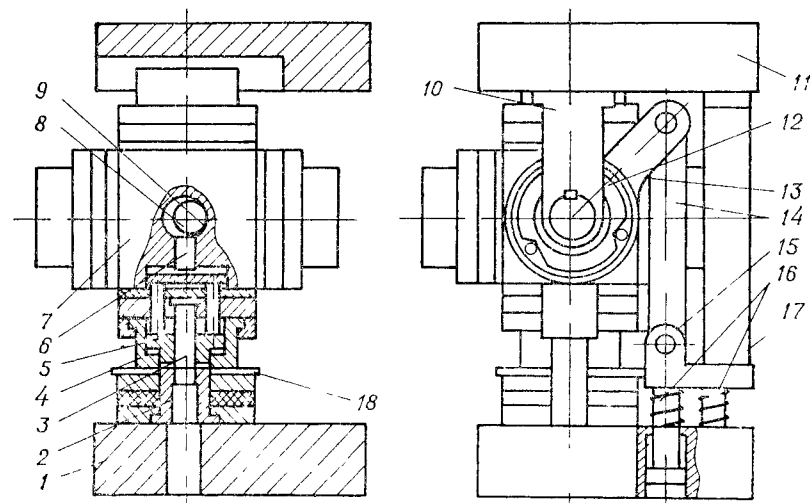


Рис. 46. Схема штампа-автомата совмещенного действия для вырубki колец винтовых лент.

рая шарнирно соединена с вертикальной тягой 14, а та — с кронштейном 15. К нему жестко прикреплены ступенчатые опоры-ограничители 16, расположенные в нижней плите, на которых установлены пружины. Упор 17 жестко соединен с верхней плитой и служит для выравнивания усилия пружин при опускании верхней плиты вниз и устранения возможных перекосов. Направляющие колонки и втулки используют для точного направления пуансонной головки во время вырубki.

Штампы-автомат работает следующим образом. Полосу 18 подают на рабочую позицию при поднятой вверх верхней плите штампа. После этого включают пресс и осуществляют вырубку детали. При подъеме вверх плиты штампа втулки выходят из колонок, и в это время пуансонная револьверная головка 9 проворачивается с помощью храпового механизма 12 и тяги 13 на угол 90° . Угол поворота регулируется значением подъема верхней плиты. После поворота пуансонной револьверной головки на угол 90° плита 11 опускается вниз, и колонки входят во втулки.

Для устранения возможного перекоса плиты используют упор 17. Готовые детали выпадают из междууансонного пространства, когда выталкиватель 5 находит на выступ копира.

Для вырубki негабаритных колец спиралей шнеков, а также изготовления деталей сложной конфигурации методом совмещенного действия с высоким качеством и высокой производительностью труда можно также использовать штамп-автомат (рис. 47), который состоит из нижней плиты 1, где равномерно по окружности

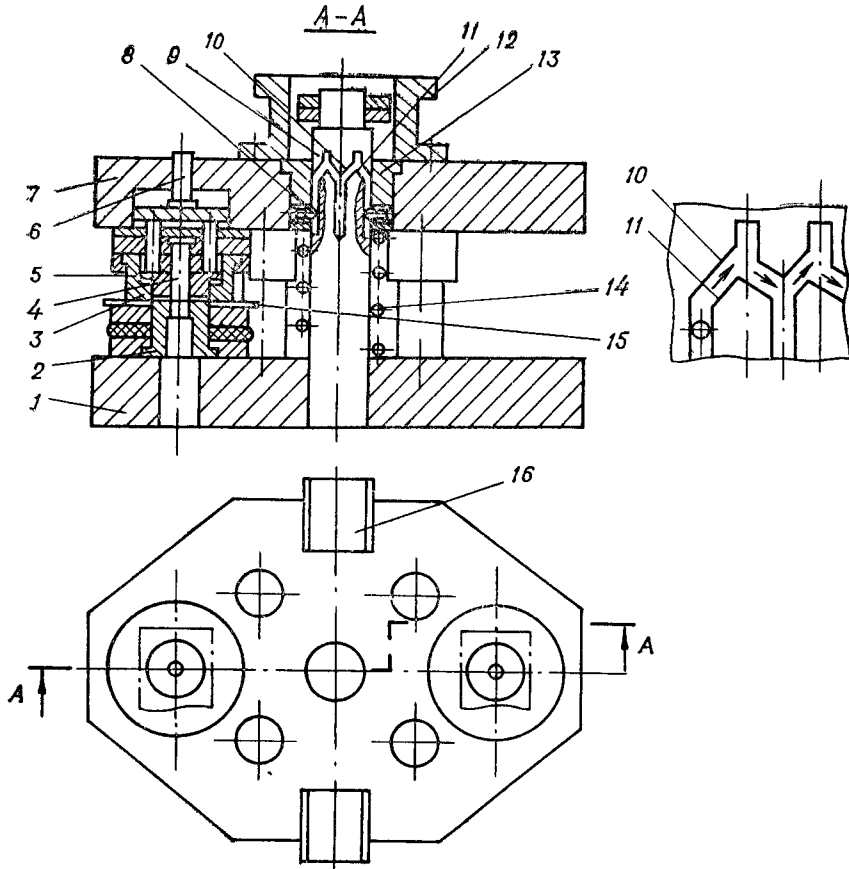


Рис 47. Схема штамп-автомата для вырубki колец спиралей шнеков.

расположены матрицы 2 с матрицедержателями, буферами и съемником отхода. На верхней плите установлены пуансоны 3, 4 (для наружной вырубki и пробивки внутреннего отверстия), матрицедержатели, а также выталкиватель детали 5, связанный системой элементов с толкателем 6. Пуансоны с пуансонодержателями расположены равномерно по окружности и крепятся к верхней плите штампа 7. Их в два раза больше, чем матриц, и расстояние между ними во столько же раз меньше. Плита перемещается с

помощью шариков 8 по колонне 9, в которой выполнены байонетные пазы с верхними 10 и нижними 11 направляющими. Ограничивают подъем верхней плиты по колонне гайка и контргайка.

Верхнюю часть колонны с зазором охватывает надставка 12, которая жестко закреплена на верхней плите и стопорит направляющие колонки и втулки, расположенные соосно к колонне.

Высота колонок над плитой 7 должна обеспечить их выход из зацепления с направляющими втулками. Количество колонок и втулок одинаковое, или втулок в два раза больше, чем колонок.

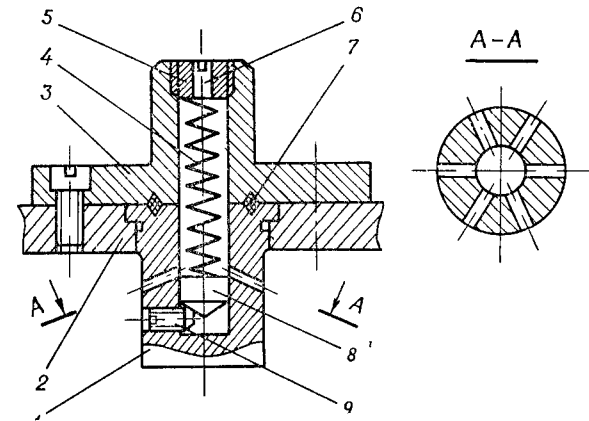


Рис 48. Схема пуансона с автоматической смазкой рабочей поверхности

Для улучшения условий подъема верхней плиты установлена пружина 14, которую можно заменить пневматическим или гидравлическим подъемником, синхронно связанным с работой штамп-автомата. Напротив пуансонов 3 и 4, расположенных на нерабочих позициях для отвода готовых деталей, под углом установлены лотки 16.

Штамп-автомат работает следующим образом. Полосы 15 подаются на рабочие позиции при поднятых вверх пуансонах. Включают пресс и с помощью пуансонов и матрицы осуществляют вырубку колец. По мере подъема вверх направляющие втулки входят с направляющих колонок, в это время шарики 8 упираются в подъем 10 и перемещаются на заданный угол. При этом толкатель 6 упирается в верхнюю плиту и выталкивает кольца на нерабочей позиции в лотки 16.

После этого процесс повторяется. При опускании верхней плиты вниз шарики 8 упираются в направляющую 11, проворачивают верхнюю плиту до заданного угла и втулки входят в направляющие колонки. Осуществляется вырубка колец вторыми пуансонами.

Износостойкость пуансонов штамповой оснастки в значительной степени зависит от качества и надежности смазки рабочих поверхностей. Ее можно осуществить путем создания в теле пуансона 1 (рис. 48) запрессованной в пуансонодержатель 2 и хвостовик 3

масляной камеры, на дно которой устанавливают подвижную пробку 8, поддерживаемую снизу винтом 9. Вверху масляная камера закрыта пробкой 5, вдоль оси которой просверлено отверстие 6, соединяющее камеру с атмосферой [15].

По окружности рабочей поверхности пуансона радиально просверлены выходные отверстия, соединяющие эту поверхность с масляной камерой. Пробку 8 толкает вниз пружина 4. Для герметизации камеры между торцами пуансона 1 и хвостовика 3 установлено уплотнение 7. Камера заполняется смазкой вручную, а

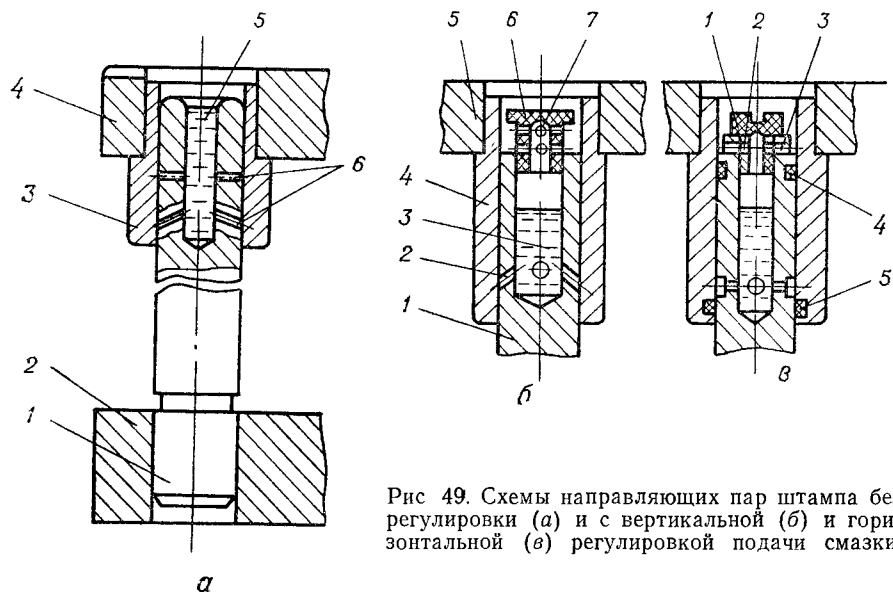


Рис 49. Схемы направляющих пар штампа без регулировки (а) и с вертикальной (б) и горизонтальной (в) регулировкой подачи смазки

подвижная пробка 8 опускается вниз до полного открытия радиальных отверстий. Вследствие этого создаются условия для вытекания смазки из камеры через отверстия на рабочую поверхность пуансона, которое происходит в период движения ползуна пресса под действием сил тяготения и инерции. В нерабочем состоянии пробка при помощи винта перемещается вверх до полного перекрытия выходных отверстий, что предотвращает самопроизвольное вытекание смазки.

В работах [15, 53] приведены методики определения основных параметров системы смазки и обеспечения надежности ее работы, установлены зависимости расхода смазки от сил тяготения и инерции, времени и конструктивных параметров системы. Предложенная конструкция пуансона внедрена в производство.

Одним из основных звеньев повышения долговечности и точности работы штамповой оснастки является увеличение износостойкости направляющих пар. Износ рабочих поверхностей направляющих колонок и втулок приводит к неравномерному распределению зазора по контуру вырубki и соответственно к интенсивному износу режущих пар штампа, уменьшению его

стойкости к перешлифовке и ухудшению качества изделий. В связи с этим используют шариковые направляющие и направляющие с пылезащитными устройствами, а также применяют новые материалы. Значительно повышает износостойкость элементов непрерывная подача смазки в зону трения.

Направляющая пара штампов [14] (рис. 49, а) состоит из колонки 1, закрепленной в плите 2, и втулки 3, запрессованной в плите 4. В верхней части колонки выполнено торцевое отверстие 5, заполняемое смазывающей жидкостью. Равномерно по наружному диаметру колонки располагаются два ряда отверстий 6. Причем отверстия первого ряда расположены в горизонтальной плоскости, а второго — наклонены к оси колонки под определенным углом. В процессе работы штампа внутреннюю поверхность втулки и контактирующую с ней поверхность колонки постоянно смазывает жидкость, которая через систему отверстий поступает в зону трения.

На рис. 49, б показана конструкция направляющей пары, отличающаяся простотой, универсальностью, надежностью в работе. Она состоит из колонки 1 с центральным цилиндрическим отверстием, заполненным смазывающей жидкостью 3, и втулки 4, запрессованной в верхней плите 5. Смазка в зону трения подается по радиальным отверстиям 2, ее регулируют путем перемещения пробки 6 с несколькими рядами радиальных отверстий 7 на определенное значение.

В направляющих, показанных на рис. 49, в, колонка имеет верхнюю ступень, в которой на одном уровне с радиальными отверстиями 2 пробки 1 выполнены дополнительные радиальные отверстия 3. На торцевые поверхности колонки и пробки нанесены метки, позволяющие устанавливать необходимый расход смазки путем проворота пробки вокруг оси. Кроме того, для уменьшения расхода смазки и предохранения трущихся поверхностей от попадания пыли в верхнюю часть колонки и в нижней части втулки установлены уплотнения 4 и 5.

На рис. 50 показан еще один вариант конструкции направляющей пары элементов штампа. Колонка 1 крепится в нижней плите 2. На верхнем торце колонки выполнено центральное отверстие. Оно закрыто пробкой 4, в которой имеется отверстие, где установлена и закреплена трубка 3. Внутренняя полость трубки посредством отверстия 10 соединена с фасонной кольцевой канавкой 5 на поверхности пробки. Сквозное отверстие 6 в пробке соединяет полость над смазывающей жидкостью с камерой между верхним торцом колонки и крышкой 7 втулки 9. Для поддержания требуемого давления в камере крышка втулки снабжена обратным клапаном 8.

Фасонная кольцевая канавка 5 через радиальные отверстия соединена с канавкой 11 направляющей втулки. Канавка 12 через наклонные отверстия, выполненные в колонке, связана с центральным отверстием.

Смазка трущихся поверхностей колонки и втулки осуществляется следующим образом. В центральное отверстие колонки заливают смазывающую жидкость, которая под действием давления, создаваемого за счет уменьшения объема торцами пробки 4 и крышки 7, поступает по трубке 3 в кольцевую канавку 5 и далее через радиальные отверстия в кольцевую канавку 11 и зону трения. В процессе работы смазка стекает по цилиндрической поверхности колонки в кольцевую канавку 12 и через наклонные отверстия 13 — в центральное отверстие втулки. Требуемое давление в камере поддерживает обратный клапан 8 крышки втулки. Для предотвращения возможного удара крышки 7 о колонку по-

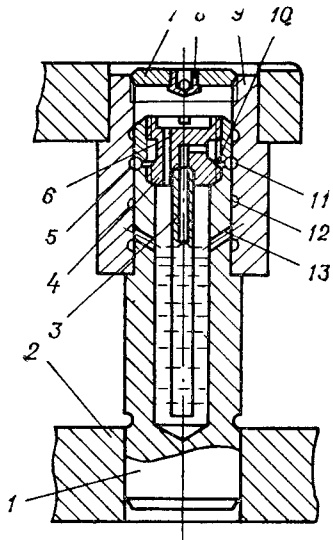


Рис. 50. Схема направляющей пары штампа с автоматической подачей смазки в зону трения.

следняя имеет ступенчатую форму. Эта направляющая пара также внедрена в производство.

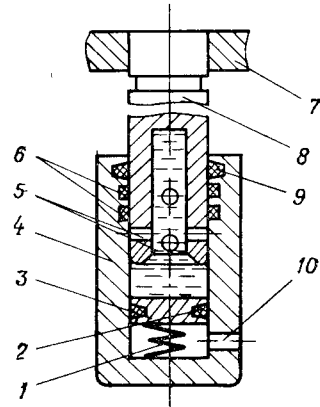


Рис. 51. Схема направляющей пары штампа с принудительной подачей смазки

Эффективное смазочное устройство направляющей пары и с нижним расположением направляющей втулки представлено на рис. 51. Направляющая пара состоит из колонки 8, запрессованной в верхнюю плиту 7, и втулки 4. В нижней части полости втулки установлен плунжер 3 (с уплотнительным кольцом 2, которое поддерживает пружина 1), образующий с колонкой и втулкой замкнутую полость, заполненную смазкой. В верхней части втулки выполнены маслосборники 6 и имеется уплотнительное кольцо 9, а в нижней части — радиальное отверстие 10 для сообщения остальной полости втулки с атмосферой. В зону трения смазка подается через радиальные отверстия 5. Устройство внедрено в производство. Оно несложно в изготовлении, надежно и удобно в работе и позволяет до минимума сократить расход смазки.

Важным направлением в разработке штамповой оснастки является смазка полосы на рабочей позиции только по контуру кольца вырубки, что значительно сокращает затраты, повышает производительность труда, износостойкость штампа и культуру производства. Этим требованиям отвечает штамп (рис. 52), который состоит из нижней 1 и верхней 2 плит, пуансона 3 и матрицы 4. Устройство для смазывания установлено со стороны подачи полосы и состоит из верхнего 5 и нижнего 11 корпусов. На торцах корпусов со стороны полосы по контуру среза выполнены лазы, в которых установлены войлочные кольца 9 и 12. Корпус 5 прикреплен к верхней плите винтами 6 и при опускании прижимается к полосе пружинами 7. Корпус 11 соединен с нижней плитой неподвижно. В пазу прямоугольного профиля корпуса 11 установлено войлочное кольцо 12, которое через прокладки прижимается пружиной 8 к полосе. Для фиксации войлочного кольца в корпусе 5 в виде ласточкиного хвоста выполнен паз. К войлочным кольцам по маслопроводам из бачка 10 подается смазочный материал.

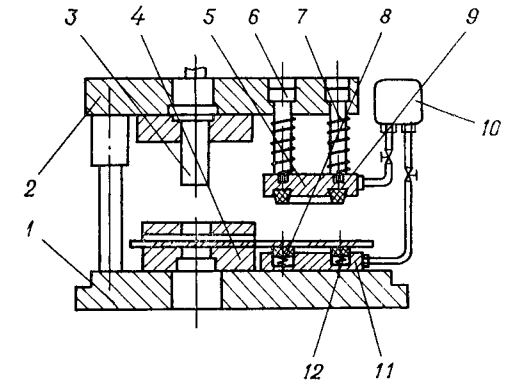


Рис. 52. Схема штампа с автоматической смазкой полосы

После рабочего хода штампа на полосе с двух сторон остаются масляные отпечатки, имеющие форму контура детали. Устройство выставляют относительно пуансона на расстоянии, кратном шагу подачи, поэтому деталь вырубает по смазанному периметру. Минимальная ширина $b_{см}$ смазочного слоя определяется максимально возможным двусторонним зазором z_{max} между матрицей и пуансоном, погрешностью $\epsilon_{уст}$ установки по упорам и погрешностью $\epsilon_{разм}$ размещения устройства для смазывания относительно рабочих частей штампа [19]

$$b_{см} = k(z_{max}/2 + \epsilon_{уст} + \epsilon_{разм}), \quad (4.30)$$

где $k=1,5 \dots 2,5$ — коэффициент, учитывающий неравномерность нанесения смазочного материала, толщину заготовки, техническое состояние штампа и другие параметры.

При вырубке наружного контура с пробивкой отверстий, исходя из принятой схемы, назначают допуски на изготовление и изнашивание пуансона и матрицы [54]. Расчетное значение в этом случае можно представить в виде

$$z_{max} = z + 2\Delta, \quad (4.31)$$

где z — номинальный (наименьший) двухсторонний зазор; Δ — допуск на исполнительный размер детали или отверстия.

В связи с тем что пуансоны изнашиваются быстрее матрицы [40], устройство для смазывания может состоять только из верхнего корпуса, имеющего центральное отверстие для соединения с первым пуансоном. В корпусе на поверхности отверстия со стороны полосы установлены в пазах два кольца, к которым подается смазочный материал из бачка. Одно кольцо охватывает первый (пробивной) пуансон и соответственно смазывает его, второе кольцо оставляет на полосе масляный отпечаток по контуру вырубki последующего пуансона. В процессе пробивки (вырубki) часть смазочного материала переносится на поверхность матрицы.

Ширину первого кольца определяют конструктивно. Минимальную ширину смазочного слоя для последующего пуансона можно рассчитать по формуле

$$B = k(z_{\max}/2 + \varepsilon_{\text{исп}} + \varepsilon_{\text{фик}}), \quad (4.32)$$

где $\varepsilon_{\text{исп}}$ — погрешность исполнения паза для смазывающего кольца относительно центрального отверстия; $\varepsilon_{\text{фик}}$ — погрешность фиксации полосы по ловителю.

В результате исследований при вырубке шайб с внутренним отверстием 10 мм (ГОСТ 6958—78) из стали Ст. 3 толщиной 3 мм установлено, что предложенная конструкция штампа с устройством для непрерывного смазывания полосы работает устойчиво и эффективно.

В большинстве случаев значение ширины смазочного отпечатка, рассчитанной по зависимостям (4.30) и (4.32), достаточно для нормального смазывания режущих элементов штампа. Применяя устройства на штампах для точной штамповки и калибровки с уменьшенными зазорами между пуансоном и матрицей, ширину войлочных колец необходимо увеличить на 1...2 мм по сравнению с расчетными данными. Высота выступающей из корпуса части войлочных колец в зависимости от размеров кольца — 2...5 мм. Толщина масляного отпечатка зависит от усилия прижима войлочного кольца к полосе и количества смазочного материала, регулируемого размером выходного отверстия из бачка.

Производственный опыт показал, что устройство позволяет автоматизировать процесс смазывания полосы, значительно уменьшить расход масла, исключить операцию обезжиривания изделий, повысить культуру производства, производительность труда, качество изделий, а также надежность и долговечность штамповой оснастки.

5.1. Исследование процесса навивки спиралей на оправку

Исследования навивки полос на винтовые оправки проводили применительно к спиральям, изготавливаемым из стали 08 кп и стали Ст. 3. Приспособление для навивки полосы на оправку (см. рис. 6) состоит из винтовой оправки 1, в которой выполнены с одинаковым шагом винтовая канавка 8 и резьба 7. На резьбу навинчена обжимная втулка 9, сопрягающаяся меньшей ступенью с резьбовой частью оправки и имеющая в обжимной зоне направляющее отверстие для захода полосы. Конец полосы крепится штифтом 2 к оправке, установленной в патроне 10 токарно-винторезного станка 16К20. При вращении оправки полоса под воздействием выступа неподвижной втулки ложится в винтовую канавку. Усилие навивки измеряли динамометром 6 марки ДЭС-05. Корпус динамометра устанавливали на направляющие суппорта станка и включали подачу, соответствующую шагу резьбы оправки. Частота вращения оправки $\omega = 1,3 \text{ с}^{-1}$.

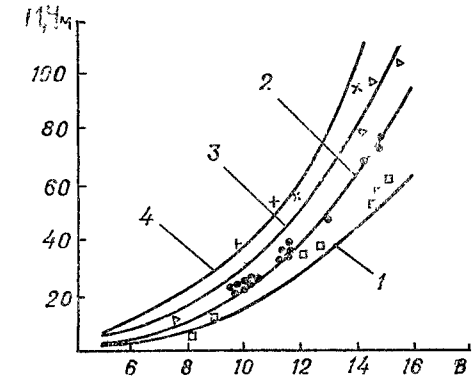


Рис. 53. Зависимость момента навивки спирали на винтовую оправку от ширины полосы:

1 — 08 кп, $H_0 = 1,2 \text{ мм}$, 2 — 08 кп, $H_0 = 1,5 \text{ мм}$, 3 — 08 кп, $H_0 = 2,0 \text{ мм}$; 4 — Ст. 3, $H_0 = 2 \text{ мм}$

Для определения очага пластической деформации и выявления характера распределения напряжений, которое в большей мере обусловлено увеличенным значением изгибающей силы, проведены экспериментальные исследования зоны изгиба методом делительной сетки для полос различного сечения и из различного материала. Результаты искажений измеряли микроскопом БМИ-1.

Эксперименты проводили для стали 08 кп и стали Ст. 3 толщиной 1...3 мм и шириной полосы 5...25 мм на оправки диаметрами 15, 18, 24, 27 и 30 мм. Опыты подтвердили полное соответствие теоретических зависимостей (2.22), (2.23) для определения поперечных сил и моментов экспериментальным данным.

На рис. 53 представлены результаты теоретических и экспериментальных исследований, полученные при навивке полос из стали 08 кп ($\sigma_{T,0} = 276 \text{ МПа}$; $\Pi = 483 \text{ МПа}$) толщиной 1,2; 1,5 и 2 мм и

стали Ст. 3 ($\sigma_{T0}=368$ МПа; $\Pi=526$ МПа) толщиной 2 мм на оправку радиусом $r=18$ мм при диаметре обжимной втулки $D=72$ мм и радиусе закругления рабочей кромки втулки $R_{вт}=5$ мм. При вычислении значений момента по приведенным зависимостям (2.23) принимали следующие расчетные значения: ($\mu_1=\mu_2=0,2$; $\beta_\sigma=1,05$);

$$k_m=1,1; R=r+\beta_y B; l=\sqrt{(D/2)^2-R^2}; \operatorname{tg} \gamma_p = \sqrt{(1-\beta_y) B/2R_{вт}},$$

где β_y — коэффициент уменьшения высоты полосы за счет ее пластического смятия в месте воздействия обжимной втулки, который определяли экспериментально. При вычислении указанных зависимостей на ЭВМ кривую изменения β_y аппроксимировали функцией вида $\beta_y=a[2(r+B)/D]^n$, где a и n — параметры, зависящие от материала заготовки и радиуса закругления $R_{вт}$. Для зависимостей, представленных на рис. 53, $a=0,05$; $n=4$. Установлены параметры винтовой канавки по отношению к толщине и ширине полосы. Ширину и глубину канавки целесообразно определять следующими зависимостями:

$$B_k = H_0 + (H_0/5 \dots H_0/6), \quad (5.1) \quad m = (0,4 \dots 0,6) B, \quad (5.2)$$

где B_k и m — соответственно ширина и глубина винтовой канавки под навиваемую полосу.

Исследование навивки винтовых лент на цилиндрические оправки проводили по трем основным схемам: с перпендикулярным расположением обжимного ролика, косой и непрерывной навивки.

Момент навивки для всех трех случаев замеряли методом тензометрирования. Датчики наклеивали на удлиненный приводной конец оправки по мостовой схеме. Запись осуществляли самописцем Н-338—1 П с помощью усилителя Топаз-4-01. Устройства устанавливали на станке 16К20, частота вращения шпинделя которого была минимальной $\omega=1,31$ с⁻¹.

На рис. 54 показано изменение момента навивки M_n полосы толщиной соответственно 3 и 2 мм из стали 08 кп по схеме с перпендикулярным расположением осей оправки и обжимного ролика в зависимости от ширины полосы B . Диаметр оправки составлял 40 мм. Аналогичные исследования проводили для процесса навивки спиралей на косые оправки. При этом момент навивки на 15...20% превышал значения момента для перпендикулярной схемы. В обоих случаях измерение момента производили при наличии сил осевого поджима Q и предварительного радиального прижима $P_{пр}$. Критерием выбора силы Q было устранение гофробразования по внутренней кромке. Значение предварительного радиального прижима $P_{пр}=300 \dots 350$ Н.

Измерение изгибающего момента при непрерывной навивке проводили по той же схеме с использованием такого же оборудования. Из рис. 55 видно, что момент навивки существенно зависит от осевой силы прижима $P_{пр}$.

Исследованиями установлено, что независимо от схемы навивки изгибающий момент изменяется практически прямо пропор-

ционально толщине полосы. Уменьшение относительного радиуса изгиба приводит к возрастанию значения M_n . Так, при изгибе полос с относительным радиусом изгиба $r'=r/B=0,67$ момент навивки на 8...11% больше, чем с относительным радиусом изгиба $r'=1$, и на 24...30% выше, нежели при $r'=1,5$. Увеличение силы предварительного радиального прижима $P_{пр}$ существенно уменьшает длину плеча приложения изгибающей силы и также приводит к некоторому повышению момента навивки. Объяснить влияние Q на изменение момента M_n можно в случае навивки по перпен-

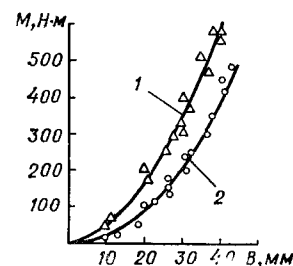


Рис. 54.

Рис. 54 Зависимость момента навивки от ширины полосы при изготовлении спиралей на оправке с перпендикулярным расположением осей оправки и ролика: 1 — $H_0=3$ мм; 2 — $H_0=2$ мм.

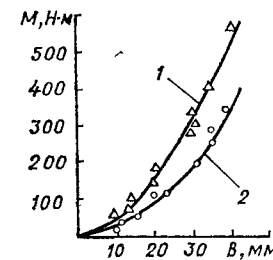


Рис. 55.

Рис. 55. Зависимость момента навивки от ширины полосы для непрерывной навивки полосы толщиной $H_0=3$ мм на оправку диаметром $d=40$: 1 — при наличии осевого поджима до схода захватывающей втулки с оправки; 2 — при снятии осевого поджима после навивки первого витка.

дикулярной и косой схемам увеличением приведенного коэффициента трения внутренней кромки полосы об оправку, а при непрерывной навивке — возрастанием потерь на сход спирали с оправки. Наличие смазки позволяет существенно уменьшить момент навивки и соответственно энергетические затраты на формообразование спирали. Для устройств, осуществляющих непрерывную навивку, особенно эффективна подача смазки в зону подъема витка по направляющей втулке и на участке разгиба спирали на шаг при наличии соответствующего механизма. В качестве смазочного материала можно использовать различные масла.

Силовые параметры процессов, знание которых необходимо для расчета оснастки, определяли экспериментально на приспособлениях с перпендикулярной и косой схемами, у которых навивку и прижим полосы осуществляет свободно вращающийся обжимной ролик, закрепленный на вращающемся в раме коромысле. Усилие навивки воспринимал динамометр ДОС-05, установленный в раме измерительного приспособления, закрепленного в суппорт токарно-винторезного станка 16К20. Продольная подача суппорта соответствовала максимальной толщине витка. Замер изгибающей силы

P производили в приспособлениях, у которых осевая сила прижима Q была направлена на ось вращения коромысла. Последнюю при известной силе P оценивали из условия равенства моментов, создаваемых силами P , Q и усилием на динамометре.

Из рис. 56 следует, что усилие изгиба в значительной мере зависит от значения силы предварительного радиального прижима $P_{пр}$, которое практически определяет расчетное значение длины плеча приложения изгибающей силы. При прочих равных условиях усилие изгиба P по косой схеме навивки на 10...15%

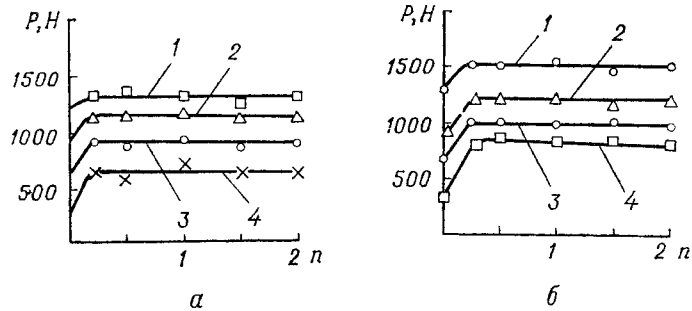


Рис. 56. Изменение силы изгиба в процессе навивки полосы (сталь 08 кп) сечением 10×15 мм на оправку диаметром $d=30$ мм для перпендикулярной (а) и косой (б) схем при различном предварительном прижиме:

1 — $P_{пр}=1320$ Н, 2 — $P_{пр}=990$ Н; 3 — $P_{пр}=660$ Н; 4 — $P_{пр}=330$ Н.

больше, нежели по перпендикулярной схеме. Оптимальное значение осевого усилия поджима из условия стабильности качества навивки (отсутствия как гофрообразования, так и пластического смятия спирали по ширине) составляет примерно $Q=(0,7 \dots 1,1)P$. Качество получаемой спирали и характеристики процесса навивки улучшаются, если ось обжимного ролика установлена со смещением относительно оси оправки в сторону навиваемой спирали. В частности, указанное смещение (рис. 57) позволяет уменьшить усилие изгиба при одинаковой предварительной силе прижима $P_{пр}$. Падает при этом также и значение момента навивки.

Изменение усилия навивки от радиуса изгиба определяли путем навивки полос одинакового размера на оправки различного диаметра. Увеличение силы изгиба P , как и момента $M_{н}$, при навивке на оправки меньшего диаметра (рис. 58) объясняется прежде всего упрочнением металла вследствие большей степени деформации.

Схема измерения усилий при непрерывной навивке практически не отличается от предыдущих. Поскольку при непрерывной навивке на опорный ролик не действуют осевые силы, то показания динамометра соответствуют силе изгиба. Данные экспериментальных исследований показывают (рис. 59), что при непрерывной навивке сила P в меньшей мере зависит от предварительной радиальной силы прижима $P_{пр}$, нежели при прерывистом процессе.

Это объясняется тем, что конструкция устройства в данном случае обеспечивает большую стабилизацию плеча приложения изгибающей силы.

Сравнивая полученные данные по определению усилий на различных оправках, можно сделать вывод, что при прочих равных условиях сила P имеет наибольшее значение при навивке по косой схеме и наименьшее — при непрерывной навивке. Исследования также показали, что независимо от вида навивки значение предварительной силы прижима влияет на изменение толщины h спи-

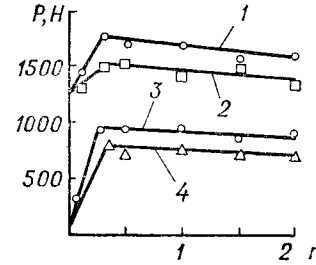


Рис. 57

Изменение силы изгиба в процессе навивки полосы сечением $20 \times 1,5$ мм по перпендикулярной схеме на оправку диаметром 45 мм при различном смещении оси обжимного ролика относительно оправки:

1, 3 — $\epsilon=0$, 2, 4 — $\epsilon=7$ мм.

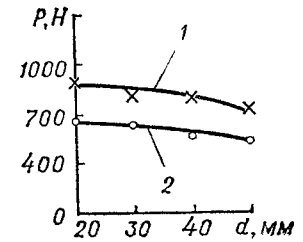


Рис. 58.

Зависимость силы изгиба полосы из стали 08 кп от величины диаметра оправки:

1 — полоса 20×1 мм, 2 — полоса 15×1 мм.

рали по наружной кромке. В частности, для полос толщиной 1,5...2,5 мм возрастание $P_{пр}$ от 0 до 1000 Н вызывает увеличение h на 8...12%. Кроме того, в исследуемом диапазоне наружных диаметров и различных толщин установлено, что уменьшение толщины по наружной кромке на 1 мм толщины заготовки составляет 0,1...0,2 мм, что в 1,5...3 раза меньше, чем при прокатке.

Высокая точность изготовления спиралей шнеков методом навивки на оправку позволяет получать точные шнеки без окончательной их обработки по наружному диаметру. При этом важное значение имеет точное определение ширины заготовки. Для нахождения усадки ленты при различных схемах и режимах навивки проведены экспериментальные исследования (рис. 59). Установлено, что при навивке усадка полосы зависит от пластичности материала, степени деформации, соотношения толщины и ширины заготовки, значения плеча приложения изгибающей силы, схемы изгиба и конструктивных параметров устройств (в особенности обжимного ролика).

В целом усадку полосы можно разделить на усадку от изгиба $\beta_{изг}$ и усадку от смятия металла $\beta_{см}$ на инструменте (оправке и обжимном ролике). Исследования показывают, что значения усадки от изгиба $\beta_{изг}$ хорошо соответствуют данным, полученным

при изгибе широких полос из мягкой стали в штампах, рис. 60. Усадка на инструменте $\Delta B_{см}$, которая при изгибе широких полос практически отсутствует, в большой степени зависит от вида устройства для навивки спиралей. Так, для непрерывной навивки она составляет $(0,005 \dots 0,02) B$, для навивки в устройствах с взаимно перпендикулярными осями оправки и обжимного ролика $(0,005 \dots 0,03) B$, с обжимным косым роликом $(0,02 \dots 0,05) B$; в случае навивки на винтовую оправку $(0,04 \dots 0,07) B$. При этом большие значения усадки соответствуют меньшим значениям от-

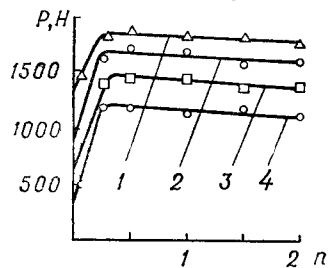


Рис. 59.

Рис 59 Изменение силы изгиба в процессе непрерывной навивки полосы сечением 15×2 мм (сталь 08 кп) на оправку диаметром $d=20$ при различном предварительном прижиме:

1 — $P_{пр}=1320$ Н; 2 — $P_{пр}=990$ Н; 3 — $P_{пр}=660$ Н, 4 — $P_{пр}=330$ Н

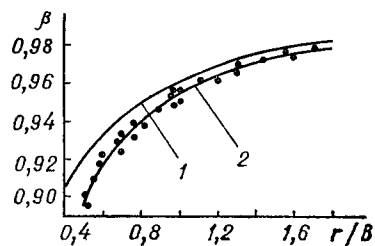


Рис 60.

Рис. 60 Изменение коэффициента усадки в зависимости от относительного радиуса изгиба:

1 — при изгибе широких полос из пластичного материала в штампах [54],—
2 — при изгибе узких полос из стали 08 кп на оправку с взаимно перпендикулярным расположением осей оправки и обжимного ролика

носительного радиуса изгиба $r'=r/B$, относительной толщины $h'=H_0/B$, длины плеча приложения изгибающей силы и радиуса обжимного ролика (элемента). Общая усадка полосы $\Delta B = \Delta B_{изг} + \Delta B_{см}$ может в отдельных случаях достигнуть значительной величины (более 10%) и существенно влиять на изменение параметров получаемой спирали.

Для правильного определения диаметра оправки при получении спиралей заданного размера необходимо знать изменение коэффициента неравномерности вытяжки при растяжке на заданный шаг. Экспериментальные исследования показали, что утверждение о постоянстве коэффициента неравномерности вытяжек при растяжке плоского витка в спираль не всегда справедливо. На рис. 61 показаны зависимости изменения этого коэффициента при растяжке спирали от отношения шага спирали к ее внутреннему диаметру (T/d) и различного начального значения коэффициента неравномерности вытяжки плоской спирали Ψ_0 (т. е. отношения ширины витка к радиусу оправки, $\Psi_0 = (B/r) + 1$) для полос различного сечения из стали 08 кп.

Установлено, что степень изменения коэффициента вытяжки зависит от самых различных факторов: параметров растянутой спирали и, в первую очередь, шага; отношения ширины полосы

к радиусу оправки, т. е. коэффициента Ψ_0 плоского витка; материала заготовки; отношения размеров сечения спирали; способа формирования шага (растяжка, раскатка и т. п.). Исследования показали, что для параметров шнеков, используемых в машиностроении, на точность спиралей существенно влияют только два первых фактора. Обработка экспериментальных данных позволила вывести следующую эмпирическую зависимость для определения диаметра оправки:

$$d_0 = [1 - (0,02 \dots 0,022) T/d] 2B_1 / (\Psi - 1). \quad (5.3)$$

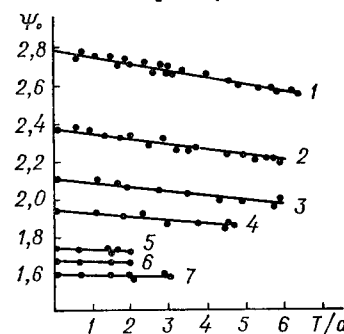


Рис 61.

Рис 61 Изменение коэффициента неравномерности вытяжки ψ первоначального кольца для стали 08 кп, размерами сечения полосы $B \times H_0$:

1 — 45×3 мм; 2 — $4,5 \times 3,5$ мм, 3 — 45×3 мм, 4 — 40×4 мм, 5 — $30 \times 4,5$ мм, 6 — $30 \times 4,5$ мм, 7 — 40×4 мм

Рис. 62. Зависимость уширения полосы от относительного обжатия при прокатке спиралей из различных заготовок $B \times H_0$ мм, стали 08 кп по трапецевидному профилю рабочими валками радиусом $R_b = 62,5$ мм:
1 — 60×3 , 2 — 40×3 ; 3 — 40×2

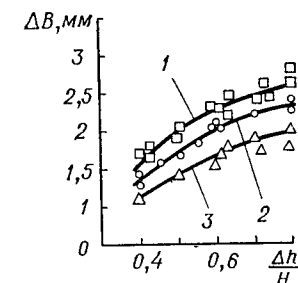


Рис 62

5.2. Исследование процесса прокатки

Для проверки теоретических зависимостей и определения некоторых характеристик процесса прокатки проведена серия экспериментов на опытной установке (см. рис. 37).

Установлено, что при прокатке полос из стали 08 кп, 10 кп ГОСТ 1050—74 радиус плоского витка r , в который закручивается полоса, с достаточной для практических целей точностью определяется по зависимости (2.47). Влияние упругого сжатия металла валков и полосы на длину очага деформации для указанных материалов при значительном обжатии и при прокатке спиралей из менее пластичных металлов можно учитывать аналогично [75].

Для расчета параметров процесса прокатки важно знать уширение полосы в каждом конкретном случае. Экспериментальная зависимость абсолютного уширения ΔB при прокатке полос различного сечения и с различным обжатием по трапецевидному профилю рабочими валками радиусом $R_b = 62,5$ мм без примене-

ния смазывающе-охлаждающих жидкостей ($\mu=0,18$) представлена на рис. 62. Кроме указанных параметров ($\Delta h/H_0$, H_0 , B), на уширение значительно влияет распределение обжатия по ширине полосы $\Delta h=f(y)$, а также радиус рабочих валков R_v и коэффициент трения μ . В частности, уширение ΔB уменьшается с увеличением вогнутости профиля (для гиперболического профиля оно меньше, нежели для трапецевидного) и возрастает при увеличении радиуса рабочих валков R_v и коэффициента трения μ .

Техническая характеристика установки для прокатки спиралей шнеков

Материал заготовки	Сталь 08 кп, сталь 10 кп (сталь Ст. 3)
Габаритные размеры заготовки, мм	
ширина	10—85
толщина	1—5
Максимальный наружный диаметр спирали, мм	300
Максимальное удлинение наружной кромки	2,5—2,7
Частота вращения валков, c^{-1}	1,5
Диаметр рабочих валков, мм	125
Направление витков	правое, левое
Мощность электродвигателя, кВт	18
Габаритные размеры, мм	
длина	1400
ширина	1125
высота	1850
Масса, кг	1100

На рис. 63 представлена экспериментальная зависимость момента прокатки плоских витков по трапецевидному профилю от параметров $\Delta h/H_0$, H_0 , B . Исследования проведены с радиусом рабочих валков $R_v=62,5$ мм без смазки СОЖ; значения момента измеряли методом тензометрирования. Тензометрические датчики наклеены по мостовой схеме на приводном (нижнем) рабочем валке со стороны шпиндельного конца (рис. 37). Поскольку он путем зубчатого зацепления связан с верхним рабочим валком, то тензодатчики будут воспринимать суммарный крутящий момент от двох вальцовочных насадок, прокатывающих полосу, т. е. момент прокатки

$M_{пр}$. Момент прокатки записывают самописцем Н-388—1 П с помощью усилителя Топаз-4-01. Полученные значения момента прокатки достаточно хорошо согласуются с теоретическими зависимостями.

Экспериментальным путем установлено, что значения момента при прокатке спиралей на 10...15% больше, чем момента прокатки плоского витка при одинаковых размерах полосы и обжатия. Это связано с потерями при прохождении спирали в механизме отгиба и формообразовании шага.

Процесс формообразования спиралей методом прокатки более энергоемкий, чем процесс навивки полос на оправку. В частности, для формообразования спирали заданных параметров из заготовок одинакового сечения момент прокатки в 3—7 раз превышает момент навивки. При этом, чем меньше относительный радиус изгиба и ширина полосы, тем значительней разница между моментами навивки и прокатки.

Проведенные исследования по определению влияния некатанной зоны на степень закручивания полосы при прокатке спиралей подтвердили данные работ [83, 55, 26]. В частности, при прокатке плоского витка по трапецевидному профилю из полос шириной 40...65 мм толщиной $H_0=3$ мм с максимальным обжатием $\Delta h=1,5...2,2$ мм и некатанной зоной шириной до 20% позволяет достичь увеличения коэффициента неравномерности вытяжки Ψ на 20...25%.

Используя полученные теоретические зависимости на практике, следует учитывать, что при прочих одинаковых условиях при про-

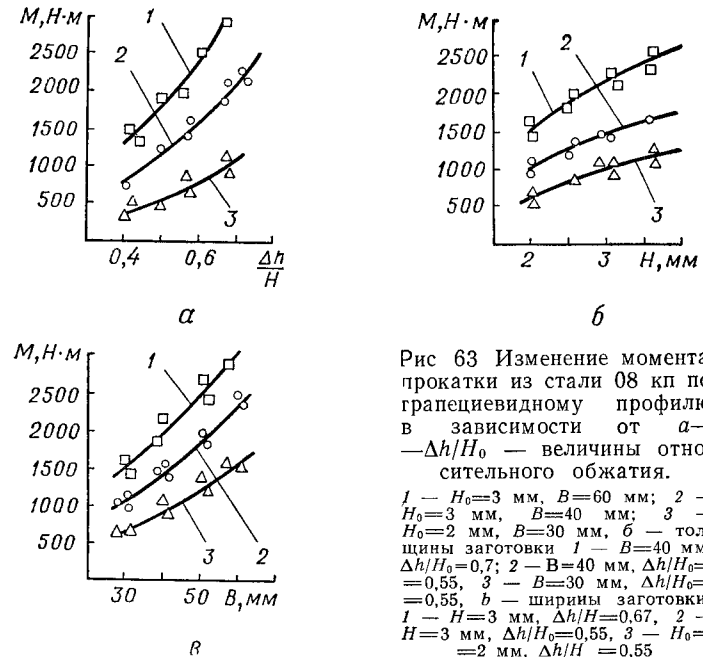


Рис 63 Изменение момента прокатки из стали 08 кп по трапецевидному профилю в зависимости от а— $\Delta h/H_0$ — величины относительного обжатия. 1 — $H_0=3$ мм, $B=60$ мм; 2 — $H_0=3$ мм, $B=40$ мм; 3 — $H_0=2$ мм, $B=30$ мм, б — толщины заготовки 1 — $B=40$ мм, $\Delta h/H_0=0,7$; 2 — $B=40$ мм, $\Delta h/H_0=0,55$, 3 — $B=30$ мм, $\Delta h/H_0=0,55$, в — ширины заготовки, 1 — $H=3$ мм, $\Delta h/H_0=0,67$, 2 — $H=3$ мм, $\Delta h/H_0=0,55$, 3 — $H_0=2$ мм, $\Delta h/H_0=0,55$

катке винтовых поверхностей степень закручивания уменьшается по сравнению с прокаткой плоских витков. Указанное уменьшение объясняется прежде всего воздействием выводной проводки и во многом зависит от ее конкретного конструктивного использования. В рассматриваемой экспериментальной установке значение коэффициента неравномерности вытяжки спирали составляет 0,9...0,93 коэффициента вытяжки для плоского витка при аналогичных условиях эксперимента

5.3. Исследование процесса проточки шнеков

Исследовали проточку шнеков, спирали которых изготовлены из стали 08 кп в диапазоне наружных диаметров 60...250 мм, с толщиной витка по наружной кромке 0,4...2,5 мм при различных

режимах обработки. Эксперименты проводили на токарном станке 16К20. Замер усилия производили методом тензометрирования. Датчики наклеивали на резец сверху и снизу по полумостовой схеме. С помощью самописца Н—338-1П и усилителя Топаз-4-01 осуществляли запись усилия проточки. Тарировку датчиков производили с помощью грузов в статическом положении.

Как показали экспериментальные исследования, скорость резания должна иметь определенное значение, в противном случае наружная винтовая поверхность деформируется и гнется. Пределы ее

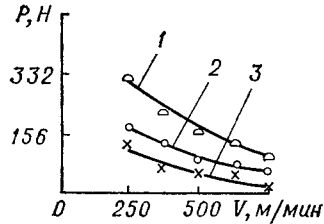


Рис. 64.

Рис. 64 Зависимость усилия резания при проточке шнека (сталь 08 кп, $D=165$ мм, $h=1,25$ мм, $t=1,25$ мм) от скорости резания:

1 — $s=0,5$ мм/об; 2 — $s=0,2$ мм/об, 3 — $s=0,05$ мм/об.

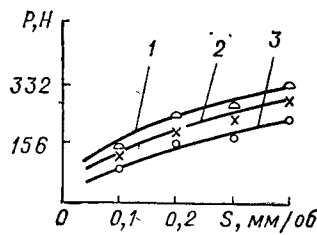


Рис. 65.

Рис. 65 Изменение усилия резания от величины подачи для шнека:

$D=77$ мм, $h=2,0$ мм, $t=0,5$ мм. 1 — $v=250$ м/мин; 2 — $v=400$ м/мин; 3 — $v=500$ м/мин.

установлены опытным путем. Так, для шероховатости поверхности $R_z=20 \dots 60$ мкм и точности 8...9 квалитетов скорость резания должна находиться в пределах 400 м/мин. С увеличением толщины винтовой поверхности более 0,5 мм скорость можно уменьшать до 250...280 м/мин, но при этом качество обработки будет на один два порядка ниже. Характер зависимости силы резания во времени — пульсирующий с периодом $T=60/n$ (n — количество оборотов шнека в минуту). Он четко прослеживается на осциллограммах.

Как видно из рис. 64—67, с повышением скорости резания усилие уменьшается, а повышается с возрастанием подачи, глубины резания и толщины спирали.

Значение силы резания определяют по формуле

$$P_z = C_{pz} v^{-0,35} s^{0,45} t^{0,75} K_z, \quad (5.4)$$

где C_{pz} — коэффициент, зависящий от ширины полосы, $C_{pz} = 4000 \dots 5000$; v — скорость резания; s — значение подачи на один оборот; t — глубина резания; K_z — коэффициент, зависящий от толщины спирали по наружной кромке, $K_z = (h/2,5)_{\text{напр}} K_{\text{изм}}$; $K_{\text{напр}}$ — коэффициент, зависящий от направления подачи резца ($K_{\text{напр}}=1,1$ — для проточки по направлению винтовой линии,

$K_{\text{напр}}=0,9$ — против направления винтовой линии); $K_{\text{изм}}$ — коэффициент, учитывающий износ резца, $K_{\text{изм}}=0,8 \dots 1$.

Скорость резания находят по формуле

$$v = 250 / (T^{0,15} s^{0,2} t^{0,15}) K_v, \quad (K_v = K_b K_\phi K_m), \quad (5.5)$$

где K_b — коэффициент, учитывающий толщину кромки шнека; $K_b = h/2,5$; K_ϕ — коэффициент, учитывающий форму резца; K_m — коэффициент, учитывающий материал шнека ($K_m=0,9$ — для стали Ст. 3, $K_m=1,0$ — для стали 08 кп).

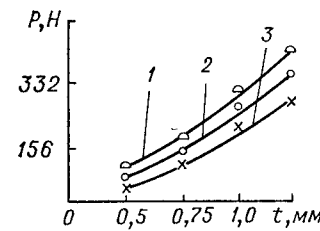


Рис. 66.

Рис. 66. Зависимость усилия резания от глубины резания для шнека:

$D=160$ мм, $h=2$ мм, $s=0,2$ мм/об: 1 — $\omega=50$ с⁻¹, 2 — $\omega=65$ с⁻¹; 3 — $\omega=100$ с⁻¹.

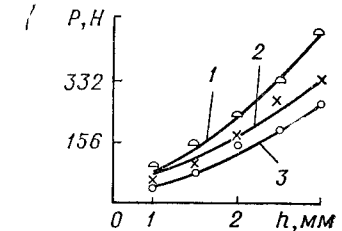


Рис. 67.

Рис. 67 Изменение усилия резания от толщины спирали по наружной кромке для шнека $D=100$ мм, $\omega=42$ с⁻¹; $s=0,2$ мм/об:

1 — $t=2,0$ мм; 2 — $t=1,0$ мм; 3 — $t=0,5$ мм.

5.4. Экспериментальные исследования защитных устройств

Экспериментальные исследования защитных устройств оборудования для изготовления винтовых лент проводили с целью установления влияния конструктивных элементов и параметров технологического процесса на коэффициент динамичности, точности срабатывания и изменение передаваемого момента в зависимости от скорости вращения [12, 20]. При этом использовали стенд, основными узлами которого является сварная рама, в нижней части которой установлен приводной двигатель, регулировочный насос гидростатической передачи «ЗАУЭР», масляный бак, приводной гидродвигатель, преобразователи крутящего момента и три поршковых тормоза, соединенных последовательно.

При исследовании силовых параметров предохранительных муфт применяли тензометрические датчики. Преобразователи крутящего момента выполнены в виде тензовалов, закрепленных на подшипниках в стойках. На тензометрическом участке валов наклеены тензодатчики, соединенные по полумостовой схеме через токосъемники со входом тензометрического усилия.

Преобразователь крутящего момента представляет самостоятельную конструкцию и может быть выполнен с различными диаметрами тензометрических участков валов, что позволяет испытывать муфты, рассчитанные на различные моменты срабатывания. При исследовании силовых параметров защитных устройств использовали в качестве усилительной аппаратуры тензостанцию

Техническая характеристика стенда для испытаний приводных устройств

Диапазон регулировки частоты вращения ведущего вала стенда, об/мин	0—1460
Крутящий момент на ведущем валу, Нм	1000
Наибольший тормозной момент, Нм	1200
Метод создания нагружения	разомкнутый посредством порошковых тормозов
Количество порошковых тормозов ПТ-40 М, шт.	3
Метод измерения крутящего момента	тензометрический
Мощность двигателя, кВт	40
Частота вращения электродвигателя, об/мин	1460
Габаритные размеры, мм	
длина	2800
ширина	800
высота	1500
Масса, кг	1850

8 АН 4, а в качестве регистрирующего — восьмишлейфовый осциллограф С 1-74.

Испытания проводили согласно методике РТМ 23.2.70.78 [57]. На рис. 68, 69 представлены силовые и точностные характеристики предохранительных муфт, рассмотренных выше.

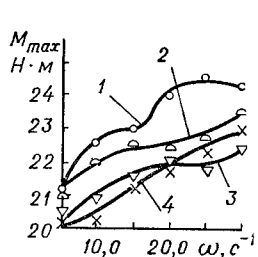


Рис 68

Рис 68 Зависимость крутящего момента от частоты вращения приводного вала для различных значений углов отжимного диска (рис. 41).

1 — прототип, 2 — $\alpha=22,5^\circ$, 3 — $\alpha=30^\circ$, 4 — $\alpha=45^\circ$

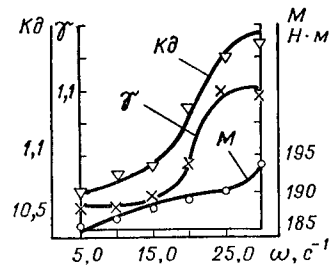


Рис 69

Рис 69. Зависимость передаваемого момента (M), коэффициентов точности (γ), и динамичности ($K\delta$) многодисковой предохранительной муфты от частоты вращения (рис. 42)

Из приведенных зависимостей видно, что с увеличением числа оборотов передаваемый момент и коэффициент динамичности возрастает, а точность срабатывания уменьшается.

В табл. 5 и 6 представлены результаты экспериментальных исследований предохранительной муфты повышенной точности ограничения нагрузки (рис. 44) для различных значений угла наклона

Таблица 5

Коэффициент динамичности K_{π} муфты при различном выполнении угла отжимного элемента

Угол отжимного элемента	Частота вращения ω , с ⁻¹					
	5,0	10,0	15,0	20,0	25,0	30,0
Прототип	1,41	1,495	1,57	1,62	1,645	1,625
22,5°	1,39	1,47	1,5	1,505	1,51	1,545
30°	1,34	1,4	1,43	1,53	1,475	1,5
45°	1,32	1,33	1,48	1,435	1,52	1,52

Таблица 6

Точность срабатывания γ муфты при различном выполнении угла отжимного элемента

Угол отжимного элемента	Частота вращения ω , с ⁻¹					
	5,0	10,0	15,0	20,0	25,0	30,0
Прототип	1,175	1,19	1,195	1,22	1,27	1,32
22,5°	1,12	1,165	1,215	1,195	1,16	1,155
30°	1,13	1,18	1,245	1,29	1,25	1,19
45°	1,145	1,20	1,255	1,30	1,33	1,27

Таблица 7

Зависимость конструктивных параметров муфты от передаваемого момента (рис. 44)

d	M_{HM}	D_1	d_1	L
26	160—400	156	86	100
30	160—400	160	88	104
40	400—630	186	104	114
45	400—630	190	108	118

Таблица 8

Конструктивные параметры муфты в зависимости от передаваемого момента (рис. 42)

d	M_{HM}	D_1	d_1	d_2	d_3	L
30	160—250	130	60	70	110	104
40	250—400	132	70	80	115	106
45	400—630	156	80	90	125	124
50	630—1000	158	80	90	127	128

отжимных элементов 8 и 9, которые сравнивали с прототипом — этой же муфтой без шариков 7. Как видно из таблиц, коэффициенты динамичности и точности в зависимости от количества оборотов более стабильны для муфты с конусными отжимными элементами, чем для прототипа [18].

Рекомендуемые конструктивные параметры шариковой предохранительной муфты и муфты повышенной точности ограничения нагрузки установлены в результате экспериментальных исследований и приведены в табл. 7 и 8, где D_1 ; d_1 — соответственно наружный и внутренний диаметры ведущей полумуфты; d — диаметр вала; d_2 — посадочный диаметр приводного шкива; d_3 — диаметр расположения крепежных отверстий приводного шкива в ступице; L — длина муфты.

5.5. Точность изготовления винтовых лент

При исследовании процесса формообразования спиралей шнеков установлены основные точностные характеристики методов навивки и прокатки. Определены наружный и внутренний диаметры, толщина по наружной и внутренней кромкам, шаг витка и стабильность. Проведены сравнительные исследования двух основных способов по выявлению возможности изготовления винтовых лент с минимальными внутренними диаметрами.

Отклонение спиралей шнеков по наружному диаметру в диапазоне размеров по ГОСТ 2705—73, полученных методом навивки, в 2...2,5 раза меньше, чем при прокатке, а изменение шага винтовой ленты также в 2,4...3,0 раза меньше.

Важным фактором, определяющим надежность и долговечность шнека, является разница в толщине внутренней и наружной кромок. При прокатке толщина наружной кромки в 1,5...2,6 раза меньше, чем внутренней.

При навивке эта разница сведена к минимуму и составляет 0,1...0,20 мм на 1 мм толщины навиваемой полосы против 0,3...0,6 мм для прокатки. Таким образом, толщина полосы на наружной кромке для одного и того же типоразмера значительно больше при навивке, чем при прокатке.

К технико-экономическим преимуществам навивки также относится возможность получения спиралей с минимальным внутренним диаметром — 8...12 мм, изготовление которых методом прокатки затруднено.

Для достижения точности шнеков по наружному диаметру после сварки их необходимо рихтовать и протачивать на токарном станке. При этом экономическая точность составляет 8...9 квалитетов, а $R_z=20...60$ мкм.

5.6. Технико-экономическая эффективность производства спиралей шнеков

Экономический эффект от применения холодной навивки винтовых спиралей определяют по формуле

$$\mathcal{E} = (C_1 - C_2)A - E_n K, \quad (5.6)$$

где C_1 — существующая технологическая себестоимость изготовления одной детали; A — годовая программа выпуска деталей с применением нового технологического процесса; C_2 — технологическая себестоимость изготовления одной детали способом навивки на оправку; E_n — нормативный коэффициент экономической эффективности технологического процесса; K — капитальные затраты, связанные с внедрением прокатки.

Способ навивки по сравнению с прокаткой обладает рядом преимуществ: усилие формообразования в 3—7 раз ниже, затраты

на проектирование и изготовление технологической оснастки гораздо меньше, значительно выше качество спиралей и их долговечность.

Надежность и долговечность навиваемых спиралей по сравнению с прокатываемыми повышается в 1,5...2,2 раза за счет увеличения толщины витка по наружному диаметру (в зависимости от типоразмера винтовой поверхности и толщины полосы).

Окончательное решение о внедрении как предлагаемого, так и любого нового технологического процесса изготовления деталей принимают на основе расчетов экономической эффективности. Важным ее показателем является годовой экономический эффект. Однако известный порядок его определения, основывающийся на разнице приведенных затрат, не всегда обеспечивает объективность результатов. Дело в том, что более прогрессивные технологические процессы могут требовать повышения текущих затрат, которые компенсируются улучшением эксплуатационных качественных параметров.

В этой связи годовой экономический эффект от внедрения навивки спиралей шнеков на оправку по сравнению с прокаткой можно определить по формуле

$$\mathcal{E} = [(P_1 - P_2)A - E_n(K_1 - K_2)], \quad (5.7)$$

где P_1, P_2 — прибыль на единицу продукции соответственно до и после внедрения нового технологического процесса изготовления спиралей шнеков; K_1, K_2 — удельные капитальные вложения на единицу продукции соответственно до и после внедрения нового технологического процесса.

Преимущества показателя прибыли, используемого в расчетах годового экономического эффекта, состоят в том, что он по сравнению с себестоимостью продукции более полно отражает результаты эффективности новых технологических процессов изготовления продукции.

Расчеты, проведенные по данной формуле, показывают, что сумма экономического эффекта от внедрения навивки спиралей шнеков на оправку по сравнению с прокаткой выше определенной в соответствии с существующей методикой.

В штамповой технологической оснастке, которую используют для изготовления колец винтовых и широкополосных спиралей, экономический эффект проявляется в улучшении производственных и эксплуатационных характеристик оснастки и составляет часть народнохозяйственного эффекта, создаваемого этим оборудованием. Как правило, при внедрении смазочного оборудования потребитель не производит сопутствующих капитальных вложений.

В связи с этим расчет экономической эффективности смазочных систем производят по формуле [63]

$$\mathcal{E} = C_6 \beta (P_6 + E_n) / (P_n + E_n) + (I_6 - I_n) / (P_n + E_n) - C_n, \quad (5.8)$$

где C_6 и C_n — оптовая цена соответственно базового и нового смазочного устройства, руб.; β — коэффициент приведения (экви-

валентности), отражающий рост производительности оборудования при использовании автоматизированных смазочных систем:

$\frac{P_6 + E_n}{P_n + E_n}$ — коэффициент учета изменения срока службы нового

оборудования по сравнению с базовым; P_6, P_n — доли амортизационных отчислений от балансовой стоимости на полное восстановление базового и нового оборудования (рассчитывают как величины, обратные срокам службы оборудования, с учетом их морального износа); $E_n = 0,15$; I_6, I_n — годовые эксплуатационные издержки потребителя при использовании базового и нового оборудования в расчете на объем продукции, производимой с помощью нового, руб.

Таким образом, в результате проведенных исследований и опыта промышленного внедрения в производство способов навивки, прокатки, проточки спиралей, оборудования для их изготовления, технологической штамповой оснастки и инструментов подтверждены теоретические предпосылки, принятые при разработке методик расчета конструктивных и технологических параметров. Установлено, что приведенные зависимости с достаточной точностью для практического применения могут использовать при вычислениях.

Изучение влияния различных технологических и конструктивных параметров на процессы навивки позволило разработать новые конструкции некоторых узлов и приспособлений для непрерывной навивки, калибровки и проточки винтовых лент с необходимой точностью. При исследовании износостойкости спиралей шнеков, изготовленных различными способами, выявлено, что витые детали по своим прочностным и эксплуатационным характеристикам превосходят аналогичные, изготовленные методом прокатки, и полностью удовлетворяют техническим требованиям. Долговечность их увеличивается в 1,5...2,2 раза. Установлено, что момент навивки в 3...7 раз меньше момента прокатки, а моменты непрерывной и периодической навивки практически равны между собой.

Работа по освоению новых процессов навивки, накопленный опыт по применению их в производственных условиях дали возможность сформулировать основные требования к оборудованию и приспособлениям, установить оптимальные конструктивные решения важнейших узлов, выработать инженерную методику расчета конструктивных и технологических параметров.

Описанные в монографии технологические процессы, оборудование, технологическая оснастка и инструменты внедрены в производство на многих предприятиях страны, что обеспечило повышение производительности труда, улучшение качества изготавливаемых деталей, условий труда рабочих, уменьшение расхода металла и производственных площадей.

1. *Аверкиев Ю. А.* Характер формоизменения и силовые условия при гибке полосы на ребро — *Вестн машиностроения*, 1981, № 1, с. 64—66
2. *Буянов Г. Н., Гуревич А. Н., Коломоец П. С.* и др. А с 766721 (СССР). Устройство для изготовления спиралей шнеков. — *Опул в Б И*, 1980, № 36
3. *Васильев Э. Н. А.* с. 733 822 (СССР). Станок для спирального оребрения труб лентой — *Опул в Б И*, 1980, № 18
4. *Воронов М. А.* А с. 602 267 (СССР). Способ получения шнековых спиралей. — *Опул в Б И*, 1978, № 14
5. *Гевко Б. М.* Технологические основы выбора конструктивных параметров шнеков. — *Изв вузов Машиностроение*, 1982, № 5, с. 148—151
6. *Гевко Б. М.* Исследование распределения скоростей при прокатке спиралей шнеков — *Конструирование и технология производства с-х машин*, 1983, № 13, с. 50—55.
7. *Гевко Б. М.* Исследование подачи полосового материала в зону деформирования при прокатке спиралей шнеков. — *Изв. вузов. Металлургия*, 1981, № 11, с. 55—58
8. *Гевко Б. М.* Исследование процесса навивки спиралей шнеков на оправку. — *Изв. вузов Машиностроение*, 1984, № 8, с. 117—122.
9. *Гевко Б. М.* Изготовление спиралей шнеков. — *Машиностроитель*, 1983, № 6, с. 38—39
10. *Гевко Б. М.* К расчету конструктивных параметров инструментов для навивки спиралей шнеков. — *Изв. вузов. Машиностроение*, 1984, № 9, с. 125—129
11. *Гевко Б. М.* Инструменты для прокатки винтовых спиралей. — *Машиностроитель*, 1984, № 8, с. 18.
12. *Гевко Б. М., Матвийчук А. В.* Стенд для приработки предохранительных муфт. — *Технология и организация производства*, 1983, № 4, с. 48—49
13. *Гевко Б. М., Зигмунт П. А., Дубик О. И.* Установка для навивки спиралей шнеков. — *Львов*, 1978. — 10 с.
14. *Гевко Б. М., Кривый П. Д., Дубик О. И.* Новые конструкции направляющих элементов штампов. — *Технология и организация производства*, 1976, № 9, с. 31—32
15. *Гевко Б. М., Мокрицкий И. Д., Данильченко М. Г.* и др. Исследование процесса непрерывной смазки пуансонов штампов. — *Тракторы и с-х машины*, 1976, № 1, с. 43.
16. *Гевко Б. М., Луцив И. В.* Исследование явления осевого удара в шариковых предохранительных муфтах. — В кн.: *Технология и организация производства: Сборник. К*, 1981, № 4, с. 1—10 *Рукопись деп в УкрНИИТИ № 2853*
17. *Гевко Б. М., Рогатинский Р. М.* Выбор оптимальных параметров шнеков. — *Изв. вузов Машиностроение*, 1983, № 6, с. 105—109
18. *Гевко Б. М., Дубик О. И.* Экспериментальные исследования фрикционной предохранительной муфты повышенной точности ограничения нагрузки. — В кн.: *Тез докл Всесоюз. науч.-тех. конф «Перспективы развития техники для возделывания и уборки сахарной свеклы и кукурузы на зерно»*. Харьков, 1981, с. 189—191
19. *Гевко Б. М., Рогатинский Р. М.* Исследование процесса непрерывной смазки полосы при листовой штамповке — *Вестн. машиностроения*, 1981, № 1, с. 58—59
20. *Гевко Б. М., Флик Э. П., Матвийчук А. В.* и др. Стенд для исследования характеристик приводных устройств сельскохозяйственных машин. — В кн.: *Технология и организация производства: Сборник. К*, 1984, № 2, с. 56—66. *Рукопись деп в УкрНИИТИ, № 258 Ук Д84*
21. *Глушченко И. П.* Основы проектирования цепных передач с втулочно-роликовыми цепями. — *Львов: Изд-во Львов ун-та*, 1964 — 220 с.

22. *Гурвич В. Е., Шифрин Д. Р., Воробьев Ю. П.* Холодная прокатка спиралей шнеков — Кузнечно-штамповочное производство, 1981, № 9, с. 9—10.
23. *Горошко В. К. А.* с 632 452 (СССР). Устройство для навивки шнеков — Оpubл. в Б. И., 1972, № 42.
24. *Дубиняк С. А., Гевко Б. М., Зигмунт П. А.* и др Исследование процесса навивки спиралей шнеков. — Технология и организация производства, 1975, № 3, с. 63—65.
25. *Егоров В. А.* Об изготовлении винтовых лент прокаткой. — Тракторы и с.-х. машины, 1972, № 12, с. 41—43.
26. *Егоров В. А.* Особенности прокатки винтовых лент — Тракторы и с.-х. машины, 1974, № 5, с. 41—43.
27. *Журавлев А. З.* Образование геликондалных поверхностей прокаткой. — Сельхозмашина, 1949, № 12, с. 9—13
28. *Журавлев А. З., Верзилов Ю. Н., Егоров В. А.* Изготовление шнеков для зерноуборочных комбайнов. — Кузнечно-штамповочное производство, 1980, № 5, с. 29—31.
29. *Зубцов М. Е.* Листовая штамповка. — Л.: Машиностроение, 1980 — 432 с.
30. *Катков И. С., Бахтаев М. И. А.* с 733 784 (СССР). Способ изготовления витков шнеков и штампов для осуществления этого способа. — Оpubл. в Б. И., 1980, № 18
31. *Клименко В. М., Онищенко А. М.* Кинематика и динамика процессов прокатки. — М.: Металлургия, 1984. — 232 с.
32. *Комановский А. З.* Листопроечное производство. — М.: Металлургия, 1979. — 278 с
33. *Короткевич В. Г., Данилов В. И. А.* с. 814 535 (СССР) Устройство для изготовления спиралей шнеков. — Оpubл. в Б. И., 1981, № 11
34. *Лысовой М. Н.* Теория и расчет процессов изготовления деталей методами гибки. — М.: Машиностроение, 1966 — 236 с.
35. *Макашиш А. М. А.* с 449 755 (СССР) Устройство для изготовления спиралей шнеков — Оpubл. в Б. И., 1975, № 42.
36. *Макашиш А. М., Рябоконь В. М. А.* с. 493 283 (СССР). Способ изготовления спиралей шнеков — Оpubл. в Б. И., 1976, № 44.
37. *Мазуровский Б. Я., Диван П. И.* Изготовление колец гибкой из полосы на ребро. — Кузнечно-штамповочное производство, 1973, № 4, с. 19—21.
38. *Маковкин А. Ф. А.* с. 745 583 (СССР). Способ изготовления шнековых спиралей. — Оpubл. в Б. И., 1980, № 25
39. *Милиц Г. М., Винокуров Е. С., Рябоконь В. М.* и др. А. с. 360 131 (СССР). Устройство для изготовления спиралей шнеков. — Оpubл. в Б. И., 1973, № 36.
40. *Михаленко Ф. П.* Стойкость разделительных штампов. — М.: Машиностроение, 1976. — 208 с.
41. *Мошнин Е. Н.* Гибка, обтяжка и правка на прессах. — М.: Машгиз, 1959 — 360 с.
42. *Мошнин Е. М.* Гибка и правка на ротационных машинах. — М.: Машиностроение, 1977. — 269 с.
43. *Мулин В. П., Чврникин Н. И. А.* с. 435 887 (СССР). Устройство для навивки ленты в спираль на ребро — Оpubл. в Б. И., 1974, № 28.
44. *Павлов И. М.* Теория прокатки. — М.: Металлургиздат, 1950 — 610 с.
45. *Павлов И. М., Железнов Ю. Д., Назаров Ю. Е.* Распределение вытяжек по ширине полосы при неравномерном асимметричном обжатии. — Изв. вузов. Черная металлургия, 1970, № 4, с. 83—85.
46. *Покровский В. Б.* Ротационное редуцирование внешних и внутренних поверхностей. — В кн: Прогрессивные методы изготовления, отделки и упрочнения деталей пластическим деформированием. М.: Машгиз, 1962, с. 46—51.
47. *Поляков В. С., Барабаш И. Д., Раховский О. А.* Справочник по муфтам. — Л.: Машиностроение, 1979. — 344 с.
48. *Попов Е. А.* Основы теории листовой штамповки — М.: Машиностроение, 1980 — 432 с
49. *Радюченко Ю. С.* Ротационная ковка — М.: Машиностроение, 1962. — 187 с.
50. Рекомендации по применению испытательных стенов механических приводов, их узлов и деталей — М., 1982. — 35 д.
51. *Ренне И. П.* Пластический изгиб листовой заготовки. — Тр. Тульского мех. ин-та, 1950, вып. 4, с. 146—162
52. *Решетняк И. Я. А.* с 438 474 (СССР). Устройство к токарному станку для навивки спиралей шнеков. — Оpubл. в Б. И. 1975, № 29.
53. *Рогатинский Р. М.* Исследование процесса непрерывной смазки направляющих элементов штампов. — В кн: Тез. докл. отраслевой науч.-тех. конф. «Пути совершенствования технологических процессов и оборудования, применяемых при обработке металлов давлением». Барнаул, 1981, с. 82—87.
54. *Романовский В. П.* Справочник по холодной штамповке — Л.: Машиностроение, 1979. — 520 с.
55. *Рокотян С. Е., Гурвич В. Е.* Деформация при холодной вальцовке спиралей шнеков. — Кузнечно-штамповочное производство, 1983, № 10, с. 8—10.
56. Руководящий технический материал: Методика ускоренных испытаний предохранительных муфт. РТМ 23.2.70—78. М., 1979. — 34 с.
57. Руководящий технический материал: Муфты предохранительные цепных и ременных передач сельскохозяйственных машин моментом срабатывания свыше 160 Н·м до 1000 Н·м РТМ-А 23.2.135. М., 1979 — 104 с.
58. Руководящий технический материал: Муфты специальные предохранительные цепных и ременных передач сельскохозяйственных машин моментом срабатывания свыше 160 Н·м до 1000 Н·м РТМ-А 32.2.135 М., 1980. — 66 с
59. *Сафронов В. Г. А.* с. 583 852 (СССР). Стан для изготовления спиралей шнеков. — Оpubл. в Б. И., 1977, № 46.
60. *Сафронов В. Г. А.* с. 535 997 (СССР). Способ изготовления спиралей шнеков. — Оpubл. в Б. И., 1976, № 43.
61. *Сафронов В. Г. А.* с. 772 664 (СССР). Способ изготовления спиралей шнеков. — Оpubл. в Б. И., 1980, № 39.
62. *Севереденко В. П.* Теория обработки металлов давлением. — Минск: Выш. шк., 1966. — 223 с.
63. *Семенов В. Я., Курганский П. М., Кузьмин В. И.* и др. Автоматизированные смазочные системы и устройства. — М.: Машиностроение, 1982 — 176 с.
64. *Смирнов В. С.* Теория прокатки. — М.: Металлургия, 1967. — 460 с.
65. *Смирнов-Аляев Г. А., Чигидовский В. П.* Экспериментальные исследования в области обработки металлов давлением. — Л.: Машиностроение, 1972 — 360 с
66. *Сторожев М. В., Попов Е. А.* Теория обработки металлов давлением — М.: Машиностроение, 1977. — 427 с
67. *Сусников И. Г., Алтуков И. Ф. А.* с. 410 846 (СССР). Способ изготовления шнеков. — Оpubл. в Б. И., 1974, № 27.
68. *Томленов А. Д.* Теория пластического деформирования металлов — М.: Металлургия, 1972 — 408 с.
69. *Третьяков А. В.* Теория, расчет и исследование станков холодной прокатки — М.: Металлургиздат, 1966 — 255 с.
70. *Фаллер А. Н. А.* с. 265 850 (СССР) Способ получения шнеков — Оpubл. в Б. И., 1970, № 11.
71. *Флик Э. П., Зеленский А. С.* Состояние и тенденции развития конструкций предохранительных муфт сельскохозяйственных машин — Сельскохозяйственное машиностроение, 1980, № 7 — 32 с.
72. *Хейн А. Я.* Процесс легкой и тонколистовой прокатки — М.: Металлургиздат, 1941. — 312 с
73. *Хилл Р.* Математическая теория пластичности — М. Гостехиздат, 1956 — 407 с
74. *Целиков А. И.* Теория расчета усилий в прокатных станах. — М.: Металлургиздат, 1962. — 494 с
75. *Целиков А. И., Никитин Г. С., Рокотян С. Е.* Теория продольной прокатки — М.: Металлургия, 1980 — 318 с
76. *Целиков А. И., Томленов А. Д., Зюзин В. И.* и др Теория прокатки Справочник — М.: Металлургия, 1982 — 335 с
77. *Цепулин В. А., Гурвич В. Е. А.* с 671 899 (СССР) Способ изготовления спиралей шнеков — Оpubл. в Б. И., 1979, № 25.

78. *Цепулин В А, Гурвич В Е* А с 662 220 (СССР) Способ получения спиралей — Оpubл. в Б И, 1979, № 18
79. *Церна А Е* Исследование и освоение процесса холодной прокатки лент шнеков: Автореф. дис канд техн наук — М., 1975. — 25 с
80. *Чекмарьев А П, Нефедов А А, Николаев В А.* Теория продольной прокатки — Харьков · Изд-во Харьков ун та, 1965 — 211 с
81. *Шевченко К Н* Основы математических методов в теории обработки металлов давлением — М · Высш шк, 1970 — 351 с.
82. *Шифрин Д Я., Гурвич В Е, Нудель С. Н.* Холодная вальцовка спиралей шнеков для самоходного кормоуборочного комбайна КСК-100 — Кузнечно-штамповочное производство, 1984, № 3, с 4—6.
83. *Шифрин Д. Я., Гурвич В. Е., Кремлев В. Н.* и др А с. 429 872 (СССР). Способ получения шнековых спиралей — Оpubл. в Б. И., 1974, № 20
84. *Шифрин Д Я, Гурвич В. Е* А с. 602279 (СССР). Способ получения шнековых спиралей. — Оpubл. в Б И, 1978, № 14.
85. *Шифрин Д. Я., Воробьев Ю. П., Гурвич В. Е* А с 680795 (СССР). Способ изготовления шнековых спиралей — Оpubл. в Б. И., 1979, № 31
86. *Щукин А Д.* А с 534 277 (СССР) Устройство для навивки спиралей шнеков — Оpubл. в Б И., 1977, № 41.

Предисловие	3
Глава 1. Особенности технологического процесса изготовления винтовых лент	5
1.1. Основные методы формообразования спиралей шнеков	5
1.2. Способы навивки	7
1.3. Способы прокатки	14
1.4. Технологические требования к заготовкам, конструкции установок и инструментам для формообразования винтовых лент	21
Глава 2 Технологические основы процесса формообразования	24
2.1. Технологические основы навивки спиралей на оправку	24
2.2. Технологические основы прокатки спиралей шнеков	33
2.3. Захват полосы коническими валками	40
2.4. Распределение скоростей при прокатке спиралей	47
Глава 3 Теоретические основы и математическое моделирование процессов формообразования спиралей шнеков	56
3.1. Исследование влияния внешних зон на формообразование винтовых лент при прокатке	56
3.2. Математическое моделирование напряженного состояния при прокатке	60
3.3. Исследование энергосиловых параметров при формообразовании	66
3.4. Использование ЭВМ при оптимизации процессов и параметров формообразования спиралей шнеков	69
Глава 4 Оборудование и оснастка для изготовления винтовых лент	73
4.1. Оборудование для навивки спиралей шнеков на оправки	73
4.2. Расчет конструктивных параметров инструментов для навивки спиралей шнеков	80
4.3. Оборудование для прокатки винтовых лент	83
4.4. Инструменты для прокатки спиралей шнеков	88
4.5. Расчет конструктивных параметров установок для прокатки винтовых лент	90
4.6. Защитные устройства оборудования	92
4.7. Конструкции штамповой оснастки для изготовления колец винтовых лент	98
Глава 5 Экспериментальные исследования	107
5.1. Исследование процесса навивки спиралей на оправку	107
5.2. Исследование процесса прокатки	113
5.3. Исследование процесса проточки шнеков	115
5.4. Экспериментальные исследования защитных устройств	117
5.5. Точность изготовления винтовых лент	120
5.6. Технико экономическая эффективность производства спиралей шнеков	120
Список литературы	123

Богдан Матвеевич Гевко
ТЕХНОЛОГИЯ ИЗГОТОВЛЕНИЯ
СПИРАЛЕЙ ШНЕКОВ

Редактор В. В. Войтович
Переплет художника И. С. Куючко
Художественный редактор С. В. Копотюк
Технический редактор С. Д. Довба
Корректоры Р. Р. Гамада,
А. В. Карминская,

Информ. бланк № 10510

Сдано в набор 09.07.85. Подп. в печать 13.11.85.
БГ 05182. Формат 60×90/16. Бумага кн.-журн. Лит.
гарн. Выс. печ. Усл. печ. л. 8. Усл. кр.-отт. 8,37.
Уч.-изд. л. 8,42. Тираж 2000 экз. Изд. № 1330.
Зак. № 3440. Цена 1 р. 40 к.

Издательство при Львовском государственном
университете издательского объединения «Вища
школа», 290000, Львов, ул. Университетская, 1.

Областная книжная типография,
290000, Львов, ул. Стефаника, 11.