

Министерство высшего и среднего специального
образования БССР

БЕЛОРУССКИЙ ОРДЕНА ТРУДОВОГО КРАСНОГО ЗНАМЕНИ
ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ

Республиканские межведомственные сборники

М Е Т А Л Л У Р Г И Я

Машины и технология обработки металлов давлением

Выпуск 5

Минск 1974

669
M54

УДК 621.77.539.3+561.243

В сборнике освещаются вопросы теории и технологии обработки металлов давлением, широко представлены результаты исследований влияния механических колебаний и высокоскоростного нагружения на процессы пластической деформации.

Материалы сборника могут быть полезными инженерам машиностроительных и металлургических заводов, а также представляют интерес для научных сотрудников, преподавателей, аспирантов и студентов, занимающихся изучением вопросов прочности и пластичности металлов.

Редакционная коллегия:

И.И.Гурдус, А.М.Дмитрович, Н.П.Жмакин (ответственный секретарь), Е.Б.Ложечников, Л.С.Ляхович, П.А.Пархутик, В.С.Пашенко (гл.редактор), О.В.Роман, В.П.Северденко, В.И.Харитонович, Д.Н.Худокормов (зам.гл.редактора).

Ответственный за выпуск
кандидат технических наук, доцент В.С.Пашенко

Выпуском настоящего сборника отмечается 70-летие со дня рождения и 40-летие научно-педагогической деятельности заслуженного деятеля науки и техники БССР, академика АН БССР, доктора технических наук, профессора Василия Петровича СЕВЕРДЕНКО

В сборнике помещены работы, выполненные под руководством В.П.Северденко его учениками.

Василий Петрович СЕВЕРДЕНКО

(к 70-летию со дня рождения и 40-летию научно-педагогической деятельности)

Заслуженный деятель науки и техники БССР, академик АН БССР, доктор технических наук, профессор Василий Петрович Северденко родился 14 января 1904 г. в гор. Краматорске в семье рабочего-металлиста. Трудную жизнь начал в 1920 году. После окончания рабфака им. Артема учился в Московской Горной Академии и в 1932 году окончил Московский институт стали, получив звание инженера-металлурга. После окончания института был оставлен на кафедре прокатки и до 1937 года работал вначале аспирантом, а затем ассистентом этой кафедры. В феврале 1937 года защитил кандидатскую диссертацию на тему "Влияние внешнего трения на деформацию металла при прокатке". В 1938 году В.П.Северденко было присуждено звание доцента. С сентября 1941 г. по октябрь 1945 г. он находился в рядах Советской Армии. Участвовал в боях на Калининском и Северо-Западном фронтах. С 1945 по 1951 г. работал доцентом на кафедре прокатки института стали. В декабре 1949 г. защитил докторскую диссертацию на тему "Давление металла на валки при прокатке". В 1951 г. избран заведующим кафедрой технологии металлов Московского института цветных металлов и золота им. М.И.Калинина. В феврале 1952 г. утвержден в ученом звании профессора. С 1953 по 1957 г. работал деканом технологического факультета МИЦМиЗ. В декабре 1956 г. Василий Петрович был избран академиком Академии Наук Белорусской ССР и назначен директором физико-технического института АН БССР; работал в этой должности до июня 1970 года, одновременно руководил лабораторией пластичности. С августа 1957 г. по июль 1970 г. заведывал кафедрой "Машины и технология обработки металлов давлением" в Белорусском политехническом институте. В настоящее время В.П.Северденко работает старшим научным сотрудником-консультантом ФТИ АН БССР и профессором-консультантом на кафедре "Машины и технология обра-

ботки металлов давлением" БИИ и "Технология и оборудование трубного производства" ВЗМИ.

Основные работы В.П.Северденко посвящены теории пластичности и технологии обработки металлов давлением. В этих работах теоретически исследовано формообразование в очаге деформации; выявлены закономерности и особенности процесса пластической деформации в зависимости от условий на контактной поверхности, изучены силовые параметры основных процессов обработки металлов давлением. Изучены физические закономерности образования рельефа и структуры поверхностного слоя, а также кинетики формирования дислокационной структуры металлов. Предложен ряд новых способов обработки металлов давлением с применением низкочастотных и ультразвуковых колебаний. Под его руководством разработаны высокоэффективные методы получения деталей машин и режущего инструмента пластическим деформированием; созданы новые высокопрочные композиционные материалы.

Результаты многих исследований внедрены в промышленность помещены в учебниках, учебных пособиях и справочниках по теории обработки металлов давлением, теории прокатки, микроэлектронике и др.

По выполненным исследованиям В.П.Северденко лично и в соавторстве опубликовал свыше 700 работ, среди них 21 монография и два учебника для высших учебных заведений. Многие работы В.П.Северденко опубликованы за рубежом, в том числе несколько монографий.

В.П.Северденко создал белорусскую школу обработки металлов давлением. За сорокалетнюю педагогическую деятельность при участии и под руководством В.П.Северденко подготовлено свыше 1000 инженеров-металлургов и инженеров-механиков. Под его руководством выполнено и выполняется 31 докторская и 177 кандидатских диссертаций.

В.П.Северденко член КПСС с 1928 года; избирался членом Советского и Первомайского районных комитетов компартии Белоруссии г. Минска, депутатом Минского областного, Советского и Первомайского районных Советов депутатов трудящихся Минска. Он является членом редколлегии журналов "Доклады АН БССР", и "Известия АН БССР" (серия физико-технических наук), председателем Научного Совета Академии наук БССР по проблеме "Прочность и

пластичность", членом ряда ученых Советов, членом экспертной Комиссии ВАК при МВ и ССО СССР и др.

В.П.Северденко награжден четырьмя орденами и шестью медалями, медалями и дипломом почета ВДНХ и др. За многолетнюю активную научно-педагогическую деятельность и плодотворную работу по решению важнейших научно-технических проблем в области обработки металлов давлением ему присвоено почетное звание заслуженного деятеля науки и техники Белорусской ССР.

Ко дню своего семидесятилетия Василий Петрович СЕВЕРДЕНКО приходит в расцвете творческих сил.

В.И.Северденко

ПЕРСПЕКТИВЫ РАЗВИТИЯ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ

В директивах XXIV съезда КПСС по пятилетнему плану развития народного хозяйства СССР на 1971/75 годы указывается, что для ускорения темпов научно-технического прогресса и роста производительности труда необходимо значительно повысить удельный вес обработки металлов давлением в промышленности, создать и внедрить принципиально новые материалы и технологические процессы.

В свете изложенного нам представляется, что в области развития теории обработки металлов давлением перед учеными и практиками стоят такие важные задачи, как детальное изучение напряженно-деформированного состояния металла в очаге деформации при различных процессах обработки давлением, изучение механизма пластической деформации в различных условиях, изучение характера течения металла, неравномерности деформации, контактного и внутреннего трения, остаточных напряжений, изучение закономерностей течения металла в штампах (заполнение углов, тонких ребер), физико-механических и химических свойств поверхностных слоев штампа и детали, механических, физических и химических свойств металла, подвергнутого обработке давлением различными методами и в различных условиях. Важной задачей является разработка теории формообразования и расчета штампов, исследование прочностных и пластических свойств металлов и сплавов, применяемых в обработке давлением и др.

В экспериментальной области основными направлениями развития обработки металлов давлением можно считать разработку и внедрение в народное хозяйство кузнечно-прессовых машин с программным управлением, пресс-автоматов, гидровинтовых пресс-молотов, прессов для чистовой вырубki и виброзачистки, дальнейшее исследование работы кузнечно-прессовых машин, их эффективности, надежности и долговечности. Одной из основных задач является перевод большого числа деталей машиностроения на изготовление их обработкой давлением взамен резания, а также получение деталей с высоким классом чистоты и точности, исключавшее во многих

случаях дальнейшую механическую обработку. С этой целью необходимо проведение работ по разработке, усовершенствованию и внедрению безокислительных методов нагрева (уменьшается окалинообразование, повышается стойкость штампов); определение оптимальных условий нагрева и охлаждения штампов; разработка и внедрение точной резки заготовок для штампов; приближение формы заготовок к форме готовых изделий; усовершенствование методов непрерывной вальцовки в ковочных вальцах.

Для повышения стойкости инструмента (штампов) необходимо проведение работ по созданию и исследованию новых специальных сталей и сплавов; разработка методов упрочнения поверхности штампов, создание и исследование смазок для горячей и холодной обработки давлением.

В целях повышения производительности труда и интенсификации процессов обработки металлов давлением необходимо дальнейшее исследование и внедрение в производство методов высокоскоростного деформирования; применение малоотходной, а также безоблойной штамповки на молотах и КГШП; разработка методов горячей штамповки сложных профилей;ковки крупных слитков и заготовок; внедрение методов изотермической штамповки; применение вибраций низкой частоты и колебаний ультразвуковой частоты при вырубке-пробивке, вытяжке, выдавливании, гибке и других процессах обработки давлением. Важным является получение гранул из алюминия, его сплавов и других металлов и штамповка из них деталей, а также получение заготовок из порошков различных материалов и изделий из таких заготовок путем штамповки, выдавливания и другими методами обработки давлением, в том числе в вакууме и в инертных средах.

Весьма перспективными являются исследования по пластической деформации, и в частности вытяжка, тонколистового вольфрама, магния и его сплавов и других труднодеформируемых металлических материалов.

В связи с расширением массового производства продукции машиностроения, приборостроения и других отраслей промышленности, а также ввиду необходимости резко повысить производительность труда вопросы автоматизации, исследование систем для автоматизации производственных процессов приобретает весьма важное значение и этим проблемам необходимо уделять все большее внимание.

В связи с изложенным хотелось бы высказать несколько замечаний об основных направлениях работы кафедры "Машины и техноло-

гия обработки металлов давлением" Белорусского политехнического института на ближайшие 25-30 лет. Такими направлениями, профилирующими кафедру, по нашему мнению, могут быть:

1) получение заготовок из порошковых материалов и гранул и изготовление из указанных заготовок изделий путем ковки, штамповки в штампах, прессования, прокатки и другими методами в различных средах;

2) исследование процессов высокоскоростного деформирования;

3) применение вибраций низкой частоты и колебаний ультразвукового диапазона при вырубке-пробивке, вытяжке, прессовании, гибке, прокатке, волочении и других процессах обработки давлением.

Кафедра располагает высококвалифицированными кадрами и необходимым оборудованием для успешного проведения работ по указанным направлениям.

УДК 620.178.7

Е.И.Вербницкий, А.Д.Евзиков

ПРИБЛИЖЕННОЕ РЕШЕНИЕ УРАВНЕНИЙ ПЛОСКОГО ВЫСОКОСКОРОСТНОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ С УЧЕТОМ УПРОЧНЕНИЯ

Исследование напряженно-деформированного состояния при высокоскоростном деформировании с привлечением модели жесткопластического тела является справедливым только для малых и сравнительно равномерных деформаций. Увеличение обжатий ведет к значительным отклонениям результатов эксперимента от данных расчета. Причиной, вызвавшей эти отклонения, является упрочнение, которое зависит от параметров процесса и изменяется в деформируемом объеме.

Изменение предела текучести в условиях изотропного упрочнения может быть представлено в виде

$$k = k(q^p, T, H_i) \quad .$$

где q^p - параметр Одквиста, характеризующий интенсивность накопленных в течении данного отрезка времени пластических деформаций; T - температура; H_i - интенсивность скоростей деформации;

ции.

Использование представленной зависимости в расчетах связано со значительными трудностями определения приведенных параметров в деформируемом объеме. Поэтому в настоящей работе предлагается использовать закон упрочнения в виде

$$k = k(x, y) \quad ,$$

который в каждом конкретном случае можно определить сравнительно простыми экспериментальными методами.

Ниже приводится метод приближенного решения уравнений движения при плоском деформировании совместно с уравнением пластичности, в котором $k = k(x, y)$:

$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} = \rho a_x \quad ; \quad (1)$$

$$\frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} = \rho a_y \quad ; \quad (2)$$

$$(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 4\tau_{xy}^2 = 4k^2 \quad , \quad (3)$$

где σ_x , σ_y , τ_{xy} - компоненты тензора напряжений в прямоугольной декартовой системе координат;

ρa_x , ρa_y - удельные инерционные силы, действующие в направлении осей \bar{x} , \bar{y} соответственно.

После подстановки значения σ_y из уравнения (3) уравнение (2) преобразуется к виду:

$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{2\tau_{xy}}{\sqrt{k^2 - \tau_{xy}^2}} \cdot \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} = \rho a_y^{(k)} \quad (4)$$

где

$$\rho a_y^{(k)} = \rho a_y + \frac{2k}{\sqrt{k^2 - \tau_{xy}^2}} \cdot \frac{\partial k}{\partial y} \quad .$$

Характеристическое уравнение системы (I), (4)

$$\begin{vmatrix} -\lambda & 1 \\ 1 & \frac{2\tau_{xy}}{\sqrt{k^2 - \tau_{xy}^2}} - \lambda \end{vmatrix} = 0$$

имеет два корня $\lambda_i = \frac{\tau_{xy} \pm k}{\sqrt{k^2 - \tau_{xy}^2}}$, где $i = 1, 2$.

Эти корни действительны, так как из уравнения (3) следует, что $|\tau_{xy}| \leq |k|$; кроме того, очевидно, что $\lambda_1 \lambda_2 = -1$.

Таким образом, система (I) - (3) в пластической области имеет два взаимно ортогональных семейства характеристик, дифференциальные уравнения которых приведены ниже:

$$dy - \lambda_i dx = 0$$

$$\begin{aligned} & \left(\lambda_i - \frac{2\tau_{xy}}{\sqrt{k^2 - \tau_{xy}^2}} \right) d\sigma_x + d\tau_{xy} + \\ & + \left(\frac{2\tau_{xy}}{\sqrt{k^2 - \tau_{xy}^2}} \rho a_x - \rho a_y^{(k)} \right) dx - \rho a_x dy = 0 \quad (5) \end{aligned}$$

Известно [1], что решение системы (I) - (3) сводится к построению в пластической области сетки характеристик, удовлетворяющей уравнениям (5) и поставленным граничным условиям. Для численного решения дифференциальные уравнения (5) нужно заменить соответствующими конечноразностными уравнениями, последовательное решение которых позволяет продолжать характеристики системы (I) - (3) и вычислять компоненты тензора напряжений σ_x , τ_{xy} в узлах сетки характеристик [2]. Соответствующие значения σ_y определяются из уравнения (3). Для определения значений a_x , a_y , k , необходимых для численного решения, используются опытные данные.

Л и т е р а т у р а

1. Макушок Е.М., Матусевич А.С., Северденко В.П., Сегал В.М. Теоретические основыковки и горячей объемной штамповки. "Наука и техника", Минск, 1968.

УДК 621.771

Н.Г.Сычев

ПРОКАТКА С УЛЬТРАЗВУКОМ И НАТЯЖЕНИЕМ КОНЦОВ ПОЛОСЫ

Одним из эффективных способов снижения подпирającego действия сил контактного трения является натяжение концов полосы, сущность которого состоит в изменении характера напряженного состояния металла в очаге деформации. В результате происходит снижение удельных давлений металла на валки, а вместе с ним и сил контактного трения. Кроме того, натяжение изменяет положение критического угла при прокатке, тем самым уменьшая подпирające действие сил трения.

Теоретический анализ взаимодействия колеблющейся поверхности валков с деформируемым объемом металла в очаге деформации /1/ позволяет сделать вывод о том, что характер и количественная сторона влияния различного вида натяжений концов полосы при прокатке с ультразвуком будет в значительной степени определяться направлением колебаний поверхности бочки валков. Экспериментальное исследование влияния натяжения на процесс прокатки полос продольноколеблющимися валками /2/ показало эффективность совместного применения обоих способов (ультразвукового и способа натяжения) для снижения давления металла на валки.

Влияние ультразвуковых колебаний, нормальных к контактной поверхности, на процесс прокатки с натяжением исследовали совместно с В.П.Северденко и А.В.Степаненко на образцах размером 200x25x0,25 мм из стали 08КП. Прокатку осуществляли со скоростью 0,06 м/сек при наличии смазки (машинное масло СУ). Амплитуда радиальных колебаний свободной поверхности бочки валков составляла 0,008 мм. Удельное заднее и переднее натяжение было равно 19,6 кг/мм². Результаты экспериментальных исследований приведены на рис. 1.

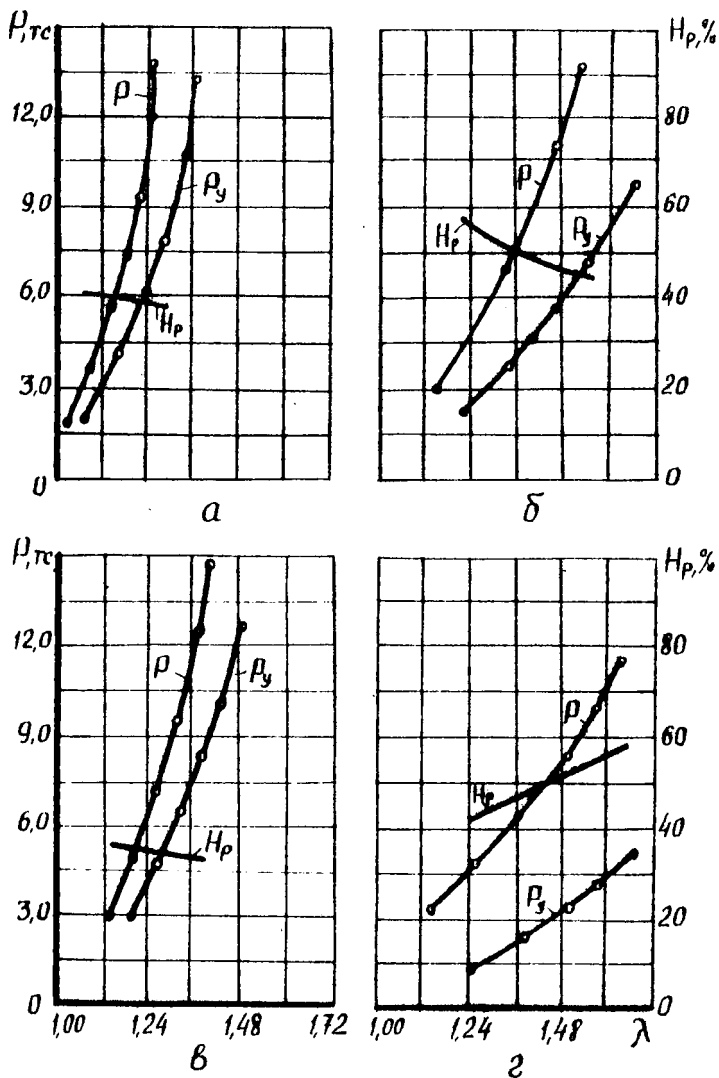


Рис. 1. Изменение давления металла на валки (P , P_y) и эффективности ультразвука (H_p) в зависимости от вытяжки (λ) при прокатке полос без натяжения (а), с задним (б), передним (в) и комбинированным (г) натяжением.

Повышение эффективности действия ультразвука при прокатке с задним натяжением (рис. 1,б) по сравнению с деформацией полосы без натяжения (рис. 1,а) происходит вследствие уменьшения критического угла прокатки и повышения амплитуды радиальных колебаний по дуге захвата. Известно, что заднее натяжение вызывает перемещение нейтрального сечения в направлении плоскости выхода металла из валков. Но уменьшение критического угла повышает эффективность ультразвука [1]. Кроме того, эффект применения колебаний усиливается увеличением амплитуды колебаний по дуге захвата за счет уменьшения удельных давлений по контактной поверхности. Таким образом, эти два явления (уменьшение критического угла и удельных давлений) и определяют повышение эффективности ультразвука несмотря на то, что подпирание действием сил контактного трения уже ослаблено самим натяжением. Резкое падение эффективности ультразвука с увеличением вытяжки происходит в связи с возрастанием величины критического угла, удельных давлений и скорости скольжения металла по дуге захвата.

Переднее натяжение (рис. 1,в) менее эффективно при прокатке с ультразвуком вследствие увеличения критического угла и того, что удельное давление на входе металла в очаг деформации практически не изменяется по сравнению с прокаткой без натяжения, что не приводит к увеличению амплитуды радиальных колебаний по дуге захвата.

Прокатка с ультразвуком и комбинированным натяжением (рис. 1,г) характеризуется повышением эффективности колебаний по сравнению с прокаткой без натяжения полосы, а также в отдельности с задним и передним натяжениями. Основной причиной этого является значительное уменьшение сплющивания валков вследствие уменьшения удельных давлений по контактной поверхности, что создает условия для усиления колебаний контактной поверхности валков.

Л и т е р а т у р а

1. Свєрденко В.П., Степаненко А.В., Сичев Н.Г., Каленик В.В., Логачев М.В. Кинематика прокатки с ультразвуковыми колебаниями валков. Тезисы докладов и сообщений Всесоюзной научно-технической конференции "Теоретические проблемы прокатного производства", Днепропетровск, 1972.
2. Заяш И.В. Исследование процесса прокатки с наложением ультра-

УДК 621.771

Н.Г.Сычев

ИЗМЕНЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ РАДИАЛЬНЫХ УЛЬТРАЗВУКОВЫХ КОЛЕБАНИЙ ОТ СКОРОСТИ ПРОКАТКИ

Одним из основных факторов, сдерживающих применение ультразвука для интенсификации процессов обработки металлов давлением, является уменьшение эффективности воздействия колебаний с увеличением скорости деформации. Поэтому применение известных схем формоизменения металла с использованием высокочастотных колебаний может быть экономически оправдано в том случае, если получение изделий обычными способами обработки металлов давлением невозможно вообще, когда с помощью ультразвука значительно может быть улучшено качество изделий или же когда с его помощью может быть увеличена скорость деформации или значительно уменьшена мощность оборудования.

Согласно теоретическим предпосылкам /1/ степень снижения подпирающего действия сил контактного трения в очаге деформации при прокатке находится в прямо пропорциональной зависимости от отношения окружной скорости валков к колебательной скорости. При сохранении постоянной интенсивности радиальных колебаний по дуге захвата падение эффекта снижения давления металла на валки с увеличением скорости должно происходить по линейному закону.

Однако изменение амплитуды радиальных колебаний поверхности бочки валков по дуге захвата, а также условий смазки контактируемых поверхностей с увеличением скорости прокатки приведет к усложнению указанной зависимости.

Прокатка без смазки полос из стали X18H10T размером 200x20x0,265 мм на двухвалковом стане (диаметр бочки 196 мм) сопровождается весьма высокими удельными давлениями и, следовательно, значительным сплющиванием валков. Поэтому с увеличением скорости прокатки происходит незначительный подъем амплитуды ра-

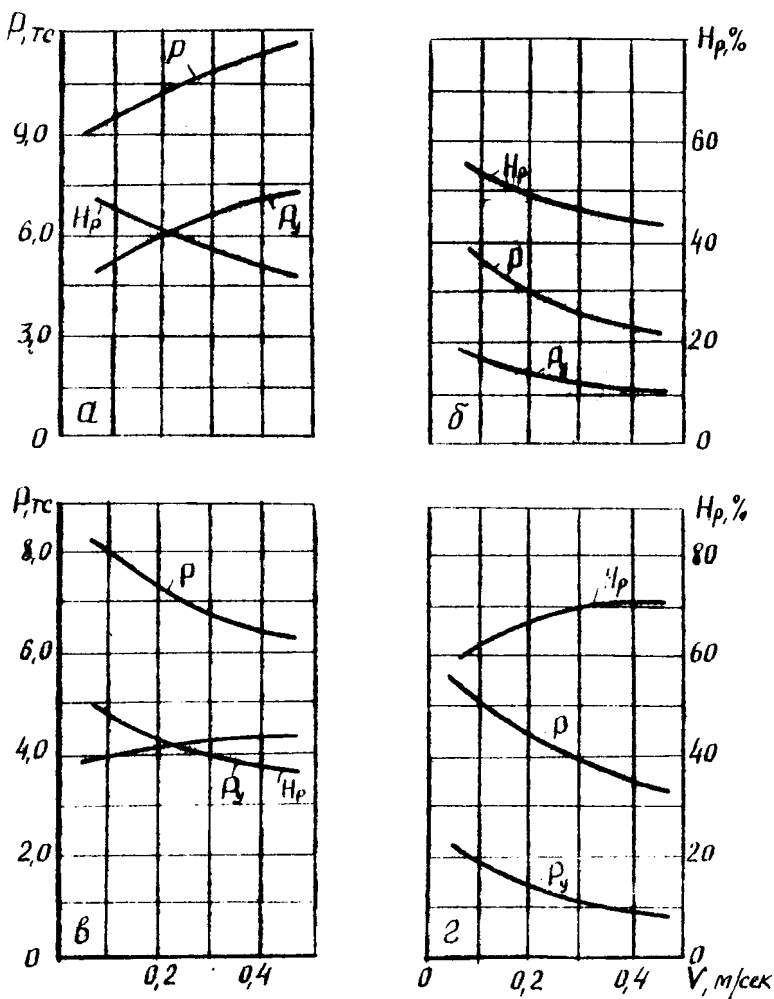


Рис. 1. Влияние скорости прокатки (V) на давление металла на валки (P, P_y) и эффективность ультразвука (H_r) при прокатке полос из стали X18H10T без смазки (а) и со смазкой (б), (вытяжка $\lambda = 1,1$), стали 08КП (в) и меди МЗ (г) со смазкой ($\lambda = 1,3$).

диальных колебаний контактной поверхности валков, что не может оказывать существенного влияния на эффективность ультразвука, (рис. 1,а). Характерно для обоих видов прокатки повышение давления металла на валки с увеличением скорости прокатки.

Облегчение контактных условий путем смазки машинным маслом СУ приводит к уменьшению величины спланивания валков и, следовательно, к увеличению амплитуды радиальных колебаний, действующих по дуге захвата. Это, в свою очередь, отражается на характере кривой H_p (рис. 1,б), описывающей изменение эффективности ультразвука от скорости прокатки - в этом случае степень уменьшения эффективности ультразвука несколько замедляется. На рис. 1,б также видно, что увеличение скорости при обычной и ультразвуковой прокатке полос со смазкой приводит к уменьшению давления металла на валки. Это явление связано с улучшением условий смазки.

При ультразвуковой прокатке со смазкой образцов размером $200 \times 25 \times 0,25$ мм из стали 08КП (рис. 1,в) с увеличением скорости эффективность ультразвука несколько возрастает, а затем в диапазоне скоростей $0,2 - 0,47$ м/сек остается постоянной. Это объясняется увеличением амплитуды радиальных колебаний контактной поверхности валков, которое происходит особенно интенсивно в первоначальный момент. Затем наблюдается некоторая стабилизация взаимодействия - с одной стороны, повышения амплитуды контактной поверхности и, с другой, явлений возникающих в результате взаимодействия радиально-колеблющейся бочки валков с деформируемым металлом (периодическое изменение величины и направления скорости скольжения металла по поверхности валков, кривизны рабочей поверхности валков, пульсации микрорельефа контактируемых поверхностей; изменение эффективности смазки; поглощение акустической энергии деформируемым металлом; радиационное давление на границе раздела прокатываемое изделие - поверхность валков).

Уже большее повышение амплитуды радиальных колебаний контактной поверхности валков с деформируемым металлом при увеличении скорости прокатки наблюдается при обкатки медных образцов того же размера в аналогичных условиях (рис. 1,г), в результате чего подъем эффективности ультразвука происходит в более широком диапазоне скоростей по сравнению с прокаткой стали (рис. 1,в).

Л и т е р а т у р а

1. Северденко В.П., Степаненко А.В., Сычев Н.Г., Каленик В.В., Логачев М.В. Кинематика прокатки с ультразвуковыми колебаниями валков. Тезисы докладов и сообщений Всесоюзной научно-технической конференции "Теоретические проблемы прокатного производства", Днепропетровск, 1972.

УДК 539.4.014.13

П.С.Овчинников

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ТЕМПЕРАТУРЫ ОТЖИГА НА ВЕЛИЧИНУ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ В ХОЛОДНОДЕФОРМИРОВАННОМ МЕТАЛЛЕ

При холодной пластической деформации в металле накапливается потенциальная энергия, обуславливающая появление остаточных напряжений и искажений кристаллической решетки, которые связаны с возникновением различного рода нарушений: смещения атомов из положений равновесия, изменения межплоскостного расстояния, образования вакансий, увеличения плотности дислокаций и др. Накопленная в процессе деформации энергия обуславливает неустойчивость наклепанного металла. Естественно, что такое неустойчивое состояние не может не стремиться к равновесию. Поскольку металл при соответствующей термической активации переходит в состояние равновесия или близкое к нему, для снятия или снижения остаточных напряжений применяется отжиг.

В данной работе исследовалось влияние температуры отжига на величину остаточных напряжений I-го и II-го рода, а также размеры областей когерентного рассеяния в холоднотдеформированном металле. Для этого цилиндрические образцы с наружным диаметром 70 мм, полученные глубокой вытяжкой в одинаковых условиях, (радиус закругления матрицы 10 мм, смазка - машинное масло), подвергали различному по температуре отжигу в течение 0,5 часа.

Величина напряжений II-го рода и размеры блоков мозаики исследовали рентгенографически на установке УРС-50И-М по методике, разработанной В.Г.Курдюмовым и Л.И.Лысаком /1/ и подробно изложенной в /2/. Поскольку микроискажения кристаллической решетки

в большей мере сказываются на уширении рентгеновских интерференционных линий, отраженных от плоскостей с большей суммой квадратов индексов ($h^2 + k^2 + l^2$), а измельчение блоков мозаики — на линиях с меньшей суммой, в нашем исследовании снимали две линии с максимально возможной разницей между углами отражения: для стали IX18H9T — (111) и (220) на $C\alpha$ — излучении.

Остаточные напряжения I-го рода определяли в кольцах механическим методом путем снятия электрополюрированной двух тонких слоев с наружной поверхности разрезанного кольца [3].

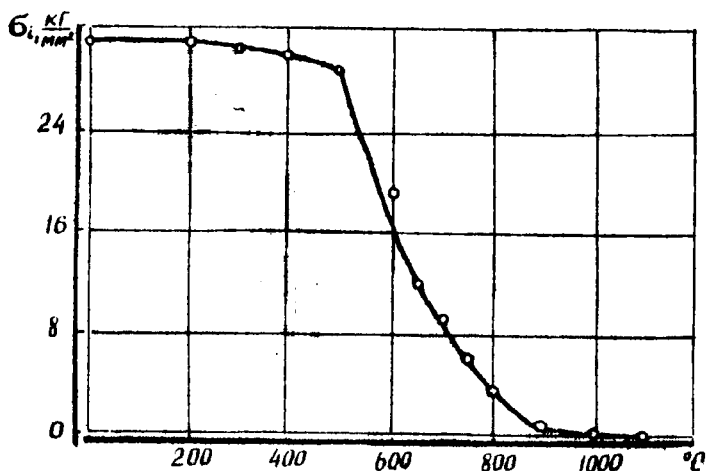


Рис. 1. Изменение остаточных напряжений I-го рода в зависимости от температуры отжига.

На рис. 1 показано изменение остаточных напряжений I-го рода в зависимости от температуры отжига. В процессе отжига деформированного металла могут иметь место два разупрочняющих процесса — отдых (возврат) и рекристаллизация. Степень протекания этих процессов зависит от температуры и времени отжига. Видно, что отжиг стали IX18H9T при температуре 200°C не приводит к заметному изменению величины остаточных напряжений I-го рода. Отжиг при тем-

пературе 250°C в течение 0,5 часа обнаруживает снижение этих напряжений, и при дальнейшем увеличении температуры отжига их снижение увеличивается. Так, величина остаточных напряжений I-го рода уменьшается на 60% только при температуре 650°C , а полное снятие их наблюдается при 900°C .

Изучение тонкой структуры образцов, отожженных при 400°C , показало, что при такой температуре напряжения практически не снимаются, а величина блоков мозаики остается неизменной (рис. 2). Заметим, что изменение остаточных напряжений II-го рода и размеров областей когерентного рассеяния в зависимости от температуры отжига дается как изменение ширины рентгеновских линий, поскольку при повышенных температурах отжига физическое уширение линий становится небольшим и точность определения характеристик тонкой структуры металла понижается.

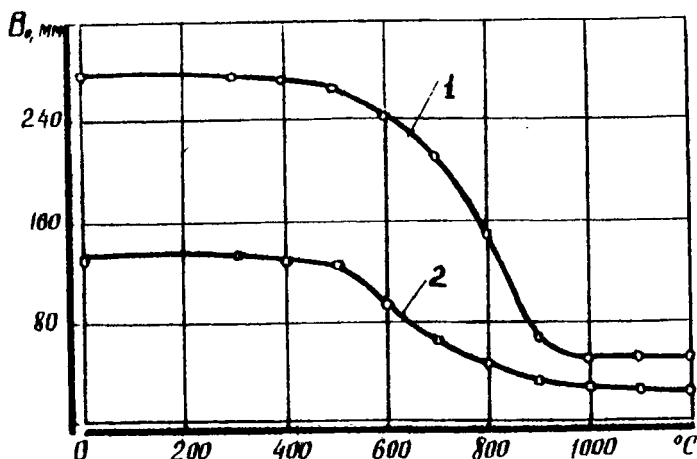


Рис. 2. Изменение ширины рентгеновских интерференционных линий в зависимости от температуры отжига:
 1 - ширина задней линии ((220));
 2 - ширина передней линии ((III)).

Остаточные напряжения II-го рода в стали X18H9T, отожженной при температурах, меньших 900°C, снимаются в значительно меньшей мере, чем остаточные напряжения I-го рода. Это можно объяснить возможностью мартенситных превращений при медленном охлаждении хромоникелевой стали. При температурах 1000°C и выше ширина рентгеновской линии (220) своей величины не изменяет, что означает полное снятие остаточных напряжений II-го рода. Не обнаружено увеличения ширины линии (220) и при охлаждении в воде после нагрева до 1150°C.

Проведенное исследование позволяет заключить, что наиболее целесообразным режимом отжига указанного материала с точки зрения получения минимальных остаточных напряжений является отжиг при таких температурах, когда в металле начинает протекать процесс рекристаллизации. Такой температурой для стали X18H9T является 900°C. Остаточные напряжения в стали X18H9T можно также снять нагревом до 1150°C с последующим быстрым охлаждением в воде. Последний вид термообработки может оказаться предпочтительным, поскольку при таких режимах в стали X18H9T фиксируется чисто аустенитная структура.

Л и т е р а т у р а

1. Курдюмов Г.В., Лысак Л.И. ЖТФ, 17, 1947.
2. Рентгенография в физическом металловедении. Под ред. Ю.А. Багряцкого. М., 1961.
3. Биргер И.А. Остаточные напряжения. Машгиз, М., 1963.

УДК 639.4.014.13

П.С.Овчинников

ИЗМЕНЕНИЕ ТОНКОЙ СТРУКТУРЫ МЕТАЛЛА В ЗАВИСИМОСТИ ОТ ПАРАМЕТРОВ ПРОЦЕССА ГЛУБОКОЙ ВЫТЯЖКИ

В процессе пластической деформации поликристаллического тела вследствие хаотической ориентировки кристаллографических направлений кристаллитов, анизотропии свойств в различных направлениях и, наконец, различных механических свойств отдель-

ных зерен последние стремятся к различному изменению размеров, что является причиной возникновения в таком теле остаточных напряжений II-го рода.

В данной работе величину остаточных напряжений II-го рода определяли в деталях из стали 10 КП-ВГ, полученных глубокой вытяжкой за один, два и три перехода. Образцы вытягивали в штампе со сменными радиальными матрицами с радиусами закругления 5, 10 и 15 мм со смазкой машинным маслом, смазкой с наполнителем и без смазки. Исследовали влияние коэффициента контактного трения и радиуса закругления матрицы на величину указанных напряжений.

Определение величины микроскажений кристаллической решетки и размеров блоков мозаики производили на поверхности колпачков, центр пятна облучения находился на расстоянии 13 мм от верхнего края при расположении вертикальной оси пятна вдоль образующей цилиндра.

Рентгенографическое исследование проводили на установке УРС-50И-М с ионизационной регистрацией дифракционных максимумов.

Определение величины микроскажений кристаллической решетки и размеров блоков проводили по рентгеновским линиям K_{α} -серии от плоскостей (110) и (220) с углами отражения $2\theta^{036}$ и 72^{021} соответственно на Fe - излучении.

Поправку на неоднородность излучения, геометрические условия съемки и разделение влияния микроскажений кристаллической решетки и дисперсности блоков на уширение рентгеновских интерференционных линий определяли, пользуясь методикой, предложенной Джонсом /1/ и детально разработанной В.Г.Курдюмовым и Л.И.Лысаком /2/.

На рис. I представлены результаты исследования влияния коэффициента контактного трения на величину остаточных напряжений второго рода. Видно, что с увеличением коэффициента контактного трения между рабочей поверхностью матрицы и деформируемым металлом возрастает величина остаточных напряжений II-го рода. Так, на первом переходе (наружный диаметр 70 мм) при уменьшении коэффициента трения от 0,19 до 0,08, что соответствует вытяжке без смазки и со смазкой с наполнителем, величина остаточных напряжений II-го рода снизилась на 15%. Те же условия при вытяжке на втором и третьем переходах привели к снижению величины остаточных напряжений II-го рода на 12 и 9% соответственно. Следо-

вательно, с увеличением порядкового номера перехода вытяжки, т.е. с увеличением степени деформации, интенсивность изменения величины остаточных напряжений II-го рода в зависимости от коэффициента контактного трения между рабочей поверхностью матрицы и деформируемым металлом уменьшается.

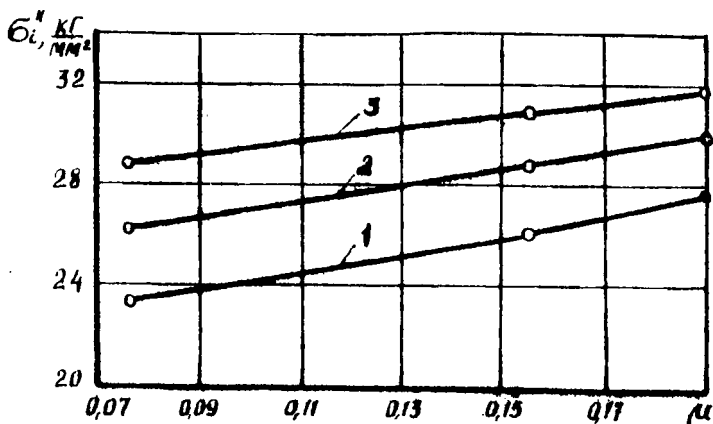


Рис. 1. Изменение остаточных напряжений II-го рода в зависимости от коэффициента трения:

1 - диаметр образца 70 мм; 2 - 57 мм;
3 - 48 мм.

Такую закономерность изменения характеристик тонкой структуры в зависимости от коэффициента контактного трения можно объяснить следующим образом.

Увеличение сил контактного трения приводит к росту неоднородности деформированного состояния. При этом неоднородность деформаций увеличивается не только между отдельными слоями металла, но и между отдельными кристаллитами, что приводит к повышению значений остаточных напряжений II-го рода.

С другой стороны, сопротивление деформированию, вызываемое силами контактного трения, обуславливает увеличение рабочих напряжений, необходимых для осуществления деформирования металла.

При более высоких напряжениях процесс дробления кристаллитов на отдельные фрагменты происходит более интенсивно, образуется большее количество блоков сравнительно меньших размеров, вследствие чего увеличивается площадь поверхностей раздела между блоками, являющаяся носителем всевозможных дефектов в материале, на которых происходит концентрация напряжений. Это приводит к увеличению количества микрообъемов металла, охваченных пластической деформацией, упругому взаимодействию между отдельными пластически деформируемыми участками поликристаллического материала, вследствие чего возрастает величина микроискажений кристаллической решетки и остаточных напряжений II-го рода.

Результаты исследования влияния радиуса закругления матрицы на величину остаточных напряжений II-го рода представлены на рис. 2.

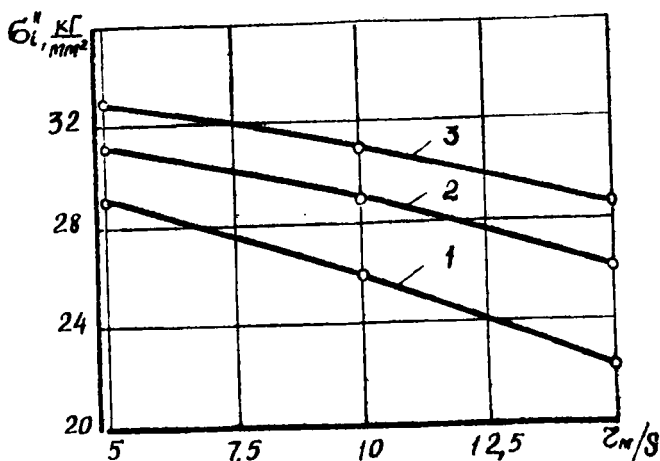


Рис. 2. Влияние радиуса закругления матрицы на остаточные напряжения 2-го рода:

1 - диаметр образца 70 мм; 2 - 57 мм;

3 - 48 мм.

Видно, что на всех трех переходах вытяжки уменьшение радиуса закругления матрицы приводит к увеличению остаточных напряжений II-го рода. Так при вытяжке на первом переходе (наружный диаметр 70 мм) уменьшение радиуса закругления матрицы от 15 до 5 мм привело к возрастанию остаточных напряжений II-го рода на 23%. На втором и третьем переходах вытяжки, т.е. с увеличением степени деформации, изменение радиуса закругления матрицы на величину остаточных напряжений II-го рода сказывается в меньшей мере, чем при вытяжке на первом переходе. На этих переходах уменьшение радиуса закругления от 15 до 5 мм вызвало повышение величины остаточных напряжений на 16 и 12% соответственно. Следовательно, с увеличением степени деформации при вытяжке интенсивность изменения величины остаточных напряжений II-го рода в зависимости от радиуса закругления матрицы уменьшается.

В процессе вытяжки элементы заготовки, перемещаясь относительно матрицы, испытывают изгиб при входе на скругленную кромку матрицы и спрямление при выходе с нее. При изгибе металла деформированное состояние отдельных слоев по толщине заготовки и отдельных кристаллитов неоднородно, причем эта неоднородность тем выше, чем меньше величина радиуса изгиба. При спрямлении наружные слои металла, деформированные при изгибе в большей мере, чем внутренние, снова получают большую степень обратной деформации, чем внутренние слои. В результате изгиба и спрямления суммарная степень деформации наружных и внутренних слоев получается различной, возникает упругое взаимодействие между отдельными слоями и кристаллитами деформированного металла. Это приводит к появлению микроискажений кристаллической решетки металла, величина которых будет тем выше, чем меньше радиус изгиба, т.е. радиус закругления матрицы. К тому же в результате изгиба и спрямления элементов заготовки в металле увеличиваются рабочие напряжения, которые приводят к более интенсивному дроблению кристаллитов на блоки, возникновению всевозможных дефектов кристаллической решетки, вследствие чего возрастает величина микроискажений кристаллической решетки и остаточных напряжений второго рода.

Л и т е р а т у р а

1. F. Jones. *Proc. Roy. Soc.*, 166, 1938.
2. Курдюмов Г.В., Лысак Л.И. *ЖТФ*, № 17, 1947.

В.С.Пашенко, Л.М.Данилюк

РАСЧЕТ НА ЖЕСТКОСТЬ ОПОРНЫХ И НАПРАВЛЯЮЩИХ
ЭЛЕМЕНТОВ ШТАМПОВ

Износоустойчивость штампов при вырубке-пробивке определяется, главным образом, жесткостью их опорных и направляющих элементов. При недостаточной жесткости последние в процессе работы деформируются, что вызывает неравномерное распределение зазора между режущими частями. В результате возникают односторонние изгибающие усилия, дополнительные напряжения и более сильные тепловые удары на отдельных участках режущих деталей штампов, что приводит к их преждевременному износу.

Для определения размеров опорных и направляющих элементов штампов, обеспечивающих равномерное распределение зазора между режущими частями в процессе вырубki-пробивки, принята расчетная схема, приведенная на рис. 1, а.

При этом нижняя опорная плита штампа с укрепленными на ней направляющими колонками и матрицей рассматривается как статически неопределимая рама переменной жесткости, свободно опирающаяся на стол пресса. Форма и размеры провального отверстия в плите одинаковы с отверстием в матрице; размеры провального отверстия в столе пресса не выступают за габариты матрицы в плане.

Расчет статически неопределимой рамы производим методом сил. Для этого преобразуем заданную систему в основную путем разреза $\Phi\epsilon$ по оси АА, как это показано на рис. 1, б.

В общем случае в месте разреза возникают нормальные силы X_1 , изгибающие моменты X_2 и поперечные силы X_3 . Симметрия рамы и нагрузки относительно оси АА позволяет утверждать, что $X_3 = 0$ как антисимметричный силовой фактор.

Следовательно, статически неопределимыми в сечении АА остаются нормальная сила X_1 и изгибающий момент X_2 . Для их определения использовали то обстоятельство, что грани разреза по оси АА не должны смещаться или поворачиваться относительно друг друга.

Уравнения перемещений для такого случая в канонической форме имеют вид:

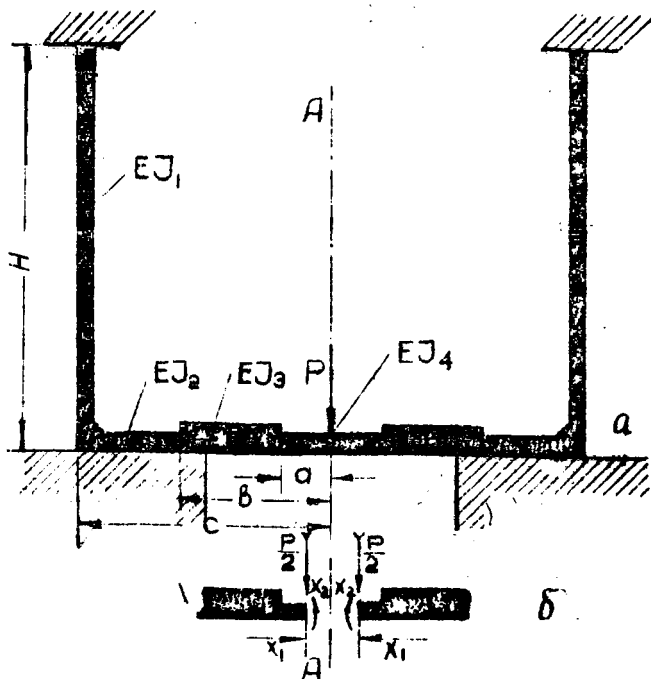


Рис. I. Расчетная схема штампа: EJ_1 - жесткость направляющих колонок; EJ_2 - жесткость опорной плиты; EJ_3 - суммарная жесткость опорной плиты с укрепленной матрицей; EJ_4 - суммарная жесткость опорной плиты с укрепленной матрицей в месте расположения рабочего отверстия.

$$\begin{aligned}
 X_1 \delta_{11} + X_2 \delta_{12} + \Delta 1P &= 0, \\
 X_1 \delta_{21} + X_2 \delta_{22} + \Delta 2P &= 0,
 \end{aligned}
 \tag{I}$$

где δ_{11} и δ_{12} - горизонтальное перемещение сечения AA от действия единичного момента и единичной силы;
 δ_{22} - поворот сечения AA от действия единичного момента;

$\Delta 1P$ и $\Delta 2P$ - соответственно горизонтальное перемещение сечения AA и его поворот от действия силы P .

Задавшись для сокращения расчета условной жесткостью EJ_0 и обозначив $\frac{EJ_1}{EJ_0} = k_1$, $\frac{EJ_2}{EJ_0} = k_2$, $\frac{EJ_3}{EJ_0} = k_3$ и $\frac{EJ_A}{EJ_0} = k_A$, по правилу Верещагина [1] вычислим значения

δ и Δ с индексами

$$\delta_{11} = \frac{2H^3}{3k_1 EJ_0} \text{ мм/кг}; \quad \delta_{12} = \delta_{21} = \frac{H^2}{k_1 EJ_0} \text{ 1/кг};$$

$$\delta_{22} = \frac{2}{EJ_0} \left(\frac{a}{k_3} + \frac{b-a}{k_2} + \frac{c-b}{k_2} + \frac{H}{k_1} \right) \text{ 1/кг.мм};$$

$$\Delta 1P = - \frac{PcH^2}{2k_1 EJ_0} \text{ мм};$$

$$\Delta 2P = - \frac{P}{EJ_0} \left(\frac{a^2}{2k_3} + \frac{b^2 - a^2}{2k_2} + \frac{c^2 - b^2}{2k_2} + \frac{Hc}{k_1} \right) \text{ рад},$$

где P - усилие вырубки-пробивки, кг;
 E_0 - модуль упругости материала опорных и направляющих элементов штампа, принятый в расчетах равным 20000 кг/мм²;
 H - длина направляющих колонок, мм;
 c - расстояние от оси штампа до оси направляющей колонки, мм;
 b - расстояние до края матрицы, мм;
 a - расстояние до края рабочего отверстия матрицы, мм.

Подставив найденные значения δ и Δ в уравнение (I) и решая его относительно X_1 и X_2 , получим:

$$X_1 = \frac{PC \left(\frac{a}{\kappa_4} + \frac{b-a}{\kappa_3} + \frac{c-b}{\kappa_2} \right) - P \left(\frac{a^2}{2\kappa_4} + \frac{b^2-a^2}{2\kappa_3} + \frac{c^2-b^2}{2\kappa_2} \right)}{\frac{4}{3} H \left(\frac{a}{\kappa_4} + \frac{b-a}{\kappa_3} + \frac{c-b}{\kappa_2} + \frac{H}{4\kappa_1} \right)} \text{ кг;}$$

$$X_2 = \frac{\frac{8}{3} P \left(\frac{a^2}{2\kappa_4} + \frac{b^2-a^2}{2\kappa_3} + \frac{c^2-b^2}{2\kappa_2} + \frac{HC}{4\kappa_1} \right)}{\frac{4}{3} \left(\frac{a}{\kappa_4} + \frac{b-a}{\kappa_3} + \frac{c-b}{\kappa_2} + \frac{H}{4\kappa_1} \right)} \text{ кг. мм.}$$

По заданным усилиям вырубки-пробивки P и найденным значениям X_1 и X_2 построим суммарную эпюру изгибающих моментов.

Обусловленный деформацией изгиба опорных и направляющих элементов штампа максимальный угол поворота φ сечения на участке расположения режущей кромки матрицы определяем переменением суммарной эпюры изгибающих моментов на эпюру от единичных моментов:

$$\varphi = \frac{1}{2CEJ_0} \left[\left(\frac{P}{2} C - X_2 \right) \left(\frac{b^2-a^2}{\kappa_3} + \frac{c^2-b^2}{\kappa_2} \right) - \frac{(b-a)(2C-a-b)}{\kappa_3} X_2 - \frac{(c-b)^2}{\kappa_2} X_2 + \frac{HC}{\kappa_1} (PC - 2X_2 - HX_1) \right] \quad (2)$$

Учитывая, что $J_1 = \frac{\pi d^4}{64} = 0,05 d^4$, $J_2 = \frac{B h_1^3}{12}$,

$J_3 = \frac{B(h_1+h_2)^3}{12}$, а также полагая EJ_0 равным EJ_1 ,

получаем:

$$0,05 d^4 \kappa_2 = \frac{B h_1^3}{12} \quad \text{и} \quad 0,05 d^4 \kappa_3 = \frac{B(h_1+h_2)^3}{12}$$

Откуда определяем:

$$h_1 = \sqrt[3]{\frac{0,6 \cdot k_2 \cdot d^3}{B}} \quad ; \quad (3)$$

$$h_1 + h_2 = \sqrt[3]{\frac{0,6 \cdot k_3 \cdot d^3}{B}} \quad ; \quad (4)$$

$$h_2 = \sqrt[3]{\frac{0,6 \cdot d^3}{B}} (\sqrt[3]{k_3} - \sqrt[3]{k_2}) \quad , \quad (5)$$

где h_1 - толщина нижней опорной плиты штампа, мм;
 h_2 - толщина матрицы, мм;
 d - диаметр направляющей колонки, мм;
 B - ширина нижней опорной плиты с укрепленной на ней матрицей, мм.

Принимая в расчетах $B = C$, $\delta = \frac{2}{3} C$ и $a = \frac{1}{3} C$, находим:

$$X_1 = \frac{PC}{H} \left(\frac{1}{\delta} \cdot \frac{\frac{5}{k_1} + \frac{3}{k_2} + \frac{1}{k_2}}{\frac{1}{k_1} + \frac{1}{k_3} + \frac{1}{k_2} + \frac{3H}{4k_1 C}} \right) \quad ;$$

$$X_2 = PC \left(\frac{1}{12} \cdot \frac{\frac{1}{k_1} + \frac{3}{k_2} + \frac{5}{k_2} + \frac{9H}{2Ck_1}}{\frac{1}{k_1} + \frac{1}{k_3} + \frac{1}{k_2} + \frac{3H}{4Ck_1}} \right) .$$

Обозначив выражения в скобках соответственно через X_1' и X_2' , получаем:

$$X_1 = \frac{PC}{H} X_1' \quad \text{и} \quad X_2 = PC \cdot X_2'$$

Подставляя найденные значения X_1 и X_2 в уравнение (2) и произведя преобразования, получим

$$\varphi = \frac{PC^2}{2EJ_0} \left[\frac{1}{18} \left(\frac{3}{k_3} + \frac{5}{k_2} \right) - \frac{6}{9} \left(\frac{1}{k_3} + \frac{1}{k_2} \right) X_2' + \frac{H}{k_1 C} (1 - 2X_2' - X_1') \right]$$

или, обозначив выражение в квадратных скобках через η , имеем

$$\varphi = \frac{\rho c^2}{2 E J_0} \cdot \eta \quad (6)$$

С другой стороны значение угла поворота может быть вычислено из условия максимально допустимого перемещения режущей кромки матрицы, т.е.

$$\varphi = \frac{\bar{z}}{4(h_1 + h_2)} \quad (7)$$

где \bar{z} — величина двухстороннего зазора между режущими частями штампа, мм.

Приравнивая правые части уравнений (6) и (7) и производя подстановку, получаем:

$$\frac{\bar{z}}{4 \sqrt[3]{0,8 k_3 d^3}} = \frac{\rho c^2}{2 E \cdot 0,05 d^4} \cdot \eta \quad (8)$$

Откуда вычисляем значение диаметра направляющих волонок штампа:

$$d = K \sqrt[4]{\frac{c^3}{\sqrt{B}} \left(\frac{\rho}{\bar{z} E} \right)^{3/2}} \quad (9)$$

где $K = (34 \sqrt[3]{k_3} \cdot \eta)^{3/8} \quad (10)$

Подставляя значение d из формулы (9) в уравнение (3) и преобразуя, определяем толщину нижней опорной плиты штампа:

$$h_1 = K_1 \sqrt{\frac{\rho c^2}{B \bar{z} E}} \quad (11)$$

где

$$K_1 = 0,845 \sqrt[3]{k_2} \cdot K^4 \quad (12)$$

Аналогичным путем определяем из уравнения (5) толщину матрицы:

$$h_2 = K_2 \sqrt{\frac{\rho c^2}{B \lambda E}} \quad (13)$$

где

$$K_2 = 0,845 (\sqrt[3]{K_1} - \sqrt[3]{K_2}) \cdot \sqrt[3]{K_2 \cdot K_3} \quad (14)$$

Значения коэффициентов K , K_1 , K_2 находим из номограммы, приведенной на рис. 2.

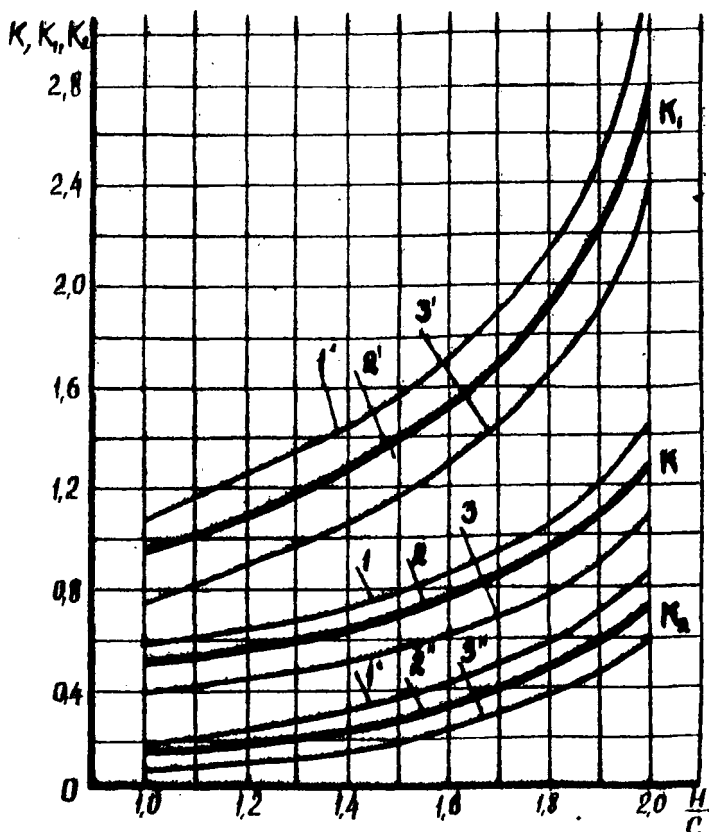


Рис. 2. Номограмма для определения коэффициентов K , K_1 , K_2 в зависимости от соотношения H/C : 1, 1', 1'' — для диагонального расположения колбнок; 2, 2', 2'' — для осевого расположения; 3, 3', 3'' — для четырехточечного расположения.

Номограмма построена по данным, вычисленным с помощью расчетных формул (10), (12), (14) для осевого расположения колонок и с учетом поправок, полученных экспериментальным путем для диагонального и четырехточечного расположения колонок. Проверку результатов расчета по формулам (9, 11, 13) производили сравнением с фактическими величинами деформаций, полученными при исследовании работы вырубных и пробивных штампов. Погрешность не превышала 12%.

Л и т е р а т у р а

1. Пономарев С.Д. Расчеты на прочность в машиностроении. Том I. Машгиз, М., 1956.

УДК 621.771

Е.Г.Сичев

МЕТОД ИЗМЕРЕНИЯ КОЭФФИЦИЕНТА ТРЕНИЯ ПРИ ПРОКАТКЕ

Предлагаемый метод может быть использован при прокатке толстых полос в горячем состоянии, когда другие методы менее удобны. Так, например, при исследовании коэффициента контактного трения в вакууме, где важно сохранить конструкцию стана и не применять сложных дополнительных устройств, данный способ может найти широкое применение.

Сущность метода заключается в определении сил трения в процессе прокатки с одноосонным скольжением. В этом случае искусственно создается очаг деформации с отставанием скорости валков по всей длине дуги захвата.

Одновременно с помощью измерительных приборов фиксируется момент прокатки и общее давление металла на валки. Среднюю величину коэффициента контактного трения можно определить по формуле

$$\mu_{cp} = \frac{M_{np}}{R \cdot P} \quad , \quad (1)$$

где M_{np} — крутящий момент на одном из валков;
 P — общее давление металла на валки;

R_0 - радиус валка.

Наиболее простой способ создания очага деформации с однозонным скольжением может быть осуществлен при прокатке с вытяжкой, равной нулю.

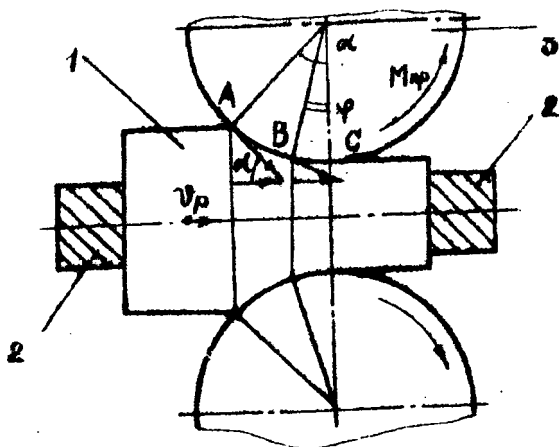


Рис. 1. Схема прокатки без вытяжки.

Схема прокатки без вытяжки представлена на рис. 1. Образец 1, зажатый с двух сторон в рамке 2, силами трения захватывается и обжимается валками 3. Деформация образца происходит за счет уширения, так как рамка 2 препятствует развитию вытяжки. При такой схеме деформации скорость переднего и заднего концов полос, равны между собой вследствие наличия жесткой связи между ними. Величина этой скорости меньше или равна горизонтальной проекции окружной скорости валков в точке А:

$$V_p = V_A^x = V_0^r \cdot \cos \alpha \quad (2)$$

где V_p - скорость движения рамки с полосой;
 V_A^x - горизонтальная проекция окружной скорости валка в точке А на ось прокатки (х);

V_0^δ - окружная скорость вала;
 α - угол захвата.

При совпадении скорости движения частиц металла и окружной скорости вала в точке А во всех остальных сечениях очага деформации скорость движения частиц металла на контактной поверхности равна:

$$V_\varphi^\kappa = \frac{V_0^\delta \cdot \cos \alpha}{\cos \varphi} \quad (3)$$

где V_φ^κ - скорость движения частиц металла на контакте с валком в произвольном сечении, соответствующем углу φ .

Величину отставания на выходе из очага деформации, когда $\varphi = 0$, можно определить по формуле:

$$S = \frac{V_0^\delta - V_0^\delta \cos \alpha}{V_0^\delta \cos \alpha} \quad (4)$$

или

$$S = \frac{1 - \cos \alpha}{\cos \alpha} \quad (5)$$

Проведенный анализ показывает, что, начиная с точки А, на входе металла в очаг деформации по всей дуге захвата наблюдается отставание скорости движения металла от окружной скорости валков.

УДК 539.4

И.Г.Добровольский, В.П.Короткевич

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ РЕЖИМОВ ДЕФОРМИРОВАНИЯ ПРИ
 ВЫДАВЛИВАНИИ НА ТОЧНОСТЬ И МЕХАНИЧЕСКИЕ
 ХАРАКТЕРИСТИКИ ИЗДЕЛИИ

Холодное выдавливание, являясь одним из наиболее прогрессивных методов обработки металлов давлением, обладает высокими технико-экономическими преимуществами. Этот метод позволяет из-

готовливать детали самых разнообразных форм из различных металлов и сплавов.

При выдавливании, как и при других процессах ОМД, деформация всегда неравномерна. Эта неравномерность, обусловленная формой инструмента и деформируемого тела, наличием контактного трения и неоднородностью физических свойств деформируемого металла, явление нежелательное, поскольку приводит к появлению дополнительных напряжений в процессе деформации. Последние снижают пластичность, повышают требуемое усилие обработки, стремятся исказить форму тела. Неравномерность деформации вызывает неоднородность свойств готовых изделий, снижает их качество и эксплуатационные характеристики.

В этой связи использование вибрационных режимов нагружения, приводящих к облегчению условий контактного трения и снижению удельных давлений $/I/$, открывает дополнительные технологические возможности.

Имеющиеся литературные данные о влиянии целенаправленных колебаний инструмента на механические и эксплуатационные свойства получаемых изделий свидетельствуют о положительном воздействии вибрационного деформирования на качество поверхности, равномерность деформации, величину и распределение остаточных напряжений и т.п.

В данной работе дается оценка влияния вибрационного режима деформирования при холодном выдавливании на качественные и точностные характеристики получаемых изделий, характер распределения микротвердости по сечению деформируемых заготовок и их микроструктуру.

Качество получаемых при виброобработке (частота 12,5 гц; амплитуда - 0,3 мм) изделий оценивали по чистоте их поверхности. Степень деформации при прямом и обратном выдавливании составляла 50%. Материал заготовок - алюминий -А1 и медь МЗ, исходные размеры - ϕ 12x12 мм. Смазкой во всех случаях служило машинное масло. Шероховатость поверхности определяли в направлении, перпендикулярном продольной оси изделий.

Шероховатость у изделий, полученных прямым выдавливанием, определяли по наружной поверхности стержневой части и поверхности головки, а шероховатость изделий при обратном выдавливании - по наружной и внутренней поверхностям стаканчика, разрезанного

пополам, на профилометре с интегратором. Интегратор определял среднее арифметическое отклонение профиля R_a .

По этой величине с помощью переводных таблиц /2/ судили о классе чистоты поверхности изделий. Замеры показывают, что средняя величина R_a для алюминиевых и медных изделий, полученных как прямым (таблица I), так и обратным выдавливанием, меньше, чем при обычной обработке.

Таблица I

Алюминий				Медь			
статический режим		вибрационный режим		статический режим		вибрационный режим	
R_a	класс чистоты	R_a	класс чистоты	R_a	класс чистоты	R_a	класс чистоты
0,34	8	0,25	9	0,60	8	0,28	9

Повышение класса чистоты у изделий, полученных вибровыдавливанием, можно объяснить тем, что в процессе деформации с наложением колебаний вибрирующий инструмент сглаживает гребешки на поверхности изделий.

Поскольку процесс холодного выдавливания всегда связан со значительной неравномерностью деформации, имеет место неодинаковое течение наружных и внутренних слоев металла. Вследствие этого изделия, полученные прямым и обратным выдавливанием, имеют вид, изображенный на рис. I. Часть металла, обозначенная отрезками X_1 и X_2 , в большинстве случаев является нежелательным отходом и понижает тем самым коэффициент использования металла, увеличивая затраты времени на механическую обработку изделий.

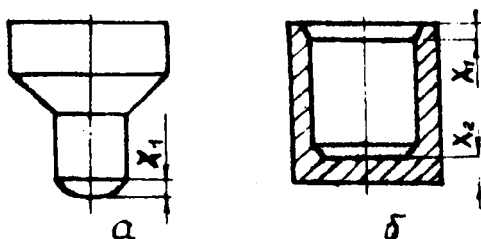


Рис. I. Изделия, полученные методом прямого (а) и обратного (б) выдавливания.

Применение низкочастотных колебаний позволяет значительно уменьшить неравномерность в течении внутренних и наружных слоев металла и тем самым снизить процент отхода (таблица 2).

Таблица 2

Прямое выдавливание: $\epsilon = 40\%$		Обратное выдавливание $\epsilon = 50\%$	
без вибраций X_n	с вибрацией X_n	без вибрации X_n	с вибрацией X_n
$1,2$	$0,4$	$1,0$	$0,6$

Более того, толщина донныша X_2 (также отход) является величиной, от которой зависят усилия деформирования. При выдавливании минимальная толщина донныша — строго регламентированная величина, обычно принимаемая равной толщине стенки стакана.

Применение вибрационных нагрузок позволяет снизить усилие, действующее на инструмент и прессовое оборудование и тем самым уменьшить толщину донныша.

Исследование микроструктуры выдавленных изделий не показало разницы ее у изделий, полученных обычным выдавливанием и с применением вибраций.

Замеры же микротвердости по сечению выдавленных заготовок показывают существенное ее выравнивание по объему деформируемого изделия и значительное (до 25%) снижение ее численных значений. Снижение микротвердости происходит вследствие уменьшения наклепа (упрочнения) под действием пульсирующего нагружения.

Существенного влияния вибраций на прочностные характеристики (предел прочности, относительное удлинение и др.) экспериментами не обнаружено.

Л и т е р а т у р а

1. Северденко В.П., Пашенко В.С., Добровольский И.Г., Короткевич В.П. Доклады АН СССР, XVI, № 2, 1972.
2. Егоров В.А. Оптические и звуковые приборы для определения шероховатости поверхности. Mashгиз, М., 1961.

И.Г.Добровольский, М.К.Добровольская

К ВОПРОСУ ОПТИМАЛЬНОГО ПЛАНИРОВАНИЯ ПРОЦЕССОВ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ ПОДГОТОВКИ ПРОИЗВОДСТВА

Современный уровень развития промышленности характеризуется выпуском сложных изделий, непрерывным повышением их качества и связанной с этим частой сменой объекта в производстве.

Период освоения и выпуска новых изделий зависит в значительной степени от сроков проведения работ по технологической подготовке производства (ТПП), а именно от ее основных этапов: расчеховки, проектирования типовых и индивидуальных технологических процессов, конструирования оснастки, ее изготовления и т.п. Естественно, чем больше деталей в объекте производства, чем сложнее его конструкция и выше точность ее элементов, тем более трудоемок и длителен цикл его технологической подготовки.

Требования сокращения трудоемкости и длительности процесса ТПП выдвинули на передний план задачи его совершенствования. В свете этих требований в настоящее время все большее внимание уделяется внедрению типовых и групповых технологических процессов, унификации технологической оснастки и инструмента, специализации производства, внедрению прогрессивной технологии изготовления оснастки и т.п. Одним из путей совершенствования ТПП является применение различных методов ускоренного проектирования технологических процессов и технологической оснастки, в том числе, технологическое проектирование с использованием средств вычислительной техники.

Большое разнообразие работ, выполняемых в процессе технологической подготовки производства 1/3 их трудоемкость, участие в процессе ТПП различных служб и подразделений предприятия затрудняют планирование процесса ТПП и практически не позволяют достичь оптимального варианта плана технологической подготовки при использовании традиционных методов планирования.

На передовых предприятиях в настоящее время находят методы сетевого планирования ТПП. Основные идеи подобного подхода несложны. Весь комплекс работ ТПП представляется в графическом виде

в форме сетевого графика работ. Процесс составления подобного графика приводит к необходимости учета всех звеньев этого комплекса и как бы гарантирует, что ничто не будет упущено. Уже просто существование самого сетевого графика позволяет сделать вывод о том, какие работы нужно выполнять сначала, какие позже, какие можно вести параллельно, а какие — нельзя.

Любой проект состоит из множества работ (в качестве объекта производства может выступать какое-то изделие, комплекс технологической оснастки для его изготовления, отдельный штамп и т.п.), которые представляют собой четко различающиеся отдельные операции, составляющие предстоящую для выполнения работу. Графическое изображение этих отдельных работ в виде ориентированного связного графа без циклов, имеющего одну начальную и одну конечную вершину, на котором будут отображены все взаимозависимости между отдельными этапами (операциями, событиями) и будет являться сетью работ проекта ТПП.

Начальная вершина графа соответствует началу работ, конечная — окончанию. Каждой внутренней вершине графа ставится в соответствие некоторое событие (например, окончание проектирования техпроцесса изготовления отдельной детали). Затем для каждой работы назначаются временные оценки длительности ее выполнения. На графике длительности работы по отдельным операциям всего комплекса ТПП характеризуются ориентированными ребрами графа, связывающими каждое предыдущее событие с последующим. Самый продолжительный при этом путь, ведущий от начального события сети к конечному (он называется критическим), определит наименьшее время, необходимое для завершения всего комплекса работ ТПП. Анализ подобного графика позволяет установить как наиболее раннее возможное время начала каждой работы, так и наиболее позднее допустимое время ее окончания. При этом возможность установления резервов времени каждой работы (этапа) обеспечивает определение важнейшего участка работ, т.е. тех работ, у которых резервы времени минимальны. Они либо уже находятся на критическом пути, либо грозят попасть на него в ближайшее время.

Вычисления, связанные с расчетом сетевого плана-графика ТПП, весьма трудоемки. Они еще более усложняются при внедрении на предприятиях автоматизированных систем технологической подготовки производства (АС ТПП). Одна из отличительных черт АС ТПП —

комплексное решение на ЭВМ различных задач технологического проектирования. При этом очевидно, что ручной способ вычислений будет менее желательным по мере того, как усложняется сетевой график и возрастает число работ в сети, т.е. объективно должна существовать такая точка, когда становится желательным использование ЭВМ. Существующий некоторый опыт подобного планирования и имеющиеся источники /2/ указывают, что подобная точка соответствует таким планируемым проектам (ТПП), которые содержат от 100 до 500 работ. В общем случае есть смысл использовать ручные методы вычислений для сетей "одноразового" применения. Немаловажным обстоятельством для принятия окончательного решения является наличие вычислительной машины и подходящей программы.

Л и т е р а т у р а

1. Ицкин С.Х. Организация технологической подготовки производства. "Машиностроение", М., 1969.
2. Weber F. CPM in the Design Office. *The B.C. Professional Engineer*, 1967, Vol 18, No 2, pp. 6-12.

УДК 621.73.011

В.Н.Булах, Ю.В.Котомин

ИССЛЕДОВАНИЕ МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ВТУЛОК АМОРТИЗАТОРОВ АВТОМОБИЛЯ ВАЗ, ИЗГОТОВЛЕННЫХ ХОЛОДНОЙ ШТАМПОВКОЙ ИЗ ЛИСТОВОЙ СТАЛИ ОВКП

Для исследования механических свойств втулок амортизаторов автомобиля ВАЗ были взяты втулки, изготовленные холодной штамповкой из листовой заготовки. Втулки получали методом глубокой вытяжки стакана с последующей пробивкой дна и формовкой конических поверхностей.

По принятой технологии изготовления втулок не требуется их дополнительной механической обработка. Форма и размеры втулки показаны на рис. 1.

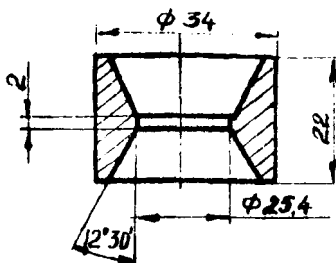


Рис. 1. Втулка амортизатора автомобиля ВАЗ.

Втулки изготавливались из стали 08КП. Исходная заготовка-лента толщиной 3 мм. Сталь 08КП обладает хорошими качествами штампуемости, т.е. большим относительным удлинением ($\delta = 35\%$) и достаточной

равностью между пределом прочности ($\sigma_s = 35 \text{ кг/мм}^2$) и пределом текучести ($\sigma_b = 28 \text{ кг/мм}^2$).

В процессе глубокой вытяжки и формовки происходит упрочнение материала, что, естественно, приводит к улучшению механических свойств втулок.

Для исследования механических свойств были изготовлены образцы на растяжение по ГОСТ 1497-61 из исходного материала и из штампуемых втулок. Для сравнения изготавливались также образцы из литых втулок (сталь 40Л).

Образцы из штампованных и литых втулок имели следующие размеры: расчетная длина - 16 мм, толщина 2 мм, ширина - 4 мм.

Испытания на растяжение проводились на гидравлической испытательной машине усилием 5 тс (шкала 500 кг и 5000 кг). Результаты испытаний приведены в таблице 1.

Таблица 1

№ пп.	Способ получения втулки	Механические свойства			
		σ_s кг/мм ²	σ_b кг/мм ²	δ %	ψ %
1.	Штамповка	-	55	7,6	46
2.	Литье	-	54	1,8	31

Предел прочности деформированной стали 08КП по сравнению со сталью в состоянии поставки увеличился на 57%.

Прочность штампованных втулок выше или равна прочности литых втулок, изготовленных из стали со значительно большим содержанием углерода.

Во время приварки контактным способом втулки к доннышку к ее стенке прикладывается усилие порядка 500 кг, которое не должно вызвать потери размеров втулки. С этой целью проводились испытания втулок на сжатие. Усилие прилагалось к боковой поверхности втулки. Испытания показали, что допустимое усилие сжатия, при котором втулка сохраняет свои размеры, равно 680 кг, а разрушающее усилие - 1260 кг.

Втулки, также испытывались на растяжение. Опыты проводились с помощью специального приспособления на испытательной гидравлической машине усилием 5 тс. Разрушающее усилие составляло 4170 кг, что свидетельствует о высокой прочности штампованных втулок.

УДК 621.983

Ю.В.Котомин, В.П.Булах

ИССЛЕДОВАНИЕ МЕТОДОВ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ВТУЛОК АМОРТИЗАТОРОВ АВТОМОБИЛЯ ВАЗ

С целью перевода литых проушин амортизатора на холодную штамповку предлагается конструкция штампованносварных проушин, состоящая из тонкостенной втулки, приваренной к доннышку.

Существует несколько методов изготовления втулок: механической обработкой из трубы, холодным выдавливанием из трубы, холодным выдавливанием из цилиндрической заготовки, глубокой вытяжкой с разбортовкой из шайбы.

С целью выбора способа получения втулки проушины амортизатора автомашины ВАЗ была проведена экспериментальная работа.

Для исследования способа получения втулки из прутка методом холодного выдавливания была спроектирована и изготовлена необходимая оснастка. Первая операция рубки заготовок из прутка

диаметром 27 мм проводилась во втулочном штампе. Заготовки имели значительные отклонения по весу (до 3%), а также искаженные формы цилиндра. Заготовки отжигались в шахтной электропечи Ц-35. При отжиге происходило образование окалины в пределах от I до 4% от веса заготовки. Общее колебание веса заготовок составило до 7%, или 5,5 граммов, что при выдавливании приводило к разности по высоте до I мм.

Отожженные заготовки очищали от окалины и осаживали в закрытой матрице до диаметра $\varnothing_1 = 34$ мм (рис. I). Затем производили выдавливание конических полостей втулки. Удельное давление при выдавливании составляло 200-210 кг/мм².

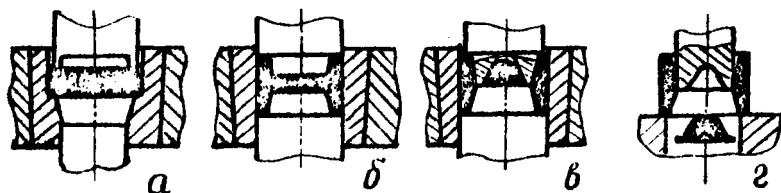


Рис. I. Схема технологического процесса изготовления втулок из прутка методом холодного выдавливания: а - осадка; б - выдавливание; в - пережим перемычки; г - пробивка перемычки.

При таком удельном давлении пуансоны после партии 500-800 деталей изменяли свои геометрические размеры. Нижний торец втулок получался короче верхнего на 0,5 мм. Металл не заполнял нижнюю полость матрицы, а в ее верхней полости образовавшиеся излишки металла выдавливались в заусенец. При выдавливании втулки получались разностенными (разностенность до I мм). Размеры перемычки по толщине, образованной после выдавливания, имели колебания в пределах $0,5 \pm 0,3$ мм, что приводило к браку по сопряжению двух конусных поверхностей с цилиндрическим пояском. Это явление объясняется непостоянным объемом заготовки. После выдавливания производилась вырубка перемычки.

Таким образом, для штамповки деталей из прутка требуется точная заготовка, получение которой в настоящее время затруднено.

Существенным недостатком этого метода является также низкая стойкость пуансонов для холодного выдавливания.

Исследовали также получение втулки из шайбы, вырубленной из листовой стали 08КП способом вытяжки с разбортовкой (рис.2,а).

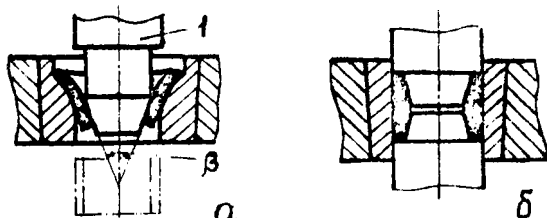


Рис. 2. Схема технологического процесса изготовления втулок из шайбы способом вытяжки с разбортовкой: а - вытяжка с разбортовкой; б - формовка конических поверхностей.

Для исследования был спроектирован и изготовлен штамп, рабочие части которого показаны на рис. 2,а. Рабочая часть пуансона I для разбортовки затачивалась под различными углами β . На пуансоне имелись заплечики для протяжки втулки через матрицу прямым истечением. Рабочий профиль матрицы изготавливался по трактриссе.

После вытяжки с разбортовкой производилась формовка конических поверхностей втулок (рис.2,б).

Экспериментальные исследования показали, что данный процесс получения втулок нестабилен. Если усилие вытяжки краев слишком велико, то пуансон преждевременно разбортовывает отверстие, и не оформленный еще полностью торец втулки заклинивается между кромкой заплечика пуансона и вытяжной матрицей. Наоборот, если усилие при разбортовке отверстия слишком велико то происходит вытяжка мелкого стакана. Из-за нестабильности процесса штамповать втулки способом глубокой вытяжки с разбортовкой в автоматическом цикле нецелесообразно.

В целях обеспечения стабильности процесса, а также точности заготовки по весу и габаритам было проведено исследование получения втулок из ленты методом глубокой вытяжки стакана с последующей пробивкой дна и формовкой конусных поверхностей (рис. 3).

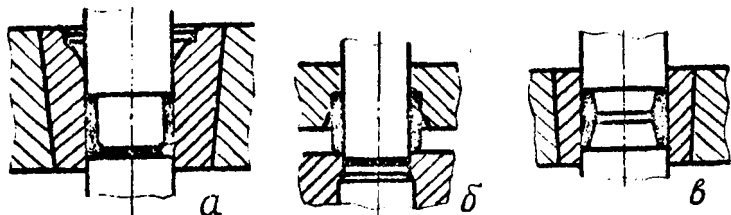


Рис. 3. Схема технологического процесса изготовления втулок методом глубокой вытяжки стаканов с последующей пробивкой дна и формовкой конусных поверхностей: а - вытяжка стакана; б - пробивка дна; в - формовка конических поверхностей.

Заготовки диаметром 62 мм вырубали из ленты толщиной 3 мм. Материал ленты - сталь 08К11. Вытяжку стаканчиков производили с коэффициентом вытяжки $m = 0,54$ в трактрисной матрице пуансоном с заплечиком для подпора торца заготовки, по аналогии с прямым истечением. В исследовании применялись матрицы с радиусными и конусными заходами, а также пуансоны без заплечиков.

При вытяжке стаканов в матрицах с радиусными и конусными заходами на наружной поверхности стаканов появились задиры и трещины в зоне дна. Применение пуансонов без заплечика не обеспечивало получения ровной кромки стаканчиков ввиду анизотропии ленточного материала. Использование для вытяжки пуансонов с заплечиками дало возможность получать стаканчики с ровными краями, без фестонов. После вытяжки стаканчика производили пробивку дна и формовку конических поверхностей. Усилие формовки составляло 68 тн, что на 30-40% меньше усилия, необходимого для получения втулок методом холодного выдавливания. Втулки, изготовленные этим способом, имели высокую точность: максимальное отклонение несоосности конусов $\pm 0,7$ мм, колебаний размеров по высоте $\pm 0,1$ мм, по наружному диаметру $\pm 0,025$ мм. Шероховатость поверхности соответствовала $\nabla 7$.

На основании проведенных исследований разработан технологический процесс и спроектированы штампы для изготовления втулок амортизатора автомобиля ВАЗ. В качестве оборудования принят многопозиционный пресс усилием 330 тс с допустимым максимальным

усилием на каждой позиции 80 тс.

Экономические расчеты показали, что затраты на материал при изготовлении втулок методом холодного выдавливания составляют 0,9 коп., а при изготовлении глубокой вытяжкой и формовкой — 2,1 коп.

Капитальные затраты в общих случаях одинаковы. В виду высокой точности и стабильности процесса изготовления втулок вытяжкой с последующей формовкой он более приемлем для производства.

УДК 621.961:621.9.048

В.С.Пашенко, И.С.Баранов

ТЕМПЕРАТУРНО-СКОРОСТНЫЕ УСЛОВИЯ ДЕФОРМАЦИИ ПРИ ВЫРУБКЕ-ПРОБИВКЕ С УЛЬТРАЗВУКОМ

Температурно-скоростные условия деформации при вырубке-пробивке с ультразвуком отличаются от условий при обычной штамповке. Это отличие состоит в том, что на заготовку, помимо статического усилия пресса, действуют вибрационные силы. Передача ультразвуковой энергии в заготовку вызывает значительное повышение температуры в очаге деформации. Имеет место изменение характера контакта между заготовкой и инструментом.

Обычная вырубка-пробивка осуществляется передачей через пуансон статического давления пресса $P_{ст}$ на заготовку. Контакт между пуансоном и заготовкой постоянный, а, следовательно, силовое воздействие на нее осуществляется непрерывно во всем периоде деформации вплоть до разрушения. В этом случае скорость деформирования

$$V_g = V_{ин} \quad , \quad (1)$$

где $V_{ин}$ — скорость перемещения инструмента.

При вырубке-пробивке с ультразвуком, когда вибрации приложены, например, к пуансону, на заготовку будут действовать усилия

$$P = P_{ст} + P_{в} \quad , \quad (2)$$

где $P_{ст}$ - статическое усилие, развиваемое прессом;
 P_f - вибрационная составляющая усилия.
 Скорость деформирования определяется при этом как

$$\bar{V} = \bar{V}_k + \bar{V}_{ш} \quad , \quad (3)$$

где \bar{V}_k - вектор колебательной скорости.

Колебательная скорость определяется уравнением

$$\bar{V}_k = \bar{A} \cos(\omega t + \varphi_0) \quad , \quad (4)$$

где A - амплитуда колебаний режущей кромки пуансона;
 $\omega = 2\pi f$ - угловая частота;
 f - частота колебаний;
 t - время;
 φ_0 - начальная фаза.

В зависимости от соотношения \bar{V}_k и \bar{V} будут иметь три режима деформации:

в и б р а ц и о н н ы й - с разрывом контакта в каждом периоде и с периодической разгрузкой от давления; **в и б р о с т а т и - ч е с к и й** - без разрыва контакта, но с частичной разгрузкой от статической составляющей давления; **с т а т и ч е с к и й** - без разрыва контакта и без разгрузки от статической составляющей давления.

Если принять, что \bar{V}_k является главной скоростью перемещения инструмента, а \bar{V}_M - скоростью подачи, то при условии $\bar{V}_k > \bar{V}_M$ величину подачи ΔS на одно колебание можно определить из выражения

$$\Delta S = \frac{V_{ш}}{f} \quad . \quad (5)$$

Экспериментально нами установлено, что для механических вибраторов величина подачи за ход не должна превышать значения

$$\Delta S \leq 0,1A \quad . \quad (6)$$

Используя зависимость (6), можно записать

$$V_{ш} \leq 0,1fA \quad (7)$$

Формула (7) позволяет определить диапазон скоростей, когда имеет место вибрационный режим штамповки. При наименьшей амплитуде колебаний для увеличения V_M и сохранения вибрационного режима необходимо увеличивать частоту вибраций

Известно, что вибрационная установка с частотами свыше 20–30 герц является источником вредных шумов. Исходя из этого целесообразнее использовать для штамповки ультразвуковые колебания. Если полученные выше зависимости распространить на ультразвуковой диапазон частот, то можно значительно повысить скорость V_M . Так, например, с увеличением частоты вибраций на три порядка и снижением амплитуды на два порядка значения

V_M возрастает при сохранении вибрационного режима. Значительного возрастания скорости деформирования в ультразвуковом диапазоне частот можно достичь за счет увеличения амплитуды колебаний A , но это вызывает возрастание циклических напряжений, определяемых выражением

$$\sigma_{max} = \pm \frac{2\pi}{\lambda} EA \quad (8)$$

где λ — длина волны;
 E — модуль Юнга.

Так как значение σ_{max} определяет циклическую стойкость, то имеются ограничения в повышении вибрационной скорости V_K инструмента. Известно, что инструментальные стали могут нормально работать при скоростях вибраций до 5 м/сек, а инструмент, изготовленный из титана, — до 7 м/сек. Таким образом, невысокая вибростойкость материалов, применяемых для изготовления рабочего инструмента штампов, не позволяет использовать скорость деформирования свыше 0,3 м/сек. Если учесть, что на практике скорость прессов составляет около 0,5 м/сек, то можно утверждать, что ультразвуковая вырубка и пробивка с вибрационным режимом может быть применена в промышленности.

Температура в очаг деформации при вырубке–пробивке с ультразвуком в вибрационном режиме, как показали наши эксперименты, достигает 600°C. Столь высокая температура объясняется малым временем охлаждения микрообъемов металла в очаге деформации до следующего тепловыделения. Значит, одной из причин значительного снижения статического усилия деформации (до 50%) является вы-

сокая температура в очаге деформации. Этим также можно объяснять тот установленный нами факт, что в плитках из чугуна С221-40 можно в холодном состоянии пробивать отверстия. Специфические температурно-скоростные условия объясняют эффекты ультразвуковой штамповки.

УДК 621.762.01

С.С. Булега, И.С. Бураков, В.С. Василенко,
Г.П. Злобин, А.М. Кожевников, Ю.А. Ковалевич,
И.В. Рабинсон, Е.И. Сапронов

АРМИРОВАНИЕ МЕТАЛЛОБРАБАТЫВАЮЩЕГО И МЕРИТЕЛЬНОГО ИНСТРУМЕНТА ТВЕРДОСПЛАВНЫМ ПРОКАТОМ

При прессовании твердых сплавов из-за низкой сыпучести порошка и его трения о стенки пресс-форм заготовки имеют неравномерную плотность, что вызывает при спекании их коробление и образование трещин. Неравномерность плотности при прессовании возрастает с увеличением размеров деталей, уменьшением их толщины. Поэтому применение твердых сплавов ограничивается изделиями, имеющими определенное соотношение их размеров.

Для получения длинномерных тонких заготовок твердых сплавов Белорусским политехническим институтом, Гродненским заводом карданных валов, Ленинградским СКТБ-6 и Минским опытно-экспериментальным заводом им. Гастелло разработан способ прокатки порошков вольфрамокобальтовых и титановольфрамокобальтовых сплавов в полосы толщиной от 1 до 8 мм. Порошок прокатывается с пластификатором — парафином (2 — 4% вес.). Для повышения интенсивности захвата валками порошок перед прокаткой подвергается двух-трехкратной вальцовке.

Более благоприятные при прокатке по сравнению с прессованием условия уплотнения позволили получать заготовки плотностью до $9,2 \text{ г/см}^3$, что обусловило уменьшение их усадки при спекании на 20–25% по сравнению с усадкой прессованных заготовок.

Заготовки требуемых форм и размеров вырезали из неспеченных полос ножовочными полотнами, напильниками и калеными ножами. Мел-

кие заготовки вырубали в штампах из полос толщиной до 2 мм после их специальной упрочняющей обработки. Отходы от вырезания и вырубки после размола использовали для повторной прокатки.

Применение проката позволило отказаться от прессформ для прессования твердосплавных вставок, что в значительной степени уменьшило расходы на изготовление штампов и других изделий небольших серий.

Имеющиеся в литературе рекомендации по выбору размеров твердосплавных вставок для штампов предусматривают высоту вставки, равную 6 - 12 толщинам вырубаемых изделий. Расчет напряжений в штамповом инструменте показывает, что увеличение высоты вставок приводит к соответствующему росту напряжений на рабочих кромках инструмента и может быть оправдано в ряде случаев только сложностью изготовления тонких заготовок твердого сплава. Применение проката позволило уменьшить высоту твердосплавной части вставок в 3 - 5 раз, что снизило расход твердого сплава.

Для изучения возможностей применения твердосплавного проката изготовлены следующие штампы и детали.

Штамп отрезной универсальный для вырубki листового алюминия толщиной до 2 мм. Рабочие части штампа армированы тремя полосами сплава ВК-8 толщиной 4 мм путем припаивания латунно-никелевым припоем на опоры из сталей мартенситного класса.

Штамп последовательного действия для штамповки трансформаторной стали толщиной 0,35 мм. 12 вставок штампа армированы прямоугольными заготовками сплава ВК-15 толщиной 3,85 мм, припаянными серебряными и латунно-никелевыми припоями.

Мерительные скобы различных размеров, армированные припаянием заготовок сплавов ВК-6, ВК-8 и ВК-15 толщиной 1,5 - 4 мм. Шлифованием и последующим выхаживанием достигнута требуемая точность и чистота рабочей части скоб без ручной доводки.

Нож длиной до 230 мм, толщиной 1,6 - 2,5 мм для безцилиндровальных станков. Крепление твердосплавных полос - механическое в сочетании с клеевым.

Из полос твердого сплава ВК-6М и ВК-8 изготовлены **дисковые фрезы** диаметром 20-150 мм толщиной 1,6-2,3 мм.

Проведенные опыты и производственные испытания позволяют сделать вывод о возможности расширить использование твердых сплавов в металлообработке и машиностроении, что позволяет повысить надежность и долговечность инструментов и деталей машин. В настоящее время совместно с Всесоюзным институтом твердых сплавов производится отработка промышленной технологии прокатки твердых сплавов, разрабатываются рекомендации по использованию твердо-сплавного проката.

УДК 621.762.01

Е.Б.Ложечников, С.С.Клименков

МОЩНОСТЬ И КРУТЯЩИЙ МОМЕНТ ПРИВОДА ПРИ ПРОКАТКЕ ПОРОШКОВ

В работах /1,2/ на основании результатов опытов по прокатке порошков получена формула удельной энергии:

$$\rho g A_{уд} = k \gamma_A - c h_A \quad (I)$$

где γ_A, h_A - плотность и толщина проката;

k - коэффициент, зависящий от материала частиц порошка;

c - коэффициент масштабности, зависящий от толщины проката.

Несмотря на простоту формулы (I), ее применение в практических расчетах вызывает затруднение в связи с необходимостью проводить не менее двух опытов прокатки с замером мощности /крутящего момента/ для определения реперных точек - коэффициентов k и c .

Поэтому представляет интерес вывод формул мощности и крутящего момента привода на основе суммирования сил, действующих на валки при прокатке. Мощности и крутящий момент прокатки могут быть представлены в виде определенных интегралов /3,4/:

$$N = DV \left[\int_0^{\alpha} M_{от}(\varphi) P_{от}(\varphi) v(\varphi) d\varphi - \right. \quad (2)$$

$$\left. - \int_0^{\alpha} M_{он}(\varphi) P_{он}(\varphi) v(\varphi) d\varphi \right]$$

$$M = 2R^2 \left[\int_0^{\alpha} M_{от}(\varphi) P_{от}(\varphi) v(\varphi) d\varphi - \int_0^{\alpha} M_{он}(\varphi) P_{он}(\varphi) v(\varphi) d\varphi \right] \quad (3)$$

Анализ эпюр удельных сил трения и давления по дуге захвата, полученных непосредственным измерением /5,6,7/ дает основание с достаточной степенью точности аппроксимировать изменения нормального контактного давления и коэффициента трения в пределах $0-\alpha$ линейными функциями, изображенными на рис. 1, а, б. Тогда:

$$P_{он}(\varphi) = P_{он}(0) + K_{он}\varphi, \quad (4)$$

$$P_{от}(\varphi) = P_{от}(\alpha) + K_{от}(\alpha - \varphi), \quad (5)$$

$$\mu_{он}(\varphi) = \mu_{он}(0) + \mu_{он}\varphi, \quad (6)$$

$$\mu_{от}(\varphi) = \mu_{от}(\alpha) + \mu_{от}(\alpha - \varphi) \quad (7)$$

Из рис. 1 очевидно, что нормальные давления в начале и конце дуги захвата при прокатке порошков равны нулю, т.е.

$$P_{он}(0) = P_{от}(\alpha) = 0$$

и в нейтральном сечении имеют наибольшую величину:

$$P_{он}(\beta) = P_{от}(\beta) = P_n = Const$$

Коэффициент трения в нейтральном сечении

$$\mu_{он}(\beta) = \mu_{от}(\beta) = 0$$

и в начале и конце дуги захвата соответственно

$$\mu_{от}(\alpha) = \mu_n$$

$$\mu_{он}(0) = \mu_n = \varphi \mu_n$$

где μ_n — коэффициент трения порошка; μ_n — коэффициент трения сырой ленты по валкам; $\mu_n/\mu_n = \varphi$.

Из рис. I коэффициенты пропорциональности можно записать в следующем виде:

$$K_{оп} = \frac{P_m}{\beta} ,$$

$$K_{от} = \frac{P_m}{\alpha - \beta} ,$$

$$M_{оп} = -\frac{M_n}{\beta} ,$$

$$M_{от} = \frac{M_n}{\alpha - \beta} .$$

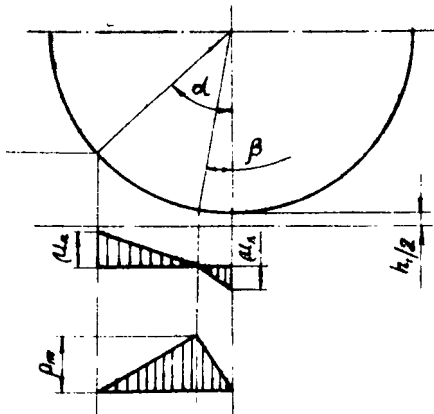


Рис. I.

Тогда

$$P_{оп}(\varphi) = \frac{P_m \varphi}{\beta} , \quad (8)$$

$$P_{от}(\varphi) = \frac{P_m (\alpha - \varphi)}{\alpha - \beta} , \quad (9)$$

$$M_{оп}(\varphi) = \varphi M_n \left(1 - \frac{\varphi}{\beta}\right) . \quad (10)$$

$$M_{от}(\varphi) = M_n \frac{\varphi - \beta}{\alpha - \beta} . \quad (11)$$

Учитывая незначительное уширение при прокатке лент из порошков, а также повышенную пористость краев ленты, принимаем:

$$B(\varphi) = B = \text{const} \quad (12)$$

Подставляя в (2) и (3) значение переменных величин из (8) - (12), получим:

$$N = \mu_n \rho_m DBV \left[\int_{\beta}^{\alpha} \frac{(\alpha - \varphi)(\varphi - \beta)}{(\alpha - \beta)^2} d\varphi - \int_0^{\beta} \frac{\varphi(\beta - \varphi)\varphi}{\beta^2} d\varphi \right] = \frac{1}{6} \rho_m DBV \mu_n [\alpha - \beta(1 + q)] \quad (13)$$

$$M = 2\mu_n \rho_m BR^2 \left[\int_{\beta}^{\alpha} \frac{(\alpha - \varphi)(\varphi - \beta)}{(\alpha - \beta)^2} d\varphi - \int_0^{\beta} \frac{\varphi(\beta - \varphi)\varphi}{\beta^2} d\varphi \right] = \frac{1}{3} \mu_n \rho_m BR^2 [\alpha - \beta(1 + q)] \quad (14)$$

Л и т е р а т у р а

1. Северденко В.П., Ложечников Е.Б. Энергия прокатки ленты из порошков. Доклады АН БССР, т. УП, № II, 1963.
2. Северденко В.П., Ложечников Е.Б., Баен А.М. К вопросу об определении энергосиловых параметров прокатки металлокерамических порошков. Известия АН БССР, Серия физ.-тех.наук, № 4, 1970.
3. Бажков В.Ф. О работе прокатки. "Металлургия", № 5, 1932.
4. Старченко Д.И. Влияние неравномерности удельного давления на работу и момент прокатки. Теория прокатки. материалы конференции по теоретическим вопросам прокатки. металлург.-издат, М., 1962.
5. Северденко В.П., Ложечников Е.Б. Распределение удельного давления по дуге захвата при прокатке лент из железного порошка. Доклады АН БССР, том УП, № I, 1963.
6. Виноградов Г.А., Каташинский В.П. Исследование удельного давления при прокатке металлических порошков. "Порошковая металлургия", № 3, 1963.
7. Виноградов Г.А., Семенов Ю.Н., Катрус О.А., Каташинский В.П. Прокатка металлических порошков. "Металлургия", М., 1969.

Е.Б. Ложечников, С.С. Клименков, А.М. Кожевников

НЕКОТОРЫЕ СВОЙСТВА ПОРОШКОВ, ОПРЕДЕЛЯЮЩИЕ ИХ
ПРОКАТЫВАЕМОСТЬ

Изучение закономерностей формирования ленты при прокатке порошков показывает, что ее толщина и плотность, а также давление и мощность привода прокатки в значительной степени зависят от коэффициентов внешнего и межчастичного трения порошка. В связи с этим представляет интерес определение коэффициентов трения порошков, подвергнутых предварительной обработке перед прокаткой.

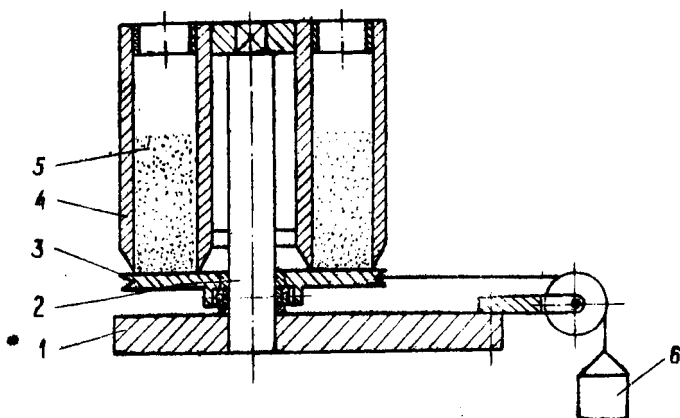


Рис. 1. Приспособление для определения коэффициента внешнего трения порошка.

Для измерения коэффициента внешнего трения порошка изготовлено приспособление (рис. 1), состоящее из плиты 1 с осью 2, на которой свободно посажен диск 3 и цилиндрический бункер 4. Испытываемый порошок 5 засыпается до определенного уровня в бункер,

после чего чашку 6 заполняли металлическим порошком. Момент трения порошка по диску:

$$M_{\text{тр}} = (Q - Q_0) R_{\text{ш}} \quad (1)$$

где Q - вес груза в начале поворота диска,
 Q_0 - вес груза при холостом повороте диска,
 $R_{\text{ш}}$ - радиус диска.

В то же время момент трения может быть записан в виде

$$M_{\text{тр}} = 2\pi\mu\rho \int_{r_0}^{r_n} r^2 dx = \frac{2}{3}\pi\mu\rho(r_n^3 - r_0^3) \quad (2)$$

где μ - коэффициент внешнего трения порошка;
 ρ - давление порошка на диск

$$\rho = \frac{Q_1}{\pi(r_n^2 - r_0^2)}$$

Здесь Q_1 - вес засыпанного в бункер порошка;

r_n и r_0 - наружный и внутренний радиус поверхности контакта порошка с диском.

Тогда

$$M = \frac{3(Q - Q_0)(r_n^3 - r_0^3) R_{\text{ш}}}{Q_1(r_n^2 - r_0^2)} \quad (3)$$

Сопротивление сдвигу $|\tau_n|$ порошка, являющегося сыпучей средой с малой связностью [1], определяется формулой:

$$|\tau_n| = \sigma_n \operatorname{tg} \delta_n + C = (\sigma_n + \sigma_c) \operatorname{tg} \delta_v \quad (4)$$

где σ_n - нормальное давление;

δ_v, C - соответственно угол межчастичного трения и коэффициент сцепления порошка;

$\sigma_c = \frac{C}{\operatorname{tg} \delta_v}$ - временное сопротивление всестороннему равномерному растяжению сыпучей связи.

Исходя из (4), по соотношению между σ_n, σ_c и $|\tau_n|$ можно судить о величинах коэффициентов межчастичного трения

($t_{g\delta_v}$) и сцепления (C). Для определения сопротивления сдвигу порошка использовали приспособление, изображенное на рис. 2.

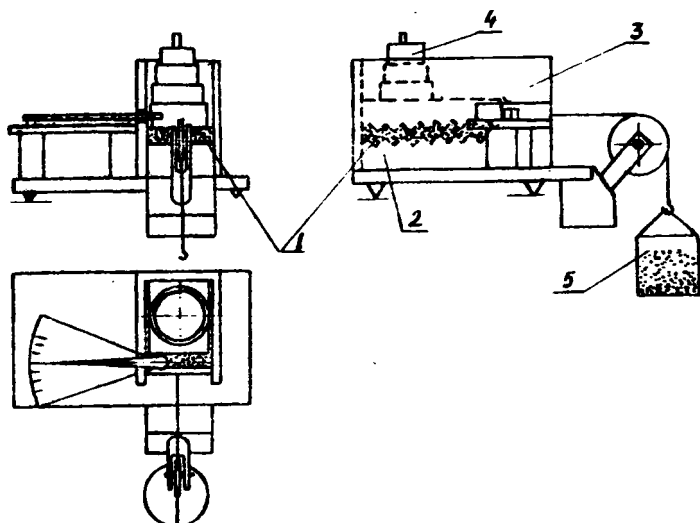


Рис. 2. Приспособление для определения сопротивления сдвигу порошка.

Порошок I ровным слоем толщиной 20 мм распределяли на нижней плите 2, после чего на него устанавливали подвижную плиту 3 (площадь контакта 36 см^2) с грузом 4. Чашку 5 загрузали металлическим порошком до сдвига подвижной плиты. Все детали приспособления выполнены из органического стекла, рабочие поверхности плит имеют поперечные пазы, что исключает сдвиг плит по порошку.

У исследуемых порошков определяли также насыпной вес γ_N , вес утряски $\gamma_{ут}$ и угол естественного откоса ρ . Работу проводили с железным порошком марки ПкТМ2 и порошком твердого сплава ВК-6. Порошки испытывали в состоянии поставки и после специальной обработки. Железный порошок увлажняли бензином (20 мл/кг) и прокатывали в валках диаметром 150 мм до толщины 1,2 - 1,4 мм, плотности 5,1 - 5,3 г/см³, после чего полосы размалывали и просеивали через сито 60 меш.

В порошок ВК-6 вводили парафин (3% вес), растворенный в бензине и в бензоле, обе шихты подвергали вальцовке с последующим размолом и просеиванием /2/. Результаты измерения свойств описан-

ных порошков в состоянии поставки и после различных видов обработки приведены в таблице I.

Из таблицы I видно, что введение в железный порошок бензина приводит к уменьшению насыпного веса и веса утряски порошка, увеличению угла его естественного откоса и при малых давлениях — коэффициента внешнего трения. Вальцовка порошка несколько уменьшает угол естественного откоса, но значительно повышает насыпной вес и вес утряски, увеличивает коэффициент внешнего трения.

Введение бензина и вальцовка вызывает рост сопротивления сдвигу.

Анализ результатов испытания порошков ВК-6 показывает характер изменения свойств, аналогичный железному порошку. Однако следует отметить, что при введении парафина, растворенного в бензоле, углы естественного откоса сопротивления сдвигу порошков имеют меньшие, а насыпной вес и вес утряски — большие значения, чем у пихты с парафином, растворенном в бензине.

Анализ приведенных в таблице данных позволяет уточнить закономерность использования в расчетах сопротивления сдвигу порошка его угла естественного откоса вместо угла межчастичного трения.

В [3] соотношение между этими параметрами определено уравнением:

$$\operatorname{tg} \delta = \operatorname{tg} \delta_4 + \frac{cF}{\psi \cos \delta} \quad (5)$$

где ψ — вес группы частиц на поверхности откоса;
 F — площадь контакта группы частиц с откосом.

Так как $\sigma_n = \frac{\psi \cos \delta}{F}$,

а $\frac{c}{\operatorname{tg} \delta} = \sigma_c$, то уравнение (5) можно преобразовать в следующий вид:

$$\operatorname{tg} \delta = \operatorname{tg} \delta_4 \left(1 + \frac{\sigma_c}{\sigma_n} \right) \quad (6)$$

Из таблицы I видно, что при увеличении σ_n до 12–17,5 г/см² $\delta = \delta_4$. Следовательно, при давлениях 12–17,5 г/см², соответствующих обычно давлению порошка в бункере на валки при вертикальной прокатке, угол естественного откоса может быть использован

ЗАВИСИМОСТЬ СВОЙСТВ ПОРОШКОВ ОТ ВИДА ИХ ОБРАБОТКИ

Порошок	Свойства	$\lambda_{\text{н}}$ г/см ³	$\lambda_{\text{п}}$ г/см ³	Р. град	$\lambda_{\text{п}} \rho^*$	$t_{\text{г}}/\rho$ при $\sigma_{\text{н}} [2/\text{см}^2]$							
						36	64	12	17,5	31,4	45,3	67,5	90
ПММ2 в состоянии поставки		21	258	31°	0,63 - -0,152	1 45°	0,07 41°	0,7 35°	0,64 32°25'	0,55 28°50'	0,527 27°50'	0,49 26°5'	0,486
Увлажненный бензином		1,62	1,95	38°	0,298 - -0,154	1,13 42°30'	1 45°	—	0,745 36°40'	0,584 30°20'	0,567 29°30'	0,523 27°35'	0,345 28°30'
Вальцованный		2,75	3,42	34°	0,215 - -0,208	1,11 48°	1,04 46°5'	0,89 41°40'	0,72 35°40'	0,64 32°40'	0,6	0,53 27°30'	0,59 30°20'
Вальцованный и увлажненный бензином		2,22	3,2	38°30'	0,308 - -0,22	1,24 51°5'	1,05 46°20'	0,835 39°30'	0,76 37°15'	0,592 30°40'	0,53 27°55'	0,54 28°20'	0,54 28°20'
ВК-6 в состоянии поставки		3,04	5,30	41°	0,24 - -0,28	1,2 48°	1,03 46°	0,93 43°	0,77 37°40'	0,65 33°	—	0,51 27°	0,45 24°20'
С парафином на бензине		3,7	5,2	40°	0,244 - -0,274	1,2 48°15'	0,904 44°35'	0,867 40°45'	0,8 38°40'	0,69 34°35'	0,64 32°40'	0,64 32°40'	0,655 33°10'
после вальцовки		4,44	5,52	40°	0,272 - -0,354	1,10 47°30'	1,08 47°	0,88 41°30'	0,85 40°	0,79 38°20'	0,67 34°	0,62 30°	0,591 30°41'
С парафином на бензоле		3,5	5,02	39°30'	—	0,85 43°30'	0,91 42°30'	0,79 38°20'	0,73 36°10'	0,65 33°	0,61 31°30'	0,59 30°30'	0,46 25°
после 2-й вальцовки		4,15	5,38	37°30'	—	1,06 47°	1 49°	0,83 40°	0,75 37°	0,66 33°30'	0,60 31°	0,575 30°	0,53 28°

* С увеличением давления от 6,8 до 34 г/см²

для расчета сопротивлений сдвига по формуле (4),

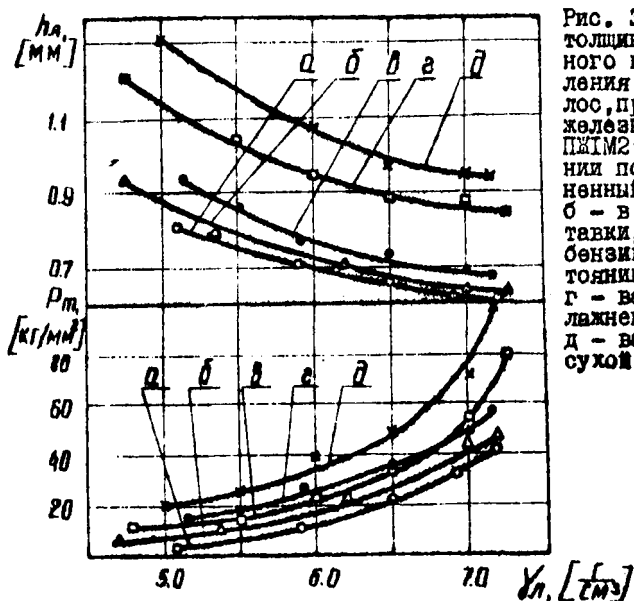


Рис. 3. Зависимость толщины и максимального нормального давления от плотности полос, прокатанных из железного порошка ПЖИМ2; а - в состоянии поставки, увлажненный бензолом; б - в состоянии поставки, увлажненный бензином; в - в состоянии поставки; г - вальцованный, увлажненный бензином; д - вальцованный, сухой.

Изменение свойств порошков, вызванных описанными выше обработками, оказывает существенное влияние на характер процесса прокатки. Введение в порошок твердого сплава парафина, растворенного в бензине и особенно в бензоле, обработка порошков вальцовкой увеличивает интенсивность их захвата валками. При этом в значительной степени увеличивается толщина и плотность прокатываемых полос. При прокатке вальцованного порошка в значительной степени возрастает давление на валки и мощность привода прокатки (рис. 3), что может быть объяснено наклепом материала порошка /2/.

Л и т е р а т у р а

1. Соколовский В.В. Статика сыпучей среды. Физматгиз, М., 1960.
2. Северденко В.П., Ложечников Е.Б., Кожевников А.С. Изменение магнитных характеристик порошка в процессе его прокатки. Труды всесоюзной научно-технической конференции по металлокерамическим материалам и изделиям, Ереван, 1973.

УДК 621.771

Ю.В.Смачко

ЭФФЕКТИВНОСТЬ СМАЗОК ПРИ ВЫТЯЖКЕ С НАЛОЖЕНИЕМ КРУТИЛЬНЫХ УЛЬТРАЗВУКОВЫХ КОЛЕБАНИЙ

Операции листовой штамповки сопровождаются трением металла о деформирующий инструмент. В зависимости от качества смазки и скорости штамповки силы трения о рабочий инструмент могут быть весьма значительны и доходить до 100% от усилия пластической деформации. Наиболее сложные условия для смазки создаются при операции вытяжки. Заготовка в процессе вытяжки испытывает трение между поверхностями матрицы и прижима, по вытяжному ребру матрицы и в зазоре между матрицей и пуансоном.

В настоящей работе проведены исследования по определению влияния ультразвуковых крутильных колебаний на эффективность II видов смазок. Исследования проводили по следующей методике.

Устанавливали предельную степень деформации при вытяжке в обычных условиях без смазки, для чего заготовки, а также зеркало матрицы и прижима после каждой вытяжки обезжиривали. Затем с этими же значениями предельной степени деформации и усилия прижима проводили вытяжку данного материала с применением смазки, которая, по нашему мнению, должна быть наиболее эффективна при вытяжке в обычных условиях. Так как в связи с резким уменьшением коэффициента трения, усилие прижима при котором была получена предельная степень вытяжки без применения смазки, не обеспечивало предотвращения складкообразования, его увеличивали до получения годной детали при вытяжке с применением смазки. При определенном значении усилия прижима повторно устанавливали предельное значение степени деформации для вытяжки без смазки. Полученный таким образом диаметр заготовки принимали за базовый и далее проводили все необходимые исследования для выявления эффективности смазок в условиях вытяжки с ультразвуком.

Данная методика установления необходимой для исследования предельной степени деформации позволяла проводить вытяжку при

постоянном усилии прижима, обеспечивая получение деталей без опасности охладкообразования.

Эффективность смазок определяли следующим образом.

При вытяжке в обычных условиях она равна

$$K = \frac{P - P_{см}}{P}$$

где \bar{P} и $P_{см}$ - усилие вытяжки без смазки и со смазкой соответственно.

Эффективность смазок при вытяжке с ультразвуком

$$K_u = \frac{P_u - P_{u,см}}{P_u}$$

где P_u и $P_{u,см}$ - усилие вытяжки с ультразвуком без смазки и со смазкой соответственно.

Коэффициент эффективности влияния ультразвуковых крутильных колебаний на действие смазок определяли по формуле

$$C = \frac{K_u}{K}$$

Из формулы следует, что если значение C больше единицы, то ультразвуковые колебания повышают эффективность смазок, а если меньше, то ультразвук понижает эффективность смазок при вытяжке.

Результаты экспериментов по вытяжке нержавеющей стали X18H10T с различными смазками приведены в таблице I. Из анализа представленных результатов видно, что ультразвуковые колебания по-разному влияют на различные смазки. Так, для вытяжки в обычных условиях наилучшие результаты показаны были при применении парафина. Однако включение колебаний резко снизило эффективность этой смазки. Подобный результат получен и при вытяжке с вазелиновым маслом. Для вытяжки с ультразвуком наиболее эффективной оказалась фторопластовая пленка. Применение этой пленки в условиях штамповки с ультразвуком позволило снизить усилие вытяжки почти в 2 раза. Так, при вытяжке без смазки $P_{max} = 1480$ кг, а при вытяжке с фторопластовой пленкой и с ультразву-

ном $P_{max} = 770$ кг.

Таблица

Наименование смазки	Эффективность смазки при вытяжке		Эффектив- ность влия- ния ультра- звука на действие смазки
	в обычных условиях	с ультра- звуком	
	$k = \frac{P - P_{sm}}{P}$	$k_y = \frac{P_y - P_{y0}}{P_y}$	$C = \frac{k_y}{k}$
Вазелиновое масло	0,054	-	-
Касторовое масло	0,101	0,087	0,86
Олеиновая кислота	0,0948	0,164	1,1
Парафин	0,29	-	-
Технический воск	0,198	0,174	0,89
Масло "Вапор"	0,0878	0,087	1
Масло "Вапор"+30% графита			
пластинчатого	0,108	0,174	1,61
Диосульфит молибдена	0,1485	0,281	1,825
Лак ПХВЛ	0,1485	0,295	1,99
Полиэтиленовая пленка			
толщиной 0,04 мм	0,169	0,27	1,42
Фторопластовая пленка			
толщиной 0,04 мм	0,241	0,339	1,41

Пленочные покрытия, такие как лак ПХВЛ, полиэтиленовая и фторопластовая пленка продвинули себя с наилучшей стороны. Применение их позволило получить наибольшее снижение усилия вытяжки.

Наибольший коэффициент эффективности C получен для лака ПХВЛ, однако для практического применения следует рекомендовать фторопластовую пленку, так как использование ее позволило получить самое низкое значение усилия деформации при вытяжке с наложением крутильных ультразвуковых колебаний.

Ю.В.Скачко

ВЛИЯНИЕ УЛЬТРАЗВУКОВЫХ КРУТИЛЬНЫХ КОЛЕБАНИЙ НА
ТЕМПЕРАТУРНЫЙ РЕЖИМ ДЕФОРМАЦИИ ПРИ ЛИСТОВОЙ
ВЫТЯЖКЕ

Известно, что во многих случаях нагрев металла играет значительную роль в интенсификации процессов обработки металлов давлением, изменяя прочностные и пластические свойства металлов и сплавов. Описываемые исследования посвящены исследованию температурных условий, в которых происходит вытяжка с наложением крутильных ультразвуковых колебаний. Преследовалась также цель "отделить" влияние температуры от влияния ультразвука на уменьшение сопротивления деформированию фланцевой части заготовки.

Замер температур в очаге деформации осуществляли методом искусственных термопар.

Две хромель-алюмелевые термопары были установлены в прижимное кольцо, которым осуществлялся прижим заготовки. Установка их была произведена следующим образом.

В прижимном кольце на координатно-расточном станке были просверлены два глухих отверстия таким образом, что их глубина оказалась меньше толщины прижимного кольца на 0,2 мм. В эти отверстия были зачеканены термопары, и затем рабочая плоскость прижимного кольца шлифована совместно с термопарами на глубину 0,3 мм. Таким образом, рабочие концы термопар оказались выполненными заподлицо с рабочей плоскостью прижимного кольца, что позволило впоследствии осуществлять непосредственный прямой контакт рабочего спая термопары с поверхностью заготовки.

Выполнение этого условия позволило значительно повысить точность измерения, так как при измерении температур поверхности тел особое значение приобретает надежность теплового контакта термопары с объектом измерения.

Термопары были подсоединены к самопишущему быстродействующему прибору Н-327. Для снятия показаний с самописца была проведена тарировка прибора в соответствии со значениями термо-э.д.с. термопары.

При исследовании влияния времени озвучивания на температуру,

чтобы исключить действие других факторов, вытяжку проводили при постоянной степени деформации, изменяя скорость деформирования от $V = 4$ мм/мин до $V = 60$ мм/мин.

На рис. I показано влияние длительности озвучивания на максимальное значение температуры в очаге деформации. Из представленного графика видно, что увеличение времени озвучивания с 16 до 250 сек привело к подъему температуры с 80° до 200°C . При этом установлено, что интенсивность роста температуры с увеличением времени озвучивания падает.

В таблице I приведены наибольшие значения температур, возникающих в очаге деформации при вытяжке с максимальной мощностью и с предельными значениями степеней вытяжки, полученными при вытяжке с крутильными ультразвуковыми колебаниями. Из таблицы I видно, что максимальная температура не превышает 200°C .

Таким образом можно сделать вывод, что хотя тепловой эффект и играет определенную роль в повышении эффективности ультразвука однако он не оказывает решающего влияния на повышение предельной степени деформации при вытяжке с ультразвуком.

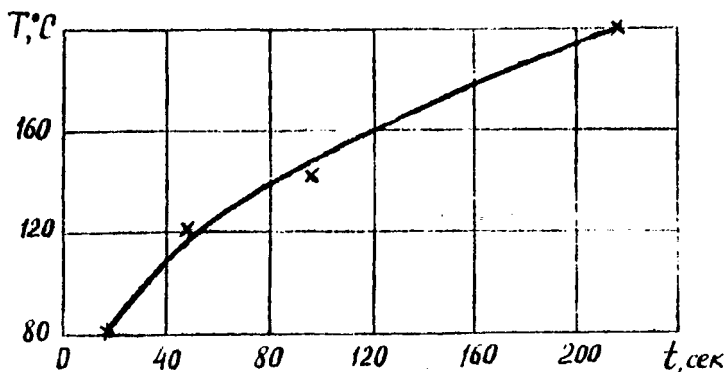


Рис. I. Влияние длительности озвучивания в процессе деформации на максимальное значение температуры заготовки ($A=0,008$ мм).

Таблица I

Материал	Степень вытяжки $K_{\text{пред}}$	$P_{\text{выт}}$ кг	Время оз- вучивания сек	$t_{\text{max}}^{\circ\text{C}}$
молибден МЧ	2,15	1650	16	180
сталь Х18Н10Т	2,85	1560	24	160
титановый сплав	2,3	1700	17	175
сталь 65Г	2,63	1280	20	200

УДК 621.771.01:621.9.048

М.В.Логачев

ВЛИЯНИЕ ПРОДОЛЬНЫХ УЛЬТРАЗВУКОВЫХ КОЛЕБАНИЙ НА СИЛОВЫЕ ПАРАМЕТРЫ ПРОЦЕССА ПРОКАТКИ ТРУБ

Производство труб из черных и цветных металлов путем прокатки получило широкое распространение благодаря высокой производительности, точности, качеству и широкому сортаменту продукции. Однако наряду с отмеченными достоинствами прокатка труб особенно тонкостенных и из труднодеформируемых материалов, имеет ряд трудностей, связанных с высокими контактными напряжениями в процессе деформации, обусловленными подпирающим действием сил контактного трения.

Применение ультразвуковых колебаний позволяет облегчить решение ряда сложных технологических задач в различных процессах обработки металлов давлением /1,2/. Поэтому исследования в области продольной прокатки труб с использованием энергии ультразвуковых колебаний является перспективными и представляют большой теоретический и практический интерес.

В данной работе описаны некоторые результаты экспериментальных исследований, полученные при прокатке труб на длинной оправке с применением ультразвуковых колебаний валков.

Исследования проводили на стане, валки которого имели диа-

метр 65 мм и представляли собой ультразвуковые концентраторы резонансной длины. Ультразвуковые колебания возбуждались с помощью стандартных магнитострикционных преобразователей ПМС-15А-18, питание которых осуществлялось от ультразвукового генератора УЗГ-10У.

В процессе прокатки измеряли общее давление металла на валки с помощью силоизмерительных устройств - месдоз, тензометрического усилителя ТА-5 и осциллографа Н-700.

На валках был выточен круглый калибр с выпусками по радиусу. Калибр размещали в пучности смещений ультразвуковой волны, причем валки совершали продольные противофазные ультразвуковые колебания. Амплитуда колебаний составляла 0,012 мм. Скорость прокатки изменялась от 0,04 до 0,325 м/сек.

Прокатку труб с наружным диаметром 10 мм и толщиной стенки 1 мм из меди МЗ производили на оправке длиной 300 мм и диаметром $7,98^{+0,005}$ мм со смазкой машинным маслом СУ. Чистота поверхности калибра и оправки соответствовала 9-му классу по ГОСТ 2789-59.

Прокатку труб производили при неизменном зазоре между валками за два прохода с поворотом между пропусками на 90° .

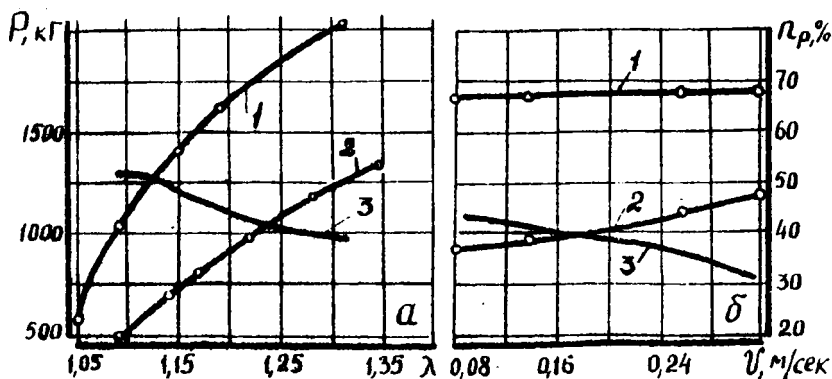


Рис. 1. Изменение давления металла на валки (1, 2) и степени его снижения под действием ультразвука (3) в зависимости от вытяжки (а) при $v = 0,04$ м/сек и скорости (б) при прокатке труб ($\lambda = 1, 2$): 1 - без ультразвука; 2 - с ультразвуком; 3 - n_p .

На рис. I представлены экспериментальные данные, характеризующие изменение давления металла на валки и степень его снижения под действием ультразвука (P_p) в зависимости от вытяжки и скорости при прокатке труб.

Данные экспериментов свидетельствуют о значительном снижении давления металла на валки и увеличении вытяжки при прокатке труб с ультразвуковыми колебаниями валков по сравнению с прокаткой в обычных условиях. Это обусловлено действием знакопеременных напряжений и уменьшением сил контактного трения в очаге деформации.

С увеличением степени деформации и скорости прокатки труб эффективность воздействия ультразвуковых колебаний на силовые параметры процесса снижается. Это объясняется тем, что при увеличении степени деформации давление металла на валки возрастает, в результате чего происходит уменьшение амплитуды смещений поверхности валков в очаге деформации. Известно, что степень снижения усилия деформирования прямо пропорциональна амплитуде ультразвуковых колебаний $/1,3/$.

Снижение эффективности воздействия ультразвуковых колебаний с увеличением скорости прокатки объясняется тем, что с увеличением скорости прокатки и при постоянной мощности ультразвуковой установки снижается плотность акустической энергии, т.е. мощность, приходящаяся на единицу объема деформируемого металла в единицу времени, так как уменьшается время нахождения обрабатываемого металла в очаге деформации. Для получения эквивалентного эффекта при больших скоростях прокатки необходимо пропорционально увеличивать мощность подводимого ультразвука, что обычно лимитируется возможностями современного ультразвукового оборудования.

Л и т е р а т у р а

1. Северденко В.П., Клубович В.В., Степаненко А.В. Прокатка и волочение с ультразвуком. "Наука и техника", Минск, 1970.
2. Северденко В.П., Клубович В.В., Степаненко А.В. Обработка металлов давлением с ультразвуком. "Наука и техника", Минск, 1973.
3. Winsper C.E., Sansome D.H. "Metal Form.", 1971, 38, № 3, 71-75 (РЖМет, 1971, 8Д312).

М.В. Логачев

ВЛИЯНИЕ УЛЬТРАЗВУКА НА ПРОЦЕСС ПРОКАТКИ ПОЛОС
В ОВАЛЬНОМ КАЛИБРЕ

Ранее проведенные исследования /1,2/ показали возможность значительной интенсификации ряда промышленных процессов обработки металлов давлением путем использования ультразвуковых колебаний.

В настоящее время наиболее широко и полно исследовано влияние различных видов ультразвуковых колебаний на процесс прокатки полос в гладких валках.

С целью оценки эффективности применения ультразвуковых колебаний при прокатке полос в калиброванных валках были проведены исследования по прокатке полос квадратной формы в овальном калибре, большая ось которого $b = 18$ мм, а меньшая ось $h = 6$ мм. Овал выточен на валках без развала. При нормальном положении валков зазор между ними составлял 1 мм. Исследования проводили на стане, валки которого имели диаметр 55 мм, были расположены горизонтально и совершали продольные ультразвуковые колебания с частотой 18,7 кгц. Источником ультразвуковых колебаний служил генератор УЗГ-10У и магнитострикционные преобразователи ПМС-15А-18, прикрепленные к одному из торцов каждого валка.

В процессе прокатки фиксировали общее давление металла на валки месдозами, установленными под нажимными винтами. Сигналы, поступающие от месдозы, усиливали тензометрическим усилителем ТА-5 и регистрировали на ленте быстродействующего самопишущего прибора НЗ20-3.

Прокатку полос с продольными ультразвуковыми колебаниями валков можно производить как в пучности колебательной скорости ультразвуковой волны, так и в пучности напряжений с синфазными и противофазными колебаниями валков. При прокатке в овальном калибре очаг деформации размещали в пучности смещений и валки совершали продольные противофазные ультразвуковые колебания.

В качестве материала для прокатки служил свинец, позволяющий моделировать процесс горячей прокатки, в виде заготовки квадратной формы размером 8,5x8,5 мм. Для лучшей задачи образца в овальник калибр одному из концов его придавали овальную форму.

Скорость прокатки составляла 0,04 м/сек.

Прокатку полос в овальном калибре с наложением продольных ультразвуковых колебаний и без них производили при неизменном зазоре между валками. С изменением зазора между валками, что имеет место при регулировке валков, изменится не только конструктивная характеристика овального калибра — отношение осей $\frac{b}{h}$, но и величина обжатия заданной квадратной полосы.

Результаты экспериментальных исследований представлены в таблице I.

Таблица I

Способ прокатки	Среднее относительное обжатие	Относительная вытяжка	Уширение	Степень заполнения калибра	Усилие прокатки
	$\frac{1}{\eta}$	λ	β	δ	P, кг
Без ультразвука	1,25	I, II	I, I3	0,6	330
С ультразвуком	1,5	I,43	I,05	0,54	195
Без ультразвука	1,5	I,3I	I,I45	0,65	570
С ультразвуком	1,65	I,56	I,06	0,6	365

Относительную вытяжку определяли из выражения:

$$\lambda = \frac{\omega_0}{\omega_1}$$

где ω_0 — площадь поперечного сечения квадратной полосы;

ω_1 — площадь поперечного сечения овальной полосы.

Среднее относительное обжатие вычисляли, исходя из величины объема металла, смещенного по высоте, по формуле

$$\ln \frac{1}{\eta} = \xi \frac{\Delta h}{\frac{1}{2} \left(\frac{\omega_0}{b_0} + \frac{\omega_1}{b_1} \right)}$$

где Δh — абсолютное обжатие;

b_0 и b_1 — ширина полосы до и после прокатки;

ξ — коэффициент, учитывающий погрешность, связанную с применением приближенного интегрирования.

Степень заполнения калибра δ представляет собой отношение ширины овальной полосы b_1 к теоретической ширине калибра b , т.е.

$$\delta = \frac{b_1}{b}$$

Это отношение должно быть меньше единицы и при обычных условиях прокатки хорошее заполнение получается при $\delta = 0,85-0,9$, но при универсальной калибровке δ может снизиться до 0,6.

Из приведенных в таблице I данных видно, что при прокатке металла в овальном калибре с продольными ультразвуковыми колебаниями валнов происходит значительное увеличение вытяжки, снижение уширения и степени заполнения калибра и повышение степени деформации при одновременном снижении усилия деформирования по сравнению с прокаткой в обычных условиях. Обусловлено это, в основном, влиянием ультразвука на контактных условиях и изменением схемы напряженного состояния в очаге деформации.

Таким образом, применение ультразвука при прокатке металла в калиброванных валках позволяет увеличить степени деформации за проход и сократить цикличность технологического процесса производства профилей и сортового проката.

Л и т е р а т у р а

1. Северденко В.П., Клубович В.В., Степаненко А.В. Прокатка и волочение с ультразвуком. "Наука и техника", Минск, 1970.
2. Северденко В.П., Клубович В.В., Степаненко А.В. Обработка металлов давлением с ультразвуком. "Наука и техника", Минск, 1973.

УДК 621.73.043.014

М.А.Барановский, Л.С.Шабена

ВЛИЯНИЕ НАЧАЛЬНОЙ СКОРОСТИ ДЕФОРМИРОВАНИЯ И МАССЫ ПУАНСОНА-БОЙКА НА УДЕЛЬНУЮ ЭНЕРГИЮ ПРЕССОВАНИЯ

Ударное прессование отличается отсутствием пополнения энергии в процессе нагружения, Поэтому необходим учет факторов, влияющих на величину энергии прессования с целью точной дозировки.

Известные данные по удельной энергии прессования $E_{уд}/1,2$ и др./ относятся к начальным скоростям пуансона-бойка $V_{п,0}$ до 100 м/сек и не содержат сведений о влиянии его массы $M_{п}$ на $E_{уд}$. К тому же не учитываются потери энергии, связанные с разгоном заготовки, и затраты энергии на заполнение матричной воронки.

Нами было проведено прессование образцов размером $\phi 40 \times 80$ мм из высокопрочного алюминиевого сплава АК6 бойками массой $M_{п} = 1,75; 2,4; 5,4$ кг и $V_{п,0}$ от 40 до 212 м/сек через коническую матрицу с углом 90° . Вытяжка во всех случаях была равна $\lambda = 2,5$. В качестве смазки использовалось машинное масло с графитом.

$E_{уд}$ определялось как отношение энергии совместно движущихся пуансона-бойка и заготовки в момент заполнения матричной воронки к объему отпрессованного профиля /3/. Замер скорости пуансона производился с помощью осциллографа С1-16 и разработанной нами схемы его запуска /4/.

Из полученных данных (рис.1) следует, что $E_{уд}$ при прессовании АК-6 пуансонами любой массы уменьшается с повышением $V_{п,0}$. Это связано с тем, что сплав АК6 имеет гетерогенную структуру /5/, и в процессе пластической деформации в нем развивается значительное внутреннее трение, ведущее к сильному разогреву и разупрочнению.

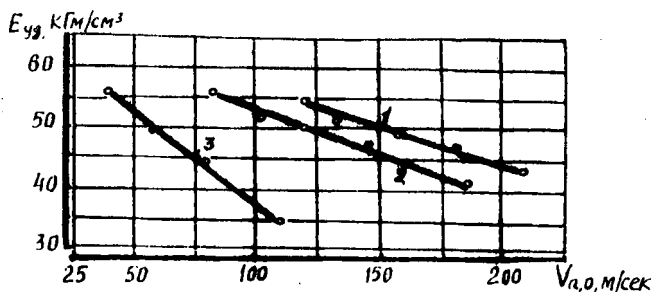


Рис. 1. Изменение $E_{уд}$ в зависимости от начальной скорости пуансона $V_{п,0}$ при прессовании пуансонами различной массы (АК6, $\lambda = 2,5$):
1 - $M_{п} = 1,75$ кг; 2 - $M_{п} = 2,4$ кг; 3 - $M_{п} = 5,4$ кг.

Как видно из рис. I, минимальная удельная энергия при прессовании обеспечивается пуансонами большей массы во всем исследованном скоростном интервале. Это, по-видимому, связано с тем, что уменьшение массы пуансона приводит к увеличению скорости деформации и радиальной составляющей массовых сил инерции в пластической зоне /3/.

Отсюда следует, что с целью уменьшения общих энергозатрат при прессовании предпочтительней набирать необходимый запас энергии за счет массы пуансона-бойка, а не за счет его скорости.

Сравнительное прессование при низких и высоких скоростях показало значительное уменьшение $E_{уд}$ с повышением скорости. Так, при прессовании с $V_{n,0} = 105$ м/сек, $M_n = 5,4$ кг и $\lambda = 3$ - $E_{уд} = 45$ кГм/см³, а при $V_{n,0} = 0,005$ м/сек на гидропрессе $E_{уд} = 67$ кГм/см³. Это связано как с тепловым эффектом пластической деформации, так и со значительным улучшением условий трения в контейнере при высокоскоростном прессовании /3/.

Л и т е р а т у р а

1. Согришин Ю.П. Технология легких сплавов, ВЛС, №4, 1969.
2. *Parsons B., Laycock W.B., Cole B.N. Further development in the highspeed impact extrusion of brittle materials. Advances Mach. Tool Design and Res., 1967, Part. 2, Oxford et al., 1968.*
3. Шабека Л.С. Автореферат дисс. "Исследование высокоскоростного прессования металлов и сплавов без предварительного нагрева", БПИ, Минск, 1973.
4. Барановский М.А., Шабека Л.С. и др. Информ.листок № 046 (4), БелИНТИ, Минск, 1972.
5. Никольский Л.А., Эйфир Е.М. Технология горячей штамповки цветных сплавов. НТО МАШПРОМ, М., 1963.

М.А.Барановский, В.И.Новиков, С.Б.Сарело

ВЛИЯНИЕ КОНТАКТНЫХ УСЛОВИЙ НА СОПРОТИВЛЕНИЕ
ДЕФОРМИРОВАНИЮ ПРИ ВЫСОКОСКОРОСТНОЙ ОСАДКЕ

Условия трения, существующие на контактных поверхностях деформируемого тела и инструмента, оказывают существенное влияние на силовые параметры процесса деформирования.

Нами проведены экспериментальные исследования влияния контактных условий на силовые параметры процесса высокоскоростной осадки в малоизученном диапазоне скоростей деформирования (50–200 м/сек).

Деформированию подвергались отожженные цилиндрические образцы $\phi 18 \times 18$ мм из стали 20. Различные условия трения создавались бойками с различной чистотой поверхности ($\nabla 2$ и $\nabla 9$) с применением смазки и без нее. Осадка осуществлялась с начальными скоростями удара 50, 100 и 200 мм/сек. Для сравнения проводилось осаживание на гидропрессе ($V_0 = 0,001$ м/сек).

Для определения усилий кинематическим методом строились графики "путь бойка – время" на основании фотографий процесса осадки, полученных с помощью СФР-2М. Съёмка производилась со скоростью 125000 и 250000 кадров в секунду. Двойное численное дифференцирование графиков "путь бойка – время" позволило получить графики изменения отрицательного ускорения бойка во времени. Погрешность изменения ускорений составляла 3–5% в начале и 20–25% в конце процесса. По найденному ускорению и известной массе бойка определялось усилие, действующее на боек.

Используя зависимости "площадь поперечного сечения ударяемого торца – время", "усилие на ударяемом торце – время" и "путь бойка – время" можно построить зависимость $\sigma - \epsilon$.

На рис. 1 представлена зависимость $\sigma - \epsilon$, полученная для образцов, осаживаемых при различных контактных условиях и скоростях.

Из графиков видно, что удельное усилие на ударяемом торце в первой фазе деформирования при высокоскоростной осадке значительно превышает значения, полученные при осаживании в статичес-

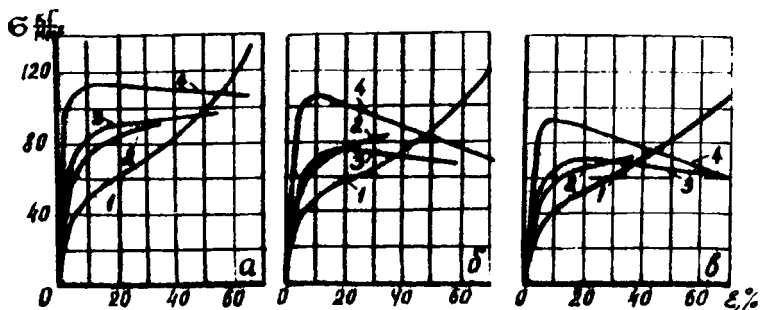


Рис. 1. Зависимость $\sigma - \epsilon$ при осадке с различными контактными условиями и скоростями деформирования $U_0 = 0,001$ (1); 50 (2); 100 (3) и 200 м/сек (4).
 а - чистота поверхности бойков $\nabla 2$ без смазки;
 б - $\nabla 9$ без смазки; в - $\nabla 9$ со смазкой.

ких условиях. При дальнейшем деформировании наблюдается уменьшение удельного усилия. Понижение сил контактного трения (осаживание бойками более высокого класса чистоты поверхности и использование смазки) в значительной мере влияют на снижение удельного усилия на ударяемом основании. Это объясняется возрастающим влиянием инерционных сил, взаимосвязанных с контактными условиями.

При достаточно большой скорости нагружения на процесс деформации начинает оказывать влияние силы инерции деформируемого металла. Это происходит тогда, когда масса бойка становится соизмеримой с массой деформируемого тела и произведение плотности деформируемого металла на квадрат скорости движения бойка становится соизмеримым с величиной сопротивления деформированию.

В начальный момент деформирования материал образца получает положительное ускорение, силы инерции в это время препятствуют осевому и радиальному течению металла, что вызывает значительное повышение сопротивления деформированию и большие затраты энергии в начальной стадии деформирования. В конечной стадии деформирования накопленная кинетическая энергия частиц деформируемого металла идет в основном на совершение работы пластической деформации. Теперь силы инерции поддерживают течение металла в вертикальном и радиальном направлении, так как материал образца получает значительные отрицательные ускорения. Помимо влияния

сил инерции с ростом скорости на сопротивление деформированию все большее влияние начинает оказывать также тепловой эффект.

Таким образом установлено, что сопротивление деформированию повышается с увеличением скорости деформирования и понижением класса чистоты поверхности бойков. Применение смазки значительно снижает его.

Эти выводы могут быть полезными при проектировании инструмента для высокоскоростной штамповки.

УДК 621.73.043.014

Л.С.Шабека, Н.С.Шабеко, И.В.Качанов, С.М.Барановский

ИССЛЕДОВАНИЕ КИНЕМАТИЧЕСКИХ И СИЛОВЫХ ПАРАМЕТРОВ ВЫСОКОСКОРОСТНОГО ПРЕССОВАНИЯ

Исследование кинематических и силовых параметров высокоскоростного прессования позволяет установить закономерности развития процесса, а также оценить силовой режим работы инструмента.

Изменение пути пуансона во времени определялось с помощью скоростного фоторегистратора СФР-2М в режиме "лупа времени" по изменению расстояния S (рис.1). Деформирование производилось на установке со стрелковой системой I, причем изменение скорости пуансона-бойка достигалось за счет изменения его массы. На основании снятых кадров изменения S на фотопленке численным дифференцированием строились графики изменения пути, скорости и ускорения во времени (рис. 2, а, б). Прессованию подвергались образцы из САП-3 с относительной плотностью 0,96 через коническую матрицу с углом 45° . Изменение вытяжки достигалось путем изменения диаметра заготовки при постоянном диаметре очка матрицы (6 мм).

График изменения отрицательного ускорения пуансона во времени аналогичен графику изменения усилия.

Более наглядное представление об изменении усилия на пуансоне дают графики в координатах "усилие-путь" (рис.3).

Из полученных данных следует, что в начале процесса наблюдается более интенсивное увеличение пути пуансона за единицу

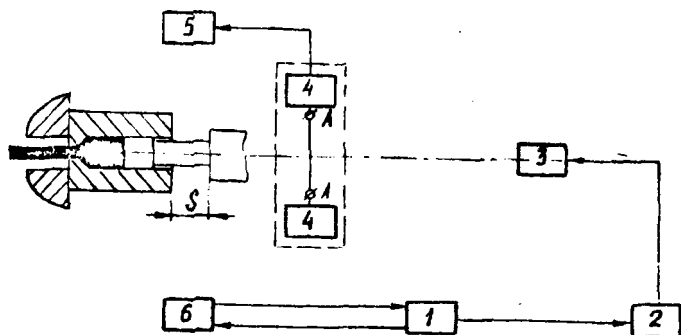


Рис. 1. Блок-схема регистрации перемещения пуансона-бойка с помощью СФР-2М:
 1 - пульт СФР-2М; 2 - инициирующее устройство;
 3 - устройство разгона пуансона-бойка; 4 - устройство включения освещения; 5 - осветительное устройство; 6 - съемочная камера.

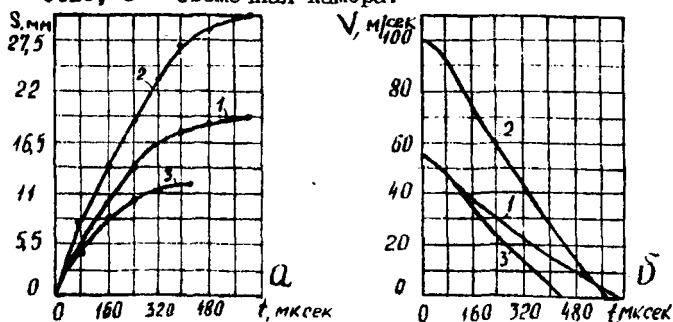


Рис. 2. Изменение пути S и скорости V_n пуансона в зависимости от времени (САП-3):

- 1 - $V_{n,0} = 52$ м/сек; $\lambda = 4,7$; $M_n = 1,15$ кг;
 2 - $V_{n,0} = 100$ м/сек; $\lambda = 4,7$; $M_n = 0,6$ кг;
 3 - $V_{n,0} = 52$ м/сек; $\lambda = 6,5$; $M_n = 1,15$ кг.

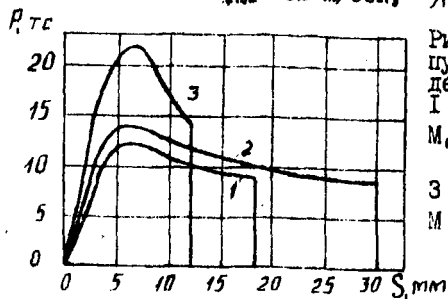


Рис. 3. Изменение усилия P на пуансоне в зависимости от пути деформирования S (САП-3):
 1 - $V_{n,0} = 52$ м/сек; $\lambda = 4,7$;
 $M_n = 1,15$ кг; 2 - $V_{n,0} = 100$ м/сек;
 $\lambda = 4,7$; $M_n = 0,6$ кг;
 3 - $V_{n,0} = 52$ м/сек; $\lambda = 6,5$;
 $M_n = 1,15$.

времени, затем интенсивность снижается до нуля в конце процесса.

Скорость пуансона (рис. 2,б) уменьшается от максимума в начале до нуля в конце. Это уменьшение происходит более плавно на участке заполнения матричной воронки и более резко с началом установившегося процесса истечения.

Для графиков изменения усилия (рис.3) характерно резкое возрастание усилия в начале процесса и затем плавное уменьшение вплоть до его окончания. С увеличением вытяжки уменьшение усилия носит более выраженный характер. Такой характер изменения усилия связан с тем, что в начальный момент, когда силы инерции препятствуют движению пуансона, усилие на его торце имеет максимальную величину. По мере истечения металла из очага матрицы усилие снижается как из-за уменьшения объема металла, участвующего в деформации, так и за счет сил инерции отпрессованной части профиля, направленных в сторону движения пуансона.

Как видно из графиков (рис.2,а,б), длительность протекания процесса исчисляется в мк/сек.

Л и т е р а т у р а

- И. Барановский М.А., Шабета Л.С., Новиков В.И., Установка для высокоскоростного нагружения. Сб. научных трудов БИМСХ, выпуск 22, Горки, 1972.

УДК 744.8

И.Н.Мехед

СТЕНД ДЛЯ ХРАНЕНИЯ ПЛАКАТОВ

При изучении специальных инженерных курсов широко применяются плакаты. Есть основания полагать, что они будут применяться и в дальнейшем. Поскольку количество плакатов на профилирующих кафедрах может достигать несколько сот, их хранение и поиск вызывает определенные затруднения.

Нами разработан стенд для хранения плакатов, который при большой емкости позволяет быстро находить нужный плакат. Стенд занимает меньше площади, чем другие устройства для хранения пла-

катов.

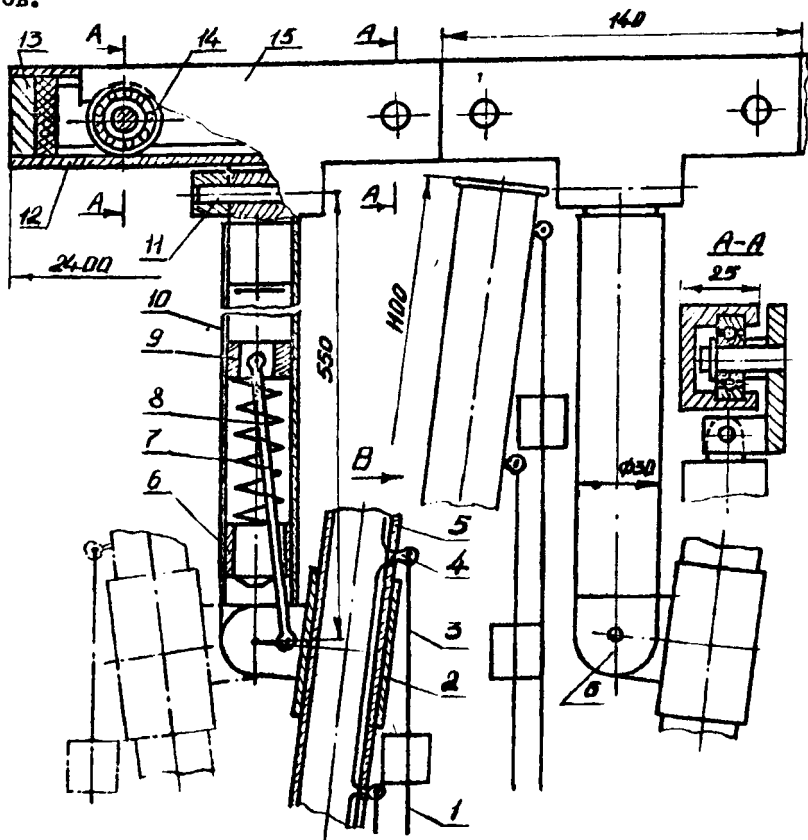


Рис. 1. Стенд для хранения плакатов.

Устройство стенда показано на рис. 1. Плакаты 1 крючками 3 подвешиваются к проволочным петлям 4, заделанным в трубке 5. На одной трубке подвешивается 14 плакатов. Верхняя часть каждого плаката (шириной 6 см) с названием остается открытой (смотреть по стрелке В). Этим обеспечивается быстрота и удобство поиска нужного плаката. Трубка шарнирно присоединена к колодке 6 подвески 10 и удерживается в положении, показанном на рисунке, пружиненной тягой 8. Один конец пружины 7 опирается на закрепленную в подвеске колодку, а другой через шайбу 9 толкает тягу вверх, пока трубка не займет фиксированное положение. При этом проушина

обоймы 2 упирается в колодку. Трубку можно повернуть в горизонтальное положение и снять выбранный плакат, или же поставить в положение, показанное штрих-пунктирной линией.

В таком положении будут видны названия плакатов, наклеенных на другой стороне картонных подложек. Предварительно соседние подвески с плакатами откатываются в сторону. Для этого подвески смонтированы на тележках 15, перемещающихся по профильной балке 12. Тележка опирается на два ролика 14. В качестве роликов используются подшипники №200.

Ось II подвески обеспечивает передачу усилия только вдоль тележки, т.е. в направлении ее возможного перемещения. Этим конструкция предохраняется от поломки. Перемещение тележек по концам профильной балки ограничивается упорами 13 с резиновым буфером. Профильная балка крепится к стенке двумя кронштейнами на высоте 2000 мм от пола. Расстояние от стенки 600 мм.

Стенд длиной 2400 мм вмещает 140 двойных плакатов.

УДК 621.97.001.41

И.Н.Мехед

ГИДРОНАГРУЖАТЕЛЬ УСИЛИЕМ 20тс

Гидронагружатели предназначены для экспериментального определения прочностных и энергетических показателей кузнечно-прессовых машин.

Испытание процессов при помощи нагружателей не требует расхода материала на деформируемые образцы. В силу этого оно экономично и находит широкое применение, несмотря на значительную сложность некоторых нагружателей /1/.

Нами разработан и изготовлен простой гидронагружатель для прочностных исследований прессов усилием до 20 тс.

Нагружатель (см.рис. 1) состоит из стального корпуса 3, в отверстиях которого помещаются поршень 6 и винт-плунжер 2 с рукояткой 1. Поршень сверху закрыт крышкой 7, которая крепится к корпусу винтами 8. Винт-плунжер нарезной частью ввинчивается

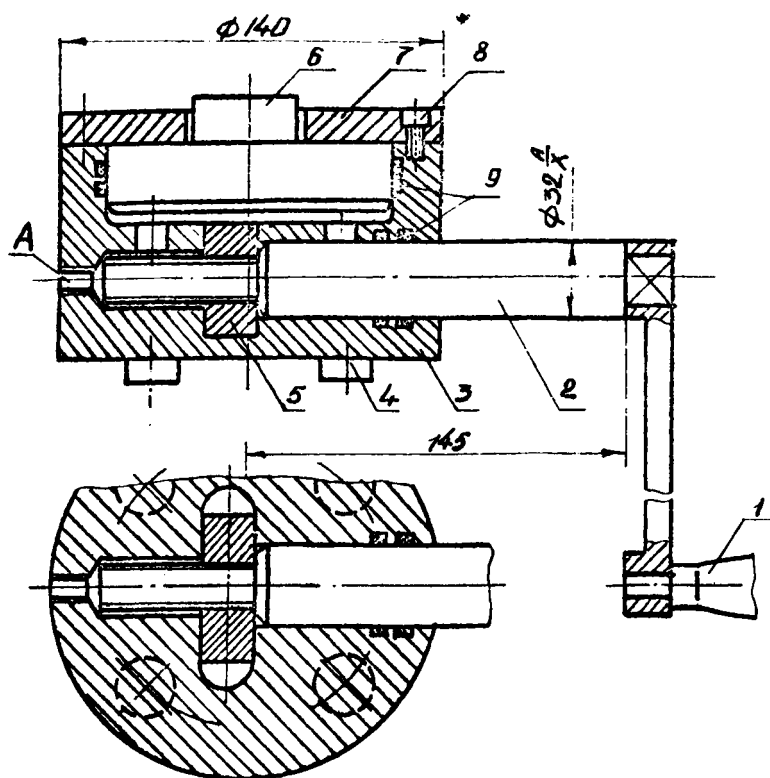


Рис. 1. Гидронагрузатель усилием 20 тс.

в сухарь 5, свободно сидящий в пазу корпуса. Гладкая часть винта-плунжера посажена в отверстие по ходовой посадке и уплотняется резиновыми кольцами 9. Аналогично уплотняется поршень. В отверстии А корпуса крепится манометр. Поршневая полость и полости винта-плунжера сообщаются между собой отверстиями. Полости заполнены машинным маслом. Штифты 4 служат для фиксации нагрузателя по пазам стола.

Работа нагрузателя происходит следующим образом. При вывин-

чивании винта-плунжера высвобождаются соответствующие полости, куда перетекает масло из под поршня 4, и он опускается. Ползун прессы опускается до соприкосновения с поршнем. Нагружение прессы производится вращением винта-плунжера в обратном направлении. Усилие нагружения определяется по показаниям манометра. Предварительно нагружатель тарируется на испытательной машине.

Преимущества этого гидронагружателя заключаются в отсутствии клапанов и резервуара для масла, малых габаритах, простоте устройства и технологичности изготовления.

Л и т е р а т у р а

I. Типовая методика испытания и приемки универсальных кривошипных прессов, ОНТИ, Воронеж, 1961.

УДК 539.374

В.А.Чайка

ПЛАСТИЧЕСКИЕ ФОРМОИЗМЕНЕНИЯ В ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ОБРАЗЦАХ ПРИ ИХ УДАРНОЙ ОСАДКЕ О ЖЕСТКУЮ ПЛИТУ

В последние годы для пластической деформации материалов часто используют ударные способы обработки. При этом величина и распределение формоизменений по деформируемому объему зависят от ряда факторов: энергии удара, упрочнения в процессе деформации, локального нагрева, контактного трения, прохождения по объему пластических волн.

В литературе достаточно полно теоретически и экспериментально исследованы процессы упругой и упруго-пластической деформации длинных стержней. Исследований больших пластических деформаций применительно к реальным процессам обработки металлов давлением проведено мало. Часто данные по этим исследованиям противоречивы. Вместе с тем изучение ударного деформирования с большими конечными деформациями необходимо для выработки технологических параметров ударных процессов обработки металлов давлением.

Целью настоящей работы явилось исследование ударной осадки

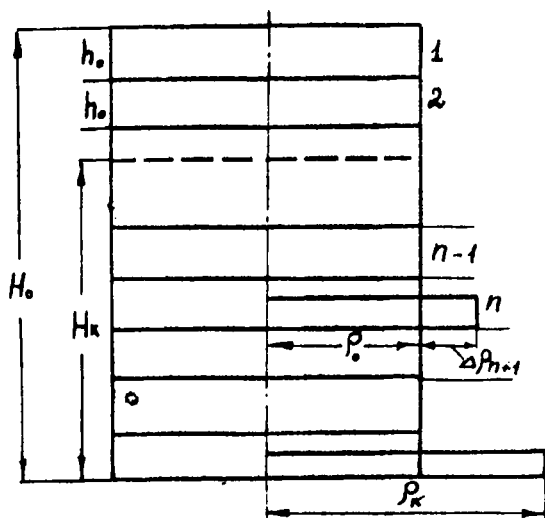
при равномерном деформировании цилиндрических образцов и сравнение ее с экспериментальным формоизменением этих же образцов.

В качестве деформирующего процесса выбрана осадка цилиндрического образца при ударе его о жесткую преграду. Анализ формоизменения при ударной осадке проводим для случая, когда практически весь цилиндрический образец охвачен деформацией, что имеет место при ударе в определенном диапазоне скоростей высокопластичных материалов (медь, свинец) /1,2/.

Суммарная конечная величина смещенного объема будет пропорциональна энергии удара и динамическому сопротивлению деформирования:

$$\frac{\rho F_0 H_0 V^2}{2 \mathcal{E}_s} = V_k^c \quad (1)$$

где ρ - плотность материала, кг/м³;
 F_0 - площадь сечения цилиндра до деформации, м²;
 H_0 - первоначальная высота цилиндра, м;
 \mathcal{E}_s - динамическое сопротивление деформированию, н/м³;
 V_k^c - суммарный конечный смещенный объем, м³.



Разобьем цилиндрический образец (рис.1) высотой H_0 и площадью сечения F_0 на k слоев одинаковой высоты h_0 ($H_0 = k h_0$) плоскостями, параллельными плоскости удара. Рассмотрим деформацию цилиндров n и $n+1$ слоев (рис. 1). Отношение смещенного объема цилиндра $n+1$ слоя к смещенному объему цилиндра n слоя даст

Рис. 1. Размеры элементов цилиндрического образца до и после удара.

$$\frac{V_{n+1}^c}{V_n^c} = \frac{n}{n-1}, \quad (2)$$

где V_{n+1}^c - смещенный объем слоя $n+1$, м^3 ;

V_n^c - смещенный объем слоя n , м^3 .

Формулы (1) и (2) позволяют определить смещенный объем цилиндра 2-го слоя

$$V_2^c \sum_{n=2}^{n=k} \frac{n}{n-1} = V_k^c, \quad (3)$$

где V_2^c - смещенный объем 2-го слоя.

Предполагаем, что в каждом цилиндрическом слое идет равномерная деформация (рис.1). Процесс равномерной осадки цилиндра достаточно полно изучен и описан в литературе [3,4]. Зависимость между приращением радиуса и высотной деформацией выражается формулой:

$$\Delta \rho = \rho_0 \left(\sqrt{\frac{h_0}{h}} - 1 \right), \quad (4)$$

где $\Delta \rho$ - приращение радиуса, м ;

ρ_0 - первоначальный радиус цилиндра, м ;

h - высота n -го цилиндра после деформации.

Используя формулы (1) (2) (3) (4), можно дискретно-шаговым методом построить распределение деформаций по длине цилиндрического образца.

На рис. 2 показано формоизменение цилиндрического образца при равномерной осадке (А) и реальное формоизменение такого же медного образца, замеренные после ударной деформации (Б). Формоизменение при равномерной осадке подсчитано для образца с параметрами: $H_0 = 80 \text{ мм}$; $D_0 = 20 \text{ мм}$; $H_n = 56 \text{ мм}$; $D_n = 30 \text{ мм}$. По этим данным найден суммарный смещенный объем и дискретно-шаговым методом построено формоизменение образца.

Как видно из рис. 2, близкая к равномерной деформация имеет

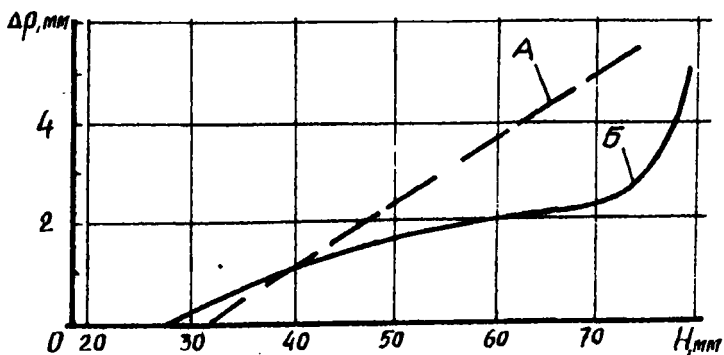


Рис. 2. Формоизменение цилиндрического образца при равномерной осадке (А) и реальное формоизменение такого же медного образца (Б).

место при малых степенях деформации ($\epsilon = 0,2$).

Выводы

1. Проведен анализ развития равномерной деформации при ударной осадке цилиндрических образцов.
2. Проведено сравнение формоизменений при равномерной осадке цилиндрических образцов с реальным формоизменением.

Литература

1. Чайка В.А. и др. Сб. "Металлургия", выпуск I, БИИ, Минск, 1970.
2. Чайка В.А. и др. Сб. "Металлургия", выпуск III, БИИ, Минск, 1972.
3. Охрименко Я.М. Сб. МИС № 33, Metallurgizdat, M., 1955.
4. Березкин В.Г. Формоизменение металлов при обработке давлением, Машиностроение, M., 1973.

А.В.Степаненко, В.А.Король

КИНЕМАТИЧЕСКИЕ ОСОБЕННОСТИ ПРОКАТКИ НА
ЭКЦЕНТРИКОВЫХ СТАНАХ

Эксцентрикковый стан (рис.1) содержит два холостых валка I, свободно вращающихся на эксцентрикковых валках 2, имеющих индивидуальный синхронный привод. Деформация металла в таких клетях осуществляется за счет осаживания между сближающимися валками и обкатывания их по полосе. Для продвижения полосы рабочая клеть эксцентриккового стана снабжается задающими или тянущими валками.

Траектория движения валков в эксцентрикковом стане описывается двумя концентричными окружностями 3 и 4, соответствующими максимальному и минимальному удалению поверхности боцья валков от центра вращения эксцентриков (точки O). Скорость входа полосы в очаг деформации без принудительной задачи зависит от соотношения эксцентриситета e и абсолютного обжатия.

Если $\Delta h > 4e$, то как следует из рис. I, максимальное продвижение полосы за период колебаний T не должно превышать расстояния AB, т.е.

$$V_n T < AB \quad (1)$$

Из геометрических соотношений имеем

$$AB = AC - BC; \quad (2)$$

$$AC = (R+e) \sin \alpha = (R+e) \sqrt{\frac{\Delta h}{R+e}} = \sqrt{(R+e)\Delta h} \quad (3)$$

$$BC = (R-e) \sin \alpha = (R-e) \sqrt{\frac{\Delta h - 4e}{R-e}} = \sqrt{(R-e)(\Delta h - 4e)} \quad (4)$$

где R - радиус валка.

Используя (2-4), условие (1) запишется в виде

$$V_n T < [\sqrt{(R+e)\Delta h} - \sqrt{(R-e)(\Delta h - 4e)}] \quad (5)$$

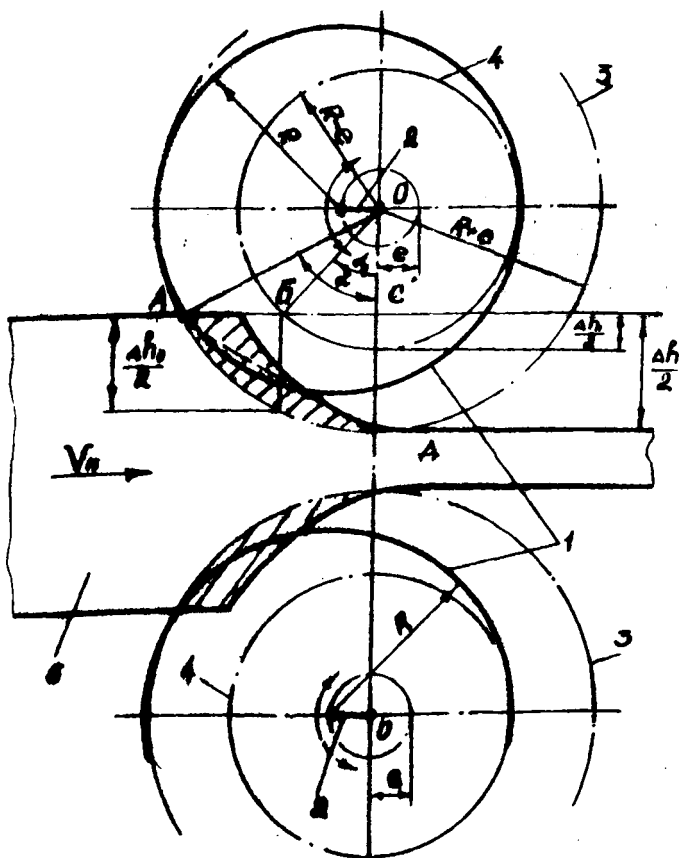


Рис. 1. Очаг деформации при прокатке на эксцентриковом стане.

Максимальное обжатие полосы при этом не превышает Δk_3 , значение которого, заменив дугу захвата АД хордой, приближенно можно определить из ΔACD как

$$\frac{\Delta k_3}{2AB} = \frac{\Delta h}{2AC} \quad (6)$$

Откуда

$$\Delta k_3 = \Delta h \frac{AC}{AB} = \Delta h \left[1 - \frac{\sqrt{(R-e)(\Delta h - 4e)}}{\sqrt{(R+e)\Delta h}} \right] \quad (7)$$

Из уравнения (7) следует, что $\Delta h_2 = \Delta h$ при условии, когда становится равным $4e$. Подача полосы за период колебаний при этом, как видно из (5), равна AC . Отсюда можно сделать вывод, что максимальные контактные напряжения при прокатке на эксцентриковом стане при любых значениях Δh возникают при условии, что

$$V_n T = (R + e) \sin \alpha \quad (8)$$

причем если $\Delta h \leq 4e$ то принудительной подачи полосы в валки не требуется.

Важным моментом работы эксцентриковых станов является направление вращения эксцентриков. При встречном вращении по отношению к направлению перемещения полосы (на рис. I показано штриховыми линиями) нарастание обжатия происходит плавно, однако на полосу действуют значительные выталкивающие силы. При попутном вращении эксцентриков (на рис. I показано сплошными линиями) нарастание деформации происходит быстро, процесс прокатки носит динамический характер, однако при этом до некоторой величины обжатия происходит затягивание полосы в очаг деформации.

В обоих случаях задача полосы в валки отличается нестабильностью, особенно при прокатке тонких полос, несмотря на применение задающих и тянущих валков. Для равномерного продвижения полосы прокатку на эксцентриковых станах целесообразно производить с одним эксцентриковым, а другим обычным приводным валком. Лучшие результаты получаются при прокатке по такому способу с охватом приводного вала передним концом полосы.

УДК 621.762.224

Л.И.Исаевич

КОМПЛЕКСНОЕ РАССМОТРЕНИЕ ФАКТОРОВ, ВЛИЯЮЩИХ НА СТАБИЛЬНОСТЬ ФРАКЦИЙ ПРИ ГРАНУЛИРОВАНИИ

Известно, что стабильность гранулометрического состава порождает стабильность свойств у получаемых из них полуфабрикатов

/I/. В настоящее время изучено влияние сечения отверстий и скорости истечения расплава на величину и форму гранул, а также установлено, что для обеспечения постоянства фракционного состава гранулята необходимо уравнивать скорости истечения расплава через все отверстия. Однако остается неясным, как влияют друг на друга вышеперечисленные факторы.

С этой целью было произведено гранулирование алюминия А7 на центрифуге с диаметром бака 420 мм при диаметре стакана-распылителя 62 мм. Набор стаканов, выполненных с верхним отражательным пояском, имел различную перфорацию с диаметрами отверстий 1,75; 1,22; 1,0; 0,8 мм. Скорость вращения стакана изменялась от 500 до 6000 об/мин. Температура расплава равнялась 900°C. После проведения процесса гранулирования и последующего ситового отсева была построена зависимость, представленная на рис. 1.

Из анализа кривых, отражающих процентное содержание полученных фракций в каждой плавке, следует сделать вывод, что наибольшего выхода требуемой фракции при прочих равных условиях можно добиться путем определенного сочетания размеров отверстий в стакане-распылителе и скорости его вращения.

Например, кривая 1, соответствующая фракции +5; -3, имеет максимальное значение для данных условий при диаметре отверстий 1,75 мм и скорости вращения стакана 500 об/мин, в то время как максимуму кривой 4, представляющей фракцию +1; -0,5, соответствует диаметр отверстий 0,8 мм и скорость вращения стакана 2000 об/мин.

Характер изгиба кривых в максимальных точках определяет оптимальность того или иного сочетания. Например, плавный перегиб кривой 2 в максимальной точке / $d_{opt} = 1,22$ мм; $n = 750$ об/мин / указывает на то, что это сочетание для фракции +3; -2 при данных условиях является единственным. Характер изгиба кривой 1 с резким изломом в максимальной точке / $d_{opt} = 1,75$ мм; $n = 500$ об/мин / и подъем пологой ветви справа налево говорит о том, что для обеспечения оптимального сочетания необходимо увеличить диаметр отверстий. Подъем кривых 3 и 4 слева направо и излом в максимуме указывает на необходимость уменьшения сечения отверстий.

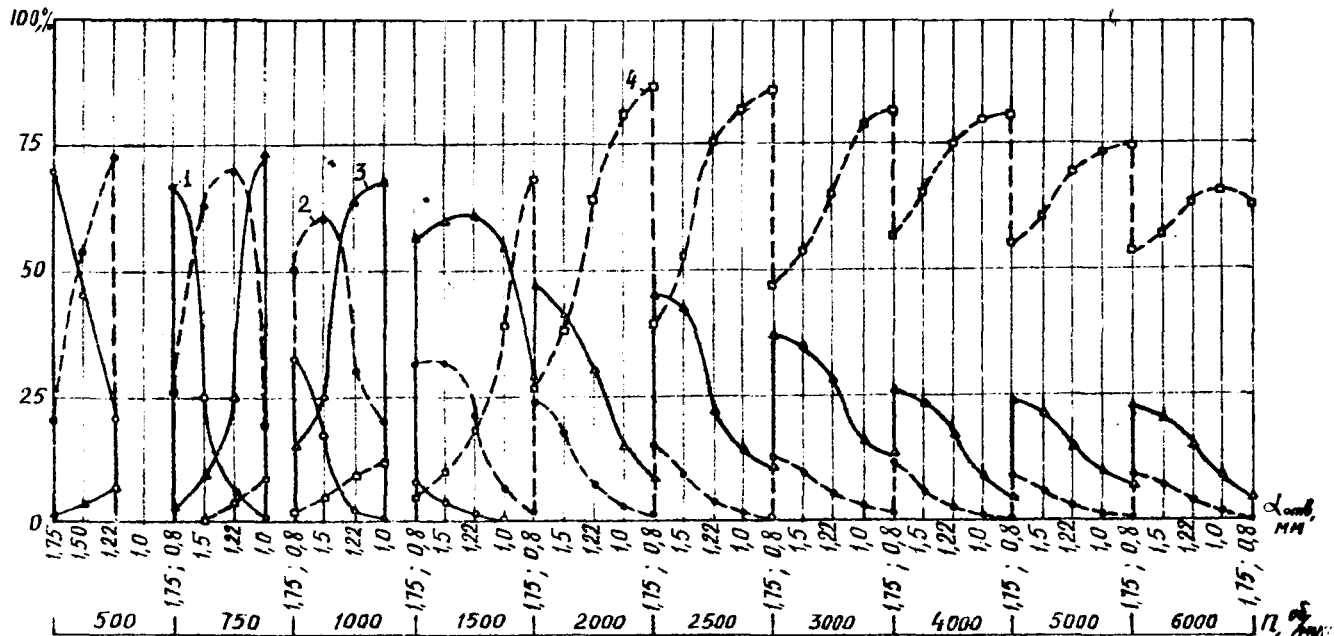


Рис. 1. Влияние размеров отверстий и скорости вращения стакана-распиливателя на процентное содержание фракций различного состава:

1 - фракция +5;-3; 2 - фракция +3;-2; 3 - фракция +2;-1; 4 - фракция +1;-0,5.

Объяснить подобное явление можно характером истечения и распада струи. Скорость вращения стакана-распылителя и диаметр отверстий определяют сечение истекающей струи. Дробление же струи происходит под действием возникающих в ней растягивающих сил инерции, величина которых также определяется скоростью вращения стакана-распылителя. Для получения гранул определенной фракции необходимо, чтобы из отверстий истекали струи расплава соответствующего сечения, которые затем должны дробиться оптимальными для данного случая растягивающими силами инерции. Несоблюдение любого из этих требований приводит к разбросу фракций.

Из сказанного следует сделать вывод, что для обеспечения максимального выхода требуемой фракции следует производить коррекцию по высоте стакана у тех диаметров отверстий, которые дают оптимальные сочетания со скоростью вращения стакана-распылителя.

Л и т е р а т у р а

Г. Берман С.И., Залесский В.И., Иманов Х.И. Производство гранул из сплавов на основе алюминия и прессование из них полуфабрикатов. М., 1971.

УДК 621.762.224

Л.И.Исаевич

ИССЛЕДОВАНИЕ ФОРМОБРАЗОВАНИЯ ГРАНУЛ

С формой гранул тесно связаны такие технологические параметры, как сыпучесть, насыпной вес, уплотняемость, которые оказывают существенное влияние на качество полуфабрикатов, получаемых из гранулированных материалов.

В отечественной и зарубежной литературе /1,2/ указывается, что основным фактором, вызывающим изменение формы гранул, является скорость истечения расплава.

С целью уточнения этого были проведены исследования по гранулированию алюминия и его сплавов на центрифуге с диаметром

приемного бака 420 мм. Внутри бака с помощью приводного диска кольцеобразно (с толщиной стенки кольца 80 мм) вращалась вода. Скорость вращения приводного диска имела две ступени - 300 и 600 об/мин. Скорость вращения стакана-распылителя диаметром 62 мм изменялась от 500 до 6000 об/мин. В качестве гранулируемого материала использовались алюминий А7, сплавы АК6, ДІ6, АЛ4. Длина траектории полета частиц расплава в воздухе составляла 150-200 мм.

Было установлено, что при этой длине траектории полета частиц расплава скорость центрифугирования не оказывает влияния на изменение формы гранул. Наиболее существенным фактором, воздействующим на форму гранул, оказалась температура расплава, причем в зависимости от ее величины гранулы принимали форму, близкую к округлой или имели вид чешуек. Для каждого из вышеуказанных гранулируемых материалов существует своя критическая температурная зона перехода частиц от одной формы к другой (таблица I).

Таблица I

Влияние температуры расплава и скорости вращения приводного диска на форму гранул

Скорость вращения диска 600 об/мин			
Гранулируемый материал	Температурная зона чешуйчатых гранул, °С	Зона критических температур, °С	Температурная зона округлых гранул, °С
А7	740	760-780	800
АК6	700	740-760	780
ДІ6	700	740-760	780
АЛ4	700	740-760	780
Скорость вращения диска 300 об/мин			
А7	700	720-740	760
АК6	680	700-720	740
ДІ6	680	700-720	740
АЛ4	680	700-720	740

Из таблицы видно, что помимо температуры на формоизменение гранул влияет также скорость вращения приводного диска, оказывающаяся на изменении скорости движения воды в баке.

Увеличение скорости вращения диска в два раза повышает температуру переходной зоны примерно на 20°C . Данные, приведенные в таблице I, относятся к случаю, когда направление вращения стакана-распылителя и водяного кольца совпадают, и чешуйчатые гранулы принимают преимущественно форму вытянутых лепестков. Если же направление вращения стакана-распылителя и водяного кольца противоположны, то форма чешуек близка к дискообразной.

Для выяснения влияния охлаждающей среды на формоизменение гранул эксперимент был поставлен таким образом, что часть истекающего из одного стакана-распылителя расплава охлаждалась в воздухе, а часть в воде. Температура расплава составляла 900°C , а скорость вращения стакана - 2000 об/мин. Из центрифугированного и охладившегося в воздухе расплава получились гранулы иглообразной формы, а из центрифугированного в воду - округлые.

Объясняется это тем, что расплав, непрерывно истекающий из отверстия, на определенном расстоянии от поверхности стакана распадается на отдельные частицы. Охлаждаясь в воздухе, образовавшиеся частицы покрываются твердой окисной пленкой ввиду незначительности сил поверхностного натяжения и низкой плотности охлаждающей среды фиксируются без изменения первоначальной формы, в виде игл. Попадая же в плотную среду, т.е. в воду, частички вынуждены принимать максимально равноосную форму, а именно - округлую. Но это возможно, когда запас внутренней энергии настолько велик, что время начала затвердевания частички гораздо выше времени сфероидизации, т.е. при высокой температуре расплава. Если температура расплава невелика, то частица, ударяясь о поверхность вращающейся жидкости, деформируется и фиксирует свою форму. При вращении стакана и водяного кольца в одну сторону частица получает попутно-боковой удар со стороны жидкости и формируется в виде лепестка. Если же вращение стакана и водяного кольца не совпадает, частица расплава получает встречно-боковой удар и формируется в виде диска.

Л и т е р а т у р а

1. Берман С.И., Залесский В.И., Иманов Х.И. Производство гранул из сплавов на основе алюминия и прессование из них полуфабрикатов. М., 1971.
2. Репин Р.А. Получение алюминиевых гранул, прокатка их в ленты и исследование свойств полученных лент. Автореферат канд. дисс., Минск, 1969.

УДК 621.771.011

А.В.Степаненко, Д.Д.Денисов, Фан Ван Ха

АНАЛИЗ ПРОКАТКИ С НАТЯЖЕНИЕМ

Натяжение концов полосы при прокатке приводит к значительному снижению давления металла на валки вследствие уменьшения продольных сжимающих напряжений, а также превращения их на некотором участке очага деформации в напряжения растяжения. Применение заднего натяжения при этом эффективнее переднего, однако величина его ограничивается пробуксовкой валков и возможностью обрыва полосы. Нейтральное сечение под действием переднего натяжения смещается к плоскости входа, а заднего - к плоскости выхода металла из валков /1,2/, причем когда нейтральный угол становится равным углу захвата ($\gamma = \alpha$), процесс прокатки переходит в волочение через вращающиеся валки.

Если нейтральное сечение совместить с плоскостью выхода металла из валков ($\gamma = 0$), прокатка полосы происходит с однозонным скольжением без опережения, силы трения на всей контактной поверхности являются активными, по всей длине очага деформации действуют продольные растягивающие напряжения и поэтому степень снижения давления металла на валки приближается к максимальной. Достигается такой способ при прокатке без натяжения концов полосы с максимальным обжатием ($\alpha \approx 2\beta$, где β - угол трения), с передним ($\alpha > 2\beta$), задним ($\alpha < 2\beta$) или комбинированным натяжением.

Для определения соотношения между величинами удельных на-

тяжений при прокатке без опережения используем дифференциальное уравнение прокатки Кармана-Пеликова [1/

$$dp_z = (\sigma_\varphi \mp \frac{\tau_v}{\operatorname{tg} \varphi}) \frac{dh_x}{h_x}, \quad (1)$$

в котором принимаем, что

$$\tau_v = \mu \sigma_\varphi \quad \text{и} \quad \operatorname{tg} \varphi \approx \varphi \approx \sqrt{\frac{\Delta h_x}{R}}, \quad (2)$$

где p_z - контактное нормальное натяжение;
 σ_φ - сопротивление деформации;
 $h_x, \Delta h_x$ - высота полосы и абсолютное обжатие в произвольном сечении соответственно;
 R - радиус валков;
 μ - коэффициент трения.

После подстановки значений (2) в уравнение (1) и интегрирования получим для зоны отставания

$$\frac{p_{от}}{\sigma_\varphi} = \ln h_x - 2\mu \sqrt{\frac{R}{h}} \sigma_\varphi \operatorname{ctg} \varphi \sqrt{\frac{h_x - h}{h}} + C. \quad (3)$$

Определим C из условия, что при $h_x = H$ и заднем удельном натяжении σ_H , $p_{от} = \sigma_\varphi - \sigma_H$.

Имеем

$$C = 1 - \frac{\sigma_H}{\sigma_\varphi} - \ln H + 2\mu \sqrt{\frac{R}{h}} \sigma_\varphi \operatorname{ctg} \varphi \sqrt{\frac{H-h}{h}}, \quad (4)$$

где H - начальная толщина полосы.

После подстановки в уравнение (3) получим

$$\frac{p_{от}}{\sigma_\varphi} = 1 + \ln \frac{h_x}{H} - \frac{\sigma_H}{\sigma_\varphi} + 2\mu \sqrt{\frac{R}{h}} (\sigma_\varphi \operatorname{ctg} \varphi \sqrt{\frac{H-h}{h}} - \sigma_\varphi \operatorname{ctg} \varphi \sqrt{\frac{h_x-h}{h}}) \quad (5)$$

Так как по всей длине дуги захвата действует зона отставания, то при $h_x = h$ и применении переднего удельного натяжения σ_h , $p_{от} = \sigma_\varphi - \sigma_h$. Используя это, из выражения (5) получим

$$\frac{\sigma_H - \sigma_{\Pi}}{\sigma_{\Phi}} = \ln \frac{H}{h} + 2\mu \sqrt{\frac{R}{h}} \operatorname{arctg} \sqrt{\frac{H-h}{h}}, \quad (6)$$

где h — толщина полосы после прокатки.

Заменив в выражении (6) $R = \frac{H-h}{\alpha^2}$ и $\frac{H}{h} = \lambda$, после преобразований окончательно имеем уравнение

$$\frac{\sigma_H - \sigma_{\Pi}}{\sigma_{\Phi}} = 2 \frac{\mu}{\alpha} \sqrt{\lambda - 1} \operatorname{arctg} \sqrt{\lambda - 1} - \ln \lambda. \quad (7)$$

которое устанавливает связь между величинами переднего и заднего удельных натяжений при прокатке без опережения.

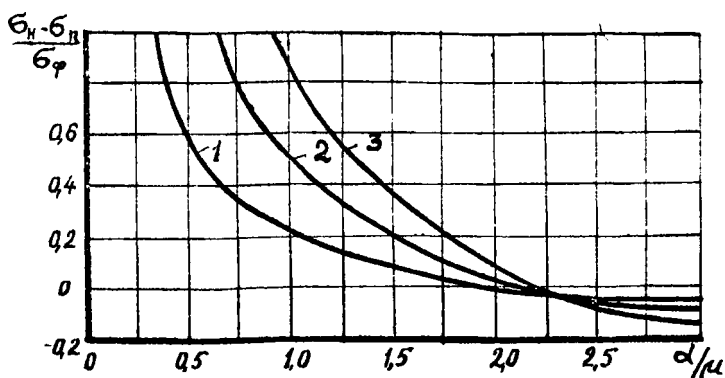


Рис. 1. Изменение разности удельных натяжений в зависимости от α/μ при прокатке без опережения:

1 — $\lambda = 1,2$; 2 — $\lambda = 1,5$; 3 — $\lambda = 2$.

На рис. 1 представлены кривые изменения разности удельных натяжений в зависимости от отношения α/μ при различных значениях коэффициента вытяжки λ . Видно, что прокатка без опережения наряду с комбинированным натяжением полосы возможна также при применении только заднего натяжения ($\alpha/\mu < 2,1$), без натяжения ($\alpha/\mu \approx 2,1$) и с передним натяжением ($\alpha/\mu > 2,1$).

Основным недостатком процесса прокатки без опережения является его неустойчивость, заключающаяся в пробуксовке валков при изменении натяжений. Принимая во внимание, что при таком способе скорость выхода полосы из очага деформации равна окружной скорости валков, процесс прокатки необходимо производить с охватом одного из валков передним концом полосы (рис.2).

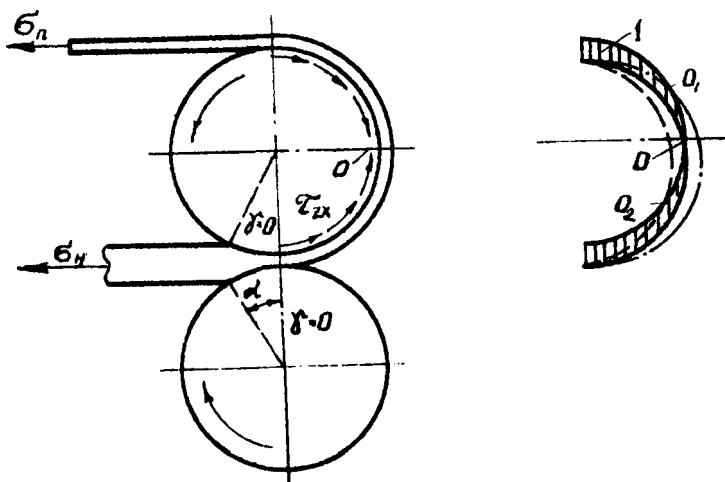


Рис. 2. Способ прокатки полосы без опережения.

При соблюдении заданной разности натяжений $\sigma_n - \sigma_n$ фрикционные силы τ_{zx} (эпюра I) распределены симметрично дуге охвата (точка O). Увеличение заднего или уменьшение переднего натяжения компенсируется перераспределением фрикционных сил на дуге охвата, в результате чего точка O смещается в положение O_I . Аналогично, при увеличении переднего или уменьшении заднего натяжения точка O смещается в положение O_2 . Во всех случаях нейтральный угол остается равным нулю, т.е. происходит саморегулирование процесса прокатки.

Л и т е р а т у р а

И. Целиков А.И., Гришков А.И. Теория прокатки, "Металлургия", М., 1970.

2. Северденко В.П. Основы теории прокатки. "Наука и техника", Минск, 1969.

УДК 621.771

В.И.Василевич

ВЛИЯНИЕ ТОЛЩИНЫ ЗАГОТОВКИ НА ПРОЦЕСС ВЫТЯЖКИ С УЛЬТРАЗВУКОВЫМИ КОЛЕБАНИЯМИ

В работе исследовали влияние толщины заготовки на эффективность наложения радиальных ультразвуковых колебаний при глубокой вытяжке. В установку для проведения исследований был помещен штамп, смонтированный на испытательной машине УИМ-50. Источником ультразвуковых колебаний служил генератор УЗГ-10У с обратной акустической связью. Волноводноизлучающая система состояла из полуволновой матрицы радиальных колебаний /1/, магнитострикционного преобразователя ПМС-15А-18 с номинальной мощностью 4 квт и собственной частотой колебаний 16,85 кгц, вытяжного пуансона с пуансонодержателем полуволновой длины.

Усилие на пуансоне измеряли месдозой, расположенной под пуансонодержателем. Сигнал разбаланса моста месдозы усиливали тензометрическим усилителем ИТ4-1 и регистрировали быстродействующим самопишущим прибором НЗ20-5. Амплитуду смещения радиальных ультразвуковых колебаний матрицы измеряли датчиком индуктивного типа, э.д.с. которого регистрировали ламповым вольтметром ВЗ-4 и прибором НЗ20-5. Устройство для регистрации величины амплитуды смещения радиальных волн тарировали микроскопом ПМТ-3 и виброметром УБВ-2-М с точностью $\pm 0,0001$ мм.

Для вытяжки цилиндрических стаканов применяли заготовки толщиной $0,68 \pm 0,97$ мм из меди МЭМ. Наружный диаметр стакана составлял 30 мм, радиус матрицы - 5 мм. Для обеспечения идентичности механических свойств металла образцов разных толщин применяли следующую технологию их изготовления. Из листа меди нареза-ли полосы, которые затем прокатывали до соответствующих толщин. Полосы разрезали на квадратные заготовки, из которых вытячивали образцы необходимых диаметров. После этого образцы отжигали при $600^{\circ} + 650^{\circ}\text{C}$ с охлаждением на воздухе и протравливали смесью азот-

ной, серной и соляной кислот. Инструмент и образцы перед вытяжной смазывали многокомпонентной графитовой смазкой.

Амплитуда смещения радиальных ультразвуковых колебаний на кромке матрицы в момент максимального усилия вытяжки составляла 0,0109±0,0104 мм.

В результате исследований были получены зависимости усилия вытяжки от толщины образца при коэффициенте вытяжки $\mu = 0,5$. Данные приведены в таблице I.

Таблица I

Зависимость усилия вытяжки от
толщины образца

Вид вытяжки	Усилие вытяжки (кг) при толщине образца, мм			
	0,68	0,76	0,88	0,97
С ультразвуковыми колебаниями	920	1030	1160	1240
Без ультразвуковых колебаний	1220	1360	1540	1640

Из приведенных данных видно, что снижение усилия при вытяжке с наложением радиальных ультразвуковых колебаний на матрицу составляет для исследуемых толщин примерно 24,5%. Одинаковое снижение усилия вытяжки образцов с разными толщинами объясняется тем, что процесс вели с наложением достаточно мощных ультразвуковых колебаний, одинаково разупрочняющих металл исследуемого ряда толщин.

Получена зависимость предельного коэффициента вытяжки от толщины образца. Данные сведены в таблицу 2.

Таблица 2

Зависимость предельного коэффициента вытяжки
от толщины образца

Вид вытяжки	Предельный коэффициент вытяжки при толщине образца, мм			
	0,68	0,76	0,88	0,97
С ультразвуковыми колебаниями	0,392	0,397	0,403	0,414
Без ультразвуковых колебаний	0,453	0,460	0,463	0,472

На основе данных таблицы подсчитали коэффициент эффективности наложения радиальных ультразвуковых колебаний на матрицу для каждой толщины образца по формуле:

$$\beta = \frac{m - m'}{m} \cdot 100\%,$$

где m - предельный коэффициент вытяжки без ультразвуковых колебаний;

m' - предельный коэффициент вытяжки с ультразвуковыми колебаниями;

β - коэффициент эффективности применения ультразвуковых колебаний.

Подставляя в формулу опытные данные, получим, что для толщины 0,68 мм $\beta = 13,5\%$; для 0,76 мм $\beta = 13,6\%$; для 0,88 мм $\beta = 13,0\%$; для 0,97 мм $\beta = 12,3\%$. Полученные результаты показывают, что коэффициент β имеет большее значение для меньших толщин образцов. Это объясняется тем, что более толстый металл, обладающий лучшими акустическими свойствами, передает энергию ультразвуковых колебаний более интенсивно к опасному сечению стакана, тем самым ограничивая предельный коэффициент вытяжки.

Л и т е р а т у р а

Г. Северденко В.П., Степаненко А.В., Сычев Н.Г. ДАН БССР, т. XIII, № 9, 1969.

УДК 621.771

В.И.Василевич

ХАРАКТЕР УМЕНЬШЕНИЯ АМПЛИТУДЫ РАДИАЛЬНЫХ УЛЬТРАЗВУКОВЫХ КОЛЕБАНИЙ ПРИ ВЫТЯЖКЕ

Известно, что при обработке металлов давлением с наложением ультразвуковых колебаний происходит затухание амплитуды колебаний рабочего инструмента, что ограничивает возможности процесса /1/.

Автором исследован характер затухания амплитуды радиальных ультразвуковых колебаний при глубокой вытяжке в зависимости от величины статического усилия вытяжки и от радиуса скругления матрицы.

Эксперименты проводили на установке, состоящей из штампа, смонтированного на испытательной машине УИМ-50, ультразвукового генератора УЗГ-10У с обратной акустической связью и волноводно-излучающей системы, которая состояла из полуволновой матрицы радиальных колебаний /2/, магнитострикционного преобразователя ПМС-15А-18 с номинальной мощностью 4 кВт и собственной частотой колебаний 17,85 кгц и вытяжного пуансона с пуансонодержателем полуволновой длины. Усилие на пуансоне измеряли мездозой, расположенной под пуансонодержателем. Сигнал разбаланса моста мездозы усиливали тензометрическим усилителем УТ4-1 и регистрировали быстродействующим самопишущим прибором НЗ20-5. Амплитуду смещения радиальных ультразвуковых колебаний на кромке матрицы измеряли датчиком индуктивного типа, э.д.с. которого регистрировали ламповым вольтметром ВЗ-4 и прибором НЗ20-5. Устройство для регистрации величины амплитуды смещения радиальных волн тарировали микроскопом ПМТ-3 и виброметром УВВ-2-М с точностью $\pm 0,0001$ мм.

Для исследования влияния величины статической нагрузки вытяжки на коэффициент затухания амплитуды радиальных ультразвуковых колебаний были использованы образцы толщиной 1,0 мм из алюминия АД1М, меди МЗМ, стали 08 кп и стали Х18Н10Т.

Диаметр вытягиваемого стакана принимали 30 мм, радиус скругления кромки матрицы 5 мм, диаметр заготовки 61 мм. Коэффициент падения амплитуды смещения ультразвуковых радиальных колебаний подсчитывали по формуле:

$$K = \frac{A_0 - A_{min}}{A_0} \cdot 100\%$$

где A_0 - амплитуда радиальных ультразвуковых колебаний в ненагруженном состоянии;

A_{min} - амплитуда радиальных ультразвуковых колебаний в момент максимального усилия вытяжки;

K - коэффициент падения амплитуды.

Результаты сведены в табл. I.

Таблица I

Зависимость коэффициента падения амплитуды
от усилия вытяжки

Материал	Усилие вы- тяжки, кг	A_0 , мм	A_{min} , мм	K, %
АДИМ	620	0,0124	0,0093	25,0
МЗМ	1800	0,0122	0,0071	41,8
ОВкп	2720	0,0125	0,0068	46,3
XI8H10T	5700	0,0122	0,0050	59,0

Из данных таблицы видно, что коэффициент K с увеличением статической нагрузки возрастает, причем интенсивность возрастания уменьшается с увеличением нагрузки. На основе экспериментальных данных можно сделать вывод о целесообразности применения радиальных ультразвуковых колебаний при усилиях вытяжки до 8000 кг с коэффициентом падения амплитуды смещения колебаний до 70%.

Для исследования влияния радиуса кромки матрицы на коэффициент K были использованы образцы толщиной 1,0 мм из меди МЗМ. Диаметр образцов составлял 58 мм, диаметр вытягиваемого стакана 30 мм. Данные экспериментов сведены в таблицу 2.

Таблица 2

Зависимость коэффициента K от радиуса
кромки матрицы

Радиус матрицы; мм	Усилие вы- тяжки, кг	A_0 , мм	A_{min} , мм	K, %
3,5	1510	0,0153	0,0104	32,0
5,0	1500	0,0173	0,0102	41,0
6,5	1470	0,020	0,0100	50,0
8,0	1430	0,0216	0,0101	53,3
9,5	1400	0,0213	0,0101	54,3

Из данных таблицы видно, что с увеличением радиуса скругления кромки матрицы коэффициент K растет. Полученные результаты дают основание предполагать, что площадь скругленного участка матрицы влияет на количество ультразвуковой энергии, поглощаемой заготовкой.

С увеличением площади скругления матрицы количество ультразвуковой энергии, поглощаемой заготовкой, увеличивается, вызывая тем самым большее затухание амплитуды колебаний.

Л и т е р а т у р а

1. Северденко В.П., Пашенко В.С., Баранов И.С., Колосовский А.А. О влиянии амплитудно-силовых параметров на процесс пробивки-вырубки. "Кузнечно-штамповочное производство", № 5, 1973.
2. Северденко В.П., Степаненко А.В., Сычев Н.Г. ДАН БССР, т. XIII, № 9, 1969.

УДК 621.771.3-868.1

В.В.Клубович, Л.К.Коньшев, А.С.Масаковская

ВЛИЯНИЕ УЛЬТРАЗВУКОВЫХ КОЛЕБАНИИ НА ХАРАКТЕР РАСПРЕДЕЛЕНИЯ ДЕФОРМАЦИЙ ПРИ ВОЛОЧЕНИИ

Экспериментальные и экспериментально-расчетные методы определения напряженно-деформированного состояния в пластической области приобретают все большее значение.

Одним из наиболее распространенных методов исследования кинематики и динамики пластического течения, дающих информацию об очаге деформации и переходных областях, о неравномерности деформированного и напряженного состояния является метод координатных сеток /1/. Поэтому данный метод был выбран для исследования деформированного состояния при волочении в обычных условиях и с наложением ультразвуковых колебаний.

Основные зависимости для анализа деформированного состояния по элементам координатной сетки были даны Зибелем /2/.

Расшифровка деформированного состояния по координатной сет-

ке, выполненной в виде прямых ортогональных линий, дает следующие элементы деформированного состояния для плоской задачи /1/:

$$\varepsilon_1 = \ln \frac{a_0}{a} ; \quad \varepsilon_2 = \ln \frac{b_0}{b} ; \quad \varepsilon_3 = \gamma \quad \text{или} \quad \varepsilon_3 = \operatorname{tg} \delta ,$$

где ε_1 и ε_2 - главные деформации; ε_3 - деформация сдвига;
 a_0 и b_0 - размер ячеек координатной сетки до деформации;
 a и b - размер ячеек координатной сетки после деформации;
 γ - угол поворота ячейки.

Дополнительный сдвиг γ возникает под действием сил контактного трения при прилипанию и разрыве скорости на поверхности контакта, а также при любом перегибе линий тока, например за счет разрыва скорости на границах очага деформации при волочении. Для устранения или уменьшения дополнительного сдвига в этом случае стремятся придать волокнам такую криволинейную форму, которая при нулевом трении сводила бы к минимуму дополнительные сдвиги за счет сужения канала, иными словами, стремятся к реализации потенциального течения.

Для исследования деформированного состояния при волочении в обычных условиях и с наложением продольных ультразвуковых колебаний использовали образцы в виде прутков из технического чистого свинца, разделенные на две половинки по меридиональному сечению. Половинки образцов получали выдавливанием через матрицу, имеющую профиль в виде сегмента, равного половине окружности диаметром 22,5 мм. Из одного выдавленного полустержня вырезали одинаковые по длине отрезки, складывали их и предварительно протягивали до размеров ϕ 21,7; ϕ 19,8; ϕ 19 и ϕ 17,8 мм. Затем на половинках образцов наносили квадратную сетку со стороной квадрата 1 мм. Волочение образцов в обычных условиях и с наложением ультразвуковых колебаний проводили со степенями деформации 8; 12; 16,6; 19 и 23,2% (при волочении в обычных условиях со степенью деформации 23,2% происходил обрыв образцов между волокой и захватом).

После волочения образцы разнимались и искаженную деформацией координатную сетку фотографировали на фотопластинки, а затем получали фотографии, увеличенные в 20 раз для того, чтобы

уменьшить возможную погрешность при измерениях. Результаты измерения искаженных координатных сеток после волочения в обычных условиях и с наложением ультразвуковых колебаний при постоянной интенсивности, со степенью деформации 19% приведены в таблице I.

Таблица I

Результаты измерений координатных сеток после волочения

№ сечения	Волочение без ультразвука			Волочение с наложением ультразвука		
	ϵ_1	ϵ_2	$tg \delta$	ϵ_1	ϵ_2	$tg \delta$
1	0,2504	-0,2395	0,32	0,2271	-0,1684	0,127
2	0,2425	-0,2345	0,2645	0,21	-0,1508	0,2
3	0,2343	-0,2256	0,212	0,2050	-0,145	0,144
4	0,2287	-0,2206	0,132	0,2029	-0,1422	0,086
5	0,2271	-0,2182	0,08	0,2029	-0,1422	0

Анализ данных таблицы прежде всего показывает, что распределение деформаций на образцах, протянутых в обычных условиях, отличается от распределения их на образцах, протянутых с наложением ультразвуковых колебаний. Наложение ультразвуковых колебаний на металл в процессе волочения приводит к уменьшению деформации сдвига $tg \delta$.

В этом случае снижение усилия волочения происходит в основном за счет уменьшения контактного трения. Деформации ϵ_1 и ϵ_2 изменяются незначительно, причем изменение их вызвано изменением деформации сдвига $tg \delta$, т.е. угла наклона сторон ячеек сетки. При одинаковой интенсивности ультразвуковых колебаний изменение угла наклона ячеек $tg \delta$ зависит от степени деформации, а, следовательно, от усилия волочения. С уменьшением усилия волочения (или степени деформации) ультразвуковые колебания оказывают большее влияние на изменение $tg \delta$.

С увеличением интенсивности ультразвуковых колебаний степень снижения усилия волочения возрастает, и деформация сдвига $tg \delta$ уменьшается.

Таким образом, применение ультразвуковых колебаний при волочении металлов способствует уменьшению сил контактного трения

в очаге деформации и более равномерному распределению деформации по поперечному сечению протянутого изделия.

Л и т е р а т у р а

- I. Макушок Е.М. и др. Новые методы исследования процессов обработки металлов давлением. "Наука и техника", Минск, 1973.
- I. Зибель Э. Обработка металлов в пластическом состоянии, М., ОНТИ, 1938.

УДК 621.735.32:534-8

В.В.Клубович, А.А.Ярошевский, И.В.Иваненко

ОСАЖИВАНИЕ УЛЬТРАЗВУКОВЫМИ КОЛЕБАНИЯМИ МЕТАЛЛОВ И СПЛАВОВ С ПРЕДВАРИТЕЛЬНЫМ СТАТИЧЕСКИМ НАГРУЖЕНИЕМ

Наложение ультразвуковых колебаний на пластически деформируемый металл или сплав приводит к снижению статического усилия деформирования и увеличению пластической деформации, причем величина снижения усилия и степень деформации взаимосвязаны и зависят от параметров ультразвука и других факторов.

В связи с этим были проведены исследования по деформации осаждением металлокерамических материалов на основе железа, алюминиевого сплава АЛЮВ и армко-железа с наложением ультразвуковых колебаний.

Металлокерамические материалы были получены статическим и взрывным прессованием.

Из прессованных заготовок изготавливали цилиндрические образцы диаметром 8 мм и высотой 12 мм, а также образцы прямоугольной формы с площадью основания 85-86 мм² и высотой 13 мм.

Деформирование образцов проводили на 5-тонной испытательной машине, к верхней траверсе которой прикрепляли магнитострикционный преобразователь ПМС-15А-18 с концентратором, а к нижней - четверть или полуволновой отражатель. Это позволило получить замкнутую колебательную систему, непрерывно работающую в резонансном режиме при любой статической нагрузке. Деформи-

руемые образцы располагали либо в пучности напряжений, либо в пучности смещений колебательной системы.

Для выяснения влияния статического напряжения на снижение усилия, а также величину пластической деформации в результате действия ультразвуковых колебаний образцы предварительно нагружали до различных статических усилий, а затем включали ультразвуковые колебания, которые и вызвали пластическую деформацию нагруженного образца. Снижение усилия и величину пластической деформации оценивали по индикаторным диаграммам.

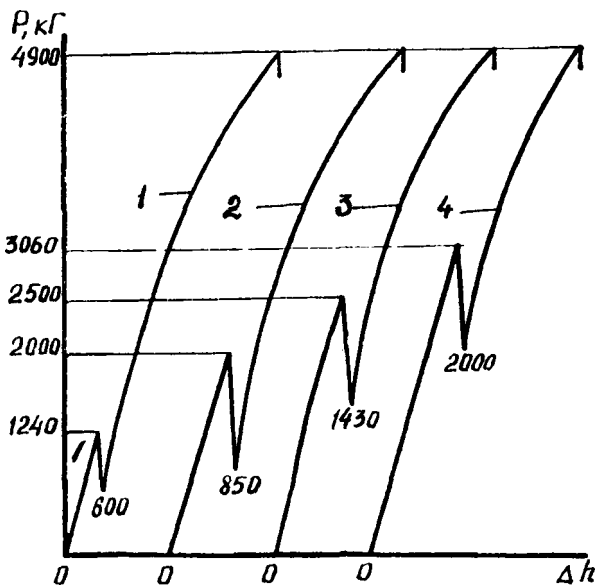


Рис. 1. Индикаторные диаграммы осадки предварительно нагруженных образцов ультразвуковыми колебаниями с последующим нагружением в обычных условиях: 1 — общая степень деформации $\varepsilon = 32\%$; 2 — 34%; 3 — 32%; 4 — 29%.

На рис. 1 представлены индикаторные диаграммы осажённых образцов из железохромового сплава, полученного статическим прессованием. Измерение деформированных образцов показало, что во всех случаях общая степень деформации при осаживании с наложением ультразвуковых колебаний больше, чем при осаживании в обычных

условиях (максимальная нагрузка равнялась 4900 кг).

Как видно из диаграмм (рис.1), эффективность снижения усилия и степень деформации зависят от величины предварительного статического нагружения, причем однозначного соответствия между снижением усилия и деформациями нет. Так, на кривых I-4 (рис.1) снижение усилия составляет 50, 60, 44, 33% соответственно. Следовательно, при осаживании металлокерамических образцов из железохромового сплава максимальное снижение усилия наблюдается при величине статической нагрузки, равной 2000 кг. Уменьшение или увеличение предварительной статической нагрузки приводит к снижению эффективности действия ультразвуковых колебаний.

Для образцов из сплава АЛГОВ при осаживании в обычных условиях разрушение происходит при нагрузке 3100 кг (общая степень деформации 36%), а при осаживании с наложением ультразвуковых колебаний образцы разрушаются при статической нагрузке 2100 кг (общая степень деформации 32%). Предварительное статическое нагружение до 1000 кг, а затем облучение в течение 4 мин приводит к снижению усилия до 800 кг, что составляет только 20%. Дальнейшее осаживание без ультразвуковых колебаний приводит к разрушению образцов при нагрузке 3000 кг с общей степенью деформации 40%. Предварительное нагружение до 1600 кг и облучение в течение 5 мин приводит к снижению усилия до 1200 кг, т.е. на 25%. Дальнейшее осаживание в обычных условиях приводит к разрушению образцов при нагрузке 2600 кг с общей степенью деформации 34%. Предварительное нагружение до 2100 кг и облучение в течение 4 мин приводит к снижению усилия до 1600 кг, т.е. на 23%. Дальнейшее осаживание в обычных условиях приводит к разрушению образцов при нагрузке 2600 кг с общей степенью деформации 29%. Как следует из приведенных экспериментальных данных, снижение усилия и общая степень деформации до разрушения находятся в сложной зависимости от величины предварительного статического нагружения. Особенно заметно указанные особенности проявляются при деформации дисперсно упрочненных материалов.

Кроме того, анализ данных показывает, что осаживание ультразвуковыми колебаниями, когда величина предварительной статической нагрузки мала, приводит к уменьшению величины $P_{ли}$ (предела пропорциональности линейной зависимости кривой $P-\Delta h$) при последующем осаживании в обычных условиях. Эта величина мини-

малына при максимальном снижении усилия.

Осаживание ультразвуковыми колебаниями с предварительным статическим нагружением оказывает на металлы как разупрочняющее, так и упрочняющее действие.

Эксперименты по повторному многократному осаживанию с наложением ультразвуковых колебаний при одной и той же статической нагрузке показали, что эффективность действия ультразвука уменьшается и стремится к нулю при возрастании количества циклов включения и выключения ультразвука. При большом количестве повторных циклов нагружения наблюдается увеличение статической нагрузки в момент включения ультразвуковых колебаний.

Эффективность снижения усилия зависит не только от величины статической нагрузки, но и от того, каким образом создано предварительное нагружение: в обычных условиях, с наложением ультразвуковых колебаний, осаживанием ультразвуковыми колебаниями с последующим обычным нагружением и т.п., т.е. зависит от удельных давлений и той дислокационной структуры материала, которая имеется в данный момент при статическом нагружении.

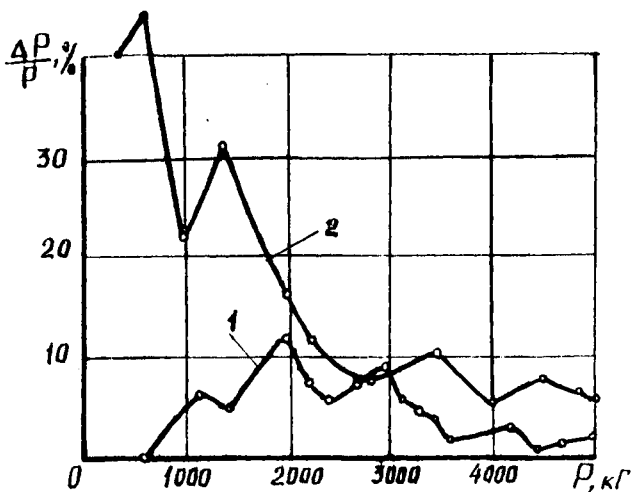


Рис. 2. Кривые относительного изменения усилия, вызванного ультразвуковыми колебаниями предварительно нагруженных образцов:
1 — образцы из армо-железа; 2 — образцы из железохромового сплава (20%х30+80% Fe).

На рис. 2 представлены кривые относительного усилия при наложении ультразвуковых колебаний в зависимости от величины предварительного нагружения. Каждый последующий цикл нагружения в обычных условиях сопровождался деформацией ультразвуковыми колебаниями до момента прекращения снижения усилия (30–40 сек). Для армо-железа (кривая 1) при малых статических нагрузках эффективность снижения усилия равна нулю. С увеличением статической нагрузки эффективность снижения усилия увеличивается, причем видно, что существует определенный интервал удельных давлений, в котором эффективность снижения усилия максимальна.

У железо-хромового сплава (кривая 2) при прочих равных условиях эта зависимость отличается от такой зависимости у армо-железа (кривая 1), что объясняется изменением дислокационной структуры железохромового сплава и соответственно диссипацией ультразвуковой энергии и ее влиянием на ход кривой упрочнения.

Таким образом, на основании проведенных исследований можно констатировать, что эффективность воздействия ультразвуковых колебаний на металлокерамический сплав в процессе его деформации осаживанием зависит от величины предварительной статической нагрузки, скорости деформации, интенсивности ультразвука, характера связей между структурными компонентами, дислокационной структуры, диссипации ультразвуковой энергии и др. Поэтому для эффективного применения ультразвуковых колебаний в технологических процессах обработки металлов давлением с целью получения изделий с необходимыми конечными свойствами необходимо подобрать оптимальные скорости деформации и амплитуды и изменять их в соответствии с изменением статической нагрузки и схем напряженно-го состояния.

УДК 621.79+621.891.

Т. В. Калиновская

НЕКОТОРЫЕ ЗАМЕЧАНИЯ ОТНОСИТЕЛЬНО МЕТОДОВ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОГО ИССЛЕДОВАНИЯ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ

Использование координатных сеток является одним из наиболее распространенных приемов исследования кинематики и динамики

пластического течения, дающих информацию об очаге деформации и переходных областях, о неравномерности деформированного и напряженного состояния и связи последних с условиями трения и температурным полем. Метод координатных сеток непрерывно совершенствовался: развивались и улучшались технология нанесения сеток и изготовления образцов, техника проведения эксперимента, совершенствовались приемы обработки экспериментальных данных.

В настоящее время широкое распространение получил новый метод фиксации кинематики пластического течения — метод муаровых полос. Сравнивая метод традиционной координатной сетки с его значительными обжатиями для накопления градиента деформации с муаровым методом фиксирования перемещений, можно констатировать большую чувствительность последнего и, следовательно, возможность изучать с его помощью весьма малые смещения. Незначительное изменение геометрии тела позволяет относить картину деформирования к мнимому положению. Это дает основание рассматривать полосы муара и как линии равных перемещений, и как линии равных проекций скоростей течения с большим основанием, чем аналогичное допущение при конечных деформациях, характерных для координатных сеток. Однако следует иметь в виду и негативную сторону уменьшения этапа деформирования. Она определяется не только возрастанием относительного влияния паразитных деформаций (при скурдулезной постановке эксперимента — упругих, а при небрежной постановке — упруго-пластических), но и относительным изменением реологических свойств деформируемого материала, характерным для области малых упруго-пластических деформаций как для отожженных, так и для упрочненных материалов. В качестве примера можно остановиться на свинце. Особенности его кривой упрочнения хорошо известны: нелинейное упрочнение от низкого предела упругости до выхода на площадку текучести при степенях деформации порядка 20+25%.

Постоянство сдвигающих напряжений на кресте очага деформации при осадке $H:V=1$ на шероховатых плитах может быть достигнуто только при степени деформации порядка 15%. Уменьшение обжатия привносит влияние неоднородности свинца по τ_{max} , а при весьма малых обжатиях, когда максимальная степень деформации в очаге деформации ограничивается несколькими процентами, свинец скорее моделирует квази-вязкое (линейно-упрочняющееся от нуля)

тело, нежели пластичное. Последнее обстоятельство играет существенную роль в расшифровке напряженного состояния по кинематике процесса и в возникновении ошибочных оценок, проистекающих от сделанных допущений.

Можно констатировать, что методы координатной сетки и муаровых полос с позиции техники эксперимента являются не столько конкурирующими, сколько дополняющими друг друга. С позиции же техники обработки экспериментальных данных можно обратить особое внимание на наследственное родство между тем и другим, поскольку исходная информация при муаровом методе обрабатывается в ячейках ортогональной системы координат, причем шаг ячеек крупнее шага координатной сетки, которая была бы применена для исследования данного процесса. Такая привязанность к ортогональной системе координат является недостатком известных способов обработки как координатных сеток, так и муаровых картин, поскольку каждый случай расшифровки напряженно-деформированного состояния по результатам эксперимента может рассматриваться не более как частный, так как привязан к системе координат удобной либо для получения изображения, либо для обработки экспериментальной информации, а не к той, в которой происходит развитие событий. Здесь имеется в виду система линий скольжения, являющаяся естественной системой координат, в которой происходит пластическое течение.

Систему линий скольжения идеального жестко-пластического тела, т.е. тела с простейшей реологией, можно рассматривать в качестве фона, на котором развивается течение более сложных в реологическом смысле тел. Сравнение кинематики реального тела с кинематикой гипотетического тела, которая в некоторых случаях рассчитывается элементарно, непосредственно при обработке эксперимента позволяет выявить много новых интересных нюансов напряженно-деформированного состояния и, самое главное, отыскать возможность использования математического аппарата теории жестко-пластического тела для деформируемых твердых тел с любой реологией.

Остановимся на некоторых примерах применения координатных сеток, выполненных в виде полей линий скольжения, и сравнения данных эксперимента с теорией жестко-пластического тела.

Если продеформировать осадкой сетку линий скольжения, образованную двумя дугами равного радиуса и нанесенную на плоскость разъема свинцового образца /1/, можно при сравнении ее с недеформированной сеткой отметить следующие моменты:

1) различие направлений скоростей на границе очага деформации;

2) отсутствие разрыва скорости на оси свинцового образца;

3) распределение скорости по оси симметрии образца отличается от гиперболического;

4) касательная компонента скорости жестко-пластического тела на контакте значительно больше, чем у свинца.

Все отмеченные возмущения поддаются количественной оценке, которая должна быть связана с критерием относительной жесткости материала, например с отношением предела жесткости к пределу текучести $\eta = \tau_0/k$ при $\tau_0 < k$.

При деформировании реального тела смягчаются все пики, присущие жестко-пластическому телу, склонному к неограниченной концентрации деформаций. В частности, уменьшение скорости разрыва на контакте не является свидетельством уменьшения сил трения на контакте у реальных тел по сравнению с жестко-пластическим, а указывает на частичную замену внешнего трения внутренним. Предельным случаем подобного смещения является полное прилипание по всей поверхности при деформации вязких тел. В последнем случае трение скольжения заменяется трением покоя. Снижение проскальзывания в реальных телах в числе прочего оказывает влияние на неоднородность температурного поля, вызванного пластической деформацией.

На рис. 1 представлены некоторые результаты обработки экспериментальных данных, полученных при истечении в щели разной высоты из плоского штампа при стационарном поле линий скольжения, образованном двумя дугами равного радиуса: кривые 1,3 – расчетные смещения и деформации на оси симметрии в плоскости разъема образца; 2,4 – те же данные, полученные экспериментально.

Разрыв скоростей на пересечении осей создает местные ступени деформаций, определяемые отношением касательной и нормальной компонент скорости (на оси дополнительный сдвиг равен 1) в точке разрыва и перемещаемые в определенное конечное положение за каждый этап деформирования. Причем в данном случае, при отсутствии

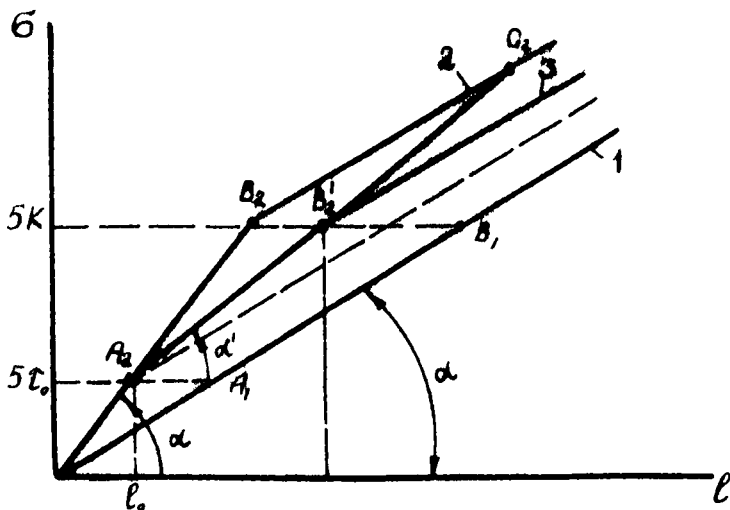


Рис. 1. Тарировочные графики.

симметрии относительно вертикальной оси, разрывы в распределении деформаций возникают и по этой причине. Реальные распределения в данном случае не содержат подобных особенностей, графики распределения смещений и скоростей деформации (кривые 2 и 4) суть непрерывные функции.

Подобные расчетные картины распределения скоростей и деформаций для жестко-пластического тела возникают и по другим линиям тока и во всех этих случаях реальные материалы склонны к сглаживанию или полной ликвидации следов разрывов. Здесь уместно заметить, что в ряде работ по экспериментально-теоретическому исследованию напряженно-деформированного состояния проскальзывает определенная тенденция, выражающаяся в стремлении фетишизировать модель жестко-пластического тела, показать, что реальные тела, деформируются почти или даже так же, как оно.

Очевидно, следует больше внимания уделять различию, чем подобию ситуаций и прежде всего обсуждать смягчение пиков деформаций за счет окружающих объемов, за счет рассасывания разрывов скорости на границе очага деформации или на отдельных линиях скольжения.

Видимо, только при таком подходе можно установить общие закономерности, касающиеся деформируемости и напряженно-деформированного состояния с учетом скоростей и температурного поля.

Следует отметить, что сравнить с полем линий скольжения жестко-пластического тела можно любые результаты, полученные методом обычной координатной сетки или муаровых полос. Однако сетка, выполненная в виде поля линий скольжения, при меньшей трудоемкости обладает большей наглядностью.

Л и т е р а т у р а

И. Макушок Е.М. и др. Теоретические основыковки и горячей объемной штамповки. Минск, 1968.

УДК 621.79+621.891

Т.В.Калиновская, Д.И.Дмитрович, Г.П.Перов

ТАРИРОВКА МЕСДОЗ С УЧЕТОМ ИХ ОТНОСИТЕЛЬНОЙ ЖЕСТКОСТИ

Точность измерения нормальных и касательных напряжений точечными месдозами в существенной степени зависит от относительной жесткости измерительных приборов. Несовпадение уровня воспринимающей поверхности датчика и контактной поверхности приводит к появлению дополнительных полей напряжений, интенсивность которых определяется уровнем дополнительных деформаций.

Было показано /1/, что тарировка точечных месдоз непосредственным нагружением вносит определенные погрешности. Теория идеального жестко-пластического материала позволяет перестроить тарировочный график, получаемый непосредственным нагружением (кривая I на рис. 1) таким образом, что он учитывает сопротивление затеканию в канал штампа. Теоретический тарировочный график

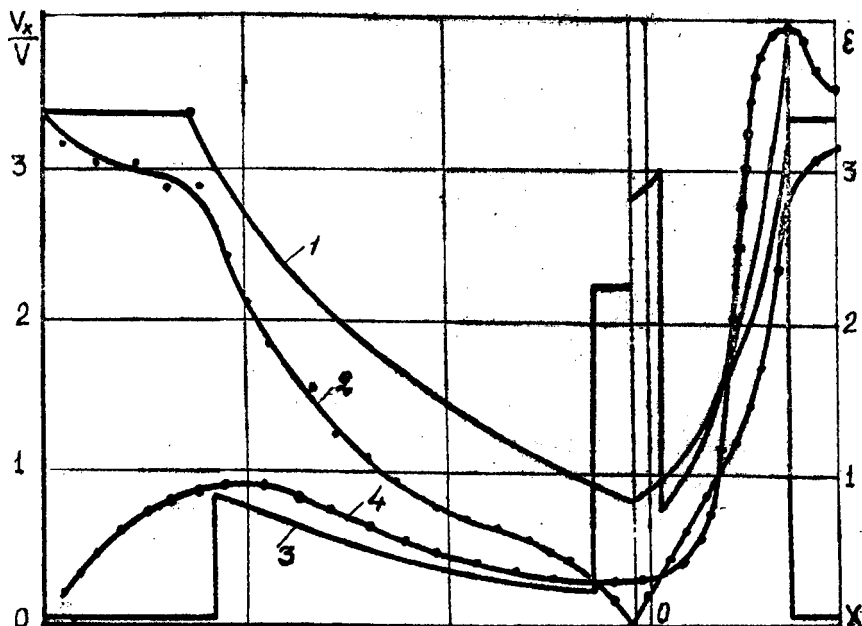


Рис. 1. Расчетные (1, 3) и экспериментальные (2, 4) смещения и деформации.

представляет собой ломаную линию (кривая 2), угловой коэффициент первой ветки которой $\operatorname{tg} \alpha = 2 \operatorname{tg} \alpha_0$ до нормального давления, равного $5K$ (K – сопротивление сдвигу), а вторая ветвь параллельна тарировочному графику I. Перегиб отвечает условиям завершения формирования пластического очага в зоне воспринимающего торца датчика для упруго-пластической модели деформируемого тела и жесткого инструмента. Для случая тела, имеющего предел упругости τ_0 и предел текучести K , при степенях деформации $\epsilon \geq \epsilon^*$, тарировочная кривая может быть построена следующим образом: точка A_2 первого перегиба отвечает напряжению $5\tau_0$, точка второго перегиба B_2 лежит на отметке $5K$ между точками B_2 и B_1 , угловой коэффициент A_2B_2 равен

$$\operatorname{tg} \alpha^* = \operatorname{tg} \alpha_0 + (\operatorname{tg} \alpha - \operatorname{tg} \alpha_0) \frac{E_2}{E_1} \quad (1)$$

Здесь E_1 – модуль упругости деформируемого материала, E_2 – модуль пластического упрочнения на участке $\tau_0 - K$.

Связь между E_1 , E_2 и смещениями может быть установлена через деформации локального очага, возникающего при затекании ме-

талла в канал штифта. Выражения характерных деформаций через модули

$$\epsilon_1 = \frac{2K}{E_1}, \quad \epsilon_2 = \frac{2\tau_0}{E_1} + \frac{2(K-\tau_0)}{E_2}. \quad (2)$$

Здесь ϵ_1 - деформация упругого линейного сжатия до напряжения $2K$, ϵ_2 - суммарная деформация до того же напряжения для тела с площадной промежуточной упрочнения.

В общем случае связь смещения и деформированного состояния может быть записана в виде

$$e = \epsilon B m_1 m_2 / \mu e, \quad (3)$$

где B - ширина канала; $\epsilon = \frac{l}{B}$ - средняя степень деформации при сжатии образца при нулевом трении, ширина и высота которого равна B ; m_1 - коэффициент неравномерности деформации при осадке; m_2 - коэффициент, учитывающий отличие деформации истечения от деформации осадки.

Метод расчета напряженно-деформированного состояния в переходных областях, изложенный в [1], позволяет вычислить распределение деформаций при затекании в канал. В частности, вдоль оси симметрии при смещении e имеем следующую связь перемещения со свойствами материала τ_0, K :

$$l = \frac{2 \epsilon_{max} B}{a-1} \left(\ln \operatorname{ctg} \gamma - \frac{1}{a \operatorname{tg} 2\gamma} \right), \quad (4)$$

где $a = K/\tau_0$, $\gamma = \frac{1}{2} \arcsin \tau_0/K$

Согласно формуле (4) можно вычислить ϵ_{max} для любых отношений τ_0/K .

Таким образом, тарировочная прямая, полученная непосредственным нагружением точечной мездозы, может быть перестроена с учетом затекания металла для тела, обладающего выраженными пределами упругости и текучести. В простейшем случае тарировочный график представляет собой ломаную из трех ветвей, узловые точки и угловые коэффициенты которой определяются (ломаная 3).

Приведенные рассуждения справедливы для сравнительно жесткой мездозы, когда относительными деформациями инструмента можно пренебречь ($e \gg \epsilon_{un}$); в случае жестких мездоз, когда e

приближается к $\epsilon_{\text{ин}}$, точка первого перегиба A_2 смещается в сторону точки A_1 , а угловой коэффициент ветви A_2C_2 стремится к угловому коэффициенту тарировочной прямой I.

Новые угловые коэффициенты ветвей OA_2 и A_2C_2 с учетом изменения смещения торцевой поверхности штифта относительно поверхности инструмента будут:

для OA_2

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{5\tau_0}{\rho_0(1 + \frac{\epsilon_{\text{ин}}}{\rho_0})} \cdot \frac{M_6}{M_6} \quad (5)$$

и для A_2C_2

$$\operatorname{tg} \alpha^* = \operatorname{tg} \alpha_0 + \frac{(\operatorname{tg} \alpha - \operatorname{tg} \alpha_0) \cdot E_2}{(1 + \frac{\epsilon_{\text{ин}}}{\rho_0}) \cdot E_1} \quad (6)$$

Остальное направление определяется углом α_0 .

Таким образом, согласно (5) и (6) при возрастании жесткости месдозы до жесткости инструмента и отсутствии затекания металла в канал штифта показания месдозы могут быть расшифрованы по тарировочному графику, полученному непосредственным нагружением. Поскольку столь идеальный случай в практике не встречается, то следует считать целесообразным вносить в тарировочные кривые коррективы, учитывающие возникновение специфического дополнительного очага деформации и относительную жесткость месдозы.

Л и т е р а т у р а

I. Макушок Е.М. и др. Новые методы исследования процессов обработки металлов давлением. Минск, 1973.

УДК 621.77.07

Е.М.Макушок, В.А.Клушин

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ВЕЛИЧИНЫ СЛУЧАЙНОЙ ПОГРЕШНОСТИ ПРИ ИЗГОТОВЛЕНИИ ДЕТАЛЕЙ ПОПЕРЕЧНОЙ ПРОКАТКОЙ КЛИНОВЫМ ИНСТРУМЕНТОМ

К случайным относятся погрешности, которые в условиях конкретной задачи имеют различные значения, вызываемые различными сочетаниями множества взаимозависимых причин. Они не под-

чинаются видимой закономерности, что и проявляется в форме случайности /1/.

Основными причинами, обуславливающими случайные погрешности при поперечно-клиновой прокатке, являются:

- 1) рассеивание значений показателей механических свойств исходного проката;
- 2) рассеивание веса (размеров) заготовок;
- 3) колебание температуры нагрева заготовок;
- 4) изменение условий внешнего трения;
- 5) погрешности наладки (для партий деталей, изготовленных с нескольких наладок);
- 6) погрешности изготовления оснастки для партий деталей, полученных с нескольких оснасток;
- 7) рассеивание значений смещения инструмента.

Определение величин случайных производственных погрешностей производилось при изготовлении деталей ТСН 00611А, ТВК 6112, ТСП 6001 (рис. 1) поперечной прокаткой клиновым инструментом на автоматических линиях горячей прокатки, разработанных Физико-техническим институтом совместно с Центральным конструкторским бюро с опытным производством АН ЕССР.

Ввиду невозможности определения случайной погрешности аналитическим методом был применен статистический. Исследования проводили методом больших выборок, который с достаточной для производственных целей точностью позволяет определить параметры распределения случайной величины.

Среднее арифметическое значение случайной величины X_i (\bar{X}) и среднеквадратичное отклонение по данным выборки, а, следовательно, и полную величину случайной погрешности (σ) определяли из выражений

$$\bar{X} = \sum X_i \frac{K_j}{N} = \frac{1}{N} \sum X_i K_j \quad ; \quad (1)$$

$$\sigma = \sqrt{\frac{1}{N} \sum (X_i - \bar{X})^2 \cdot K_j} \quad , \quad (2)$$

где N — количество наблюдаемых значений;
 K_j — частота наблюдаемых значений.

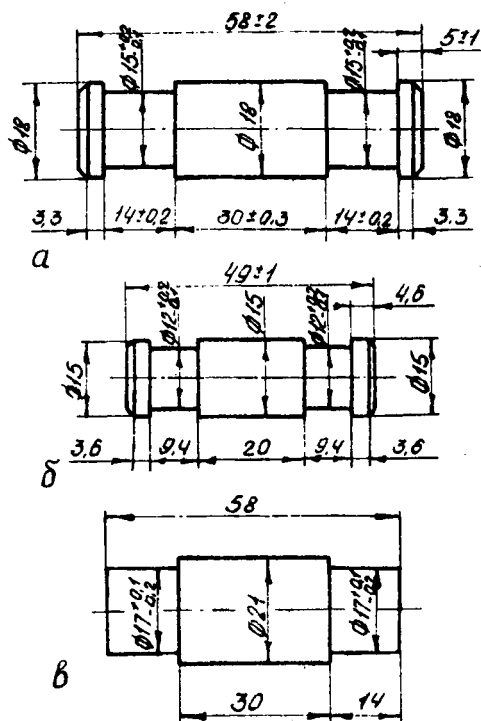


Рис. 1. Чертежи деталей ТСН.00.611А(а); ТВК 6112(б); ТСП 6001(в); полученных клиновой прокаткой.

При исследовании выборка бралась таким образом, чтобы исключить ощутимое влияние систематических погрешностей и дать наиболее объективное представление о величине рассеивания значений параметров.

Исходя из практики изучения точности производства, объем выборки приняли равным пятидесяти деталям (2). При этом ошибка определения среднеквадратичного отклонения всей партии, изготовленной при одной наладке, по выборочной совокупности составляет

$$\sigma_0 = \sigma \pm \frac{\sigma}{\sqrt{2N}} \quad (3)$$

где σ_0 - среднеквадратичное отклонение для всей партии поковок (генеральной совокупности). Таким образом, величина ошибки определения среднеквадратичного отклонения для всей партии по выборке объемом 50 шт. составляет

$$\sigma_0 = \sigma \pm 0,1\sigma \quad , \quad \text{т.е.} \quad \pm 10\% \sigma \quad . \quad (4)$$

По данным измерения и вычисления строили графики эмпирического и возможного теоретического распределения, устанавливали закон распределения, вычисляли величину погрешности. На рис.2 показаны графики эмпирического (1) и теоретического (2) распределений размера диаметра прокатанной шейки детали ТСП 6001.

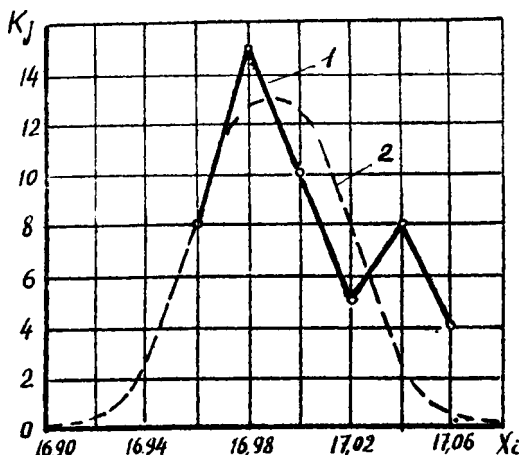


Рис. 2. График эмпирического (1) и теоретического (2) распределений размера диаметра прокатанной шейки детали ТСП 6001.

Результаты определения параметров случайной величины \bar{X} и σ по данным выборок и величины случайной погрешности Δ для исследуемых деталей приведены в таблице I.

Величина Δ характеризует поле рассеивания случайной погрешности относительно среднего значения

$$\bar{X} \pm 3\sigma \quad ; \quad \Delta = 6\sigma \quad . \quad (5; 6)$$

Вероятность выхода случайной величины за пределы интервала $\bar{X} \pm 3\sigma$ составляет 0,0027. В математической статистике величина 0,0027 принята за величину вероятности события, которое практически не совершается /2/.

Для оценки степени близости эмпирического распределения выборки теоретическому нормальному пользовались критерием согласия λ , который по рекомендациям авторов работы /2; 3/ является наиболее простым и достаточно точным при выборках объемом несколько десятков единиц.

Анализ величин полей мгновенных рассеиваний для партий деталей, изготовленных при различных наладках и на различных оснастках, производили сравнением соответствующих дисперсий σ^2 и оценивая их различия /2/. Сущность различия дисперсий выявляется через отношение

$$T = \frac{\sigma_1^2}{\sigma_2^2} \quad (7)$$

Значения величины T для исследуемых деталей меньше табличных, следовательно, оно может считаться случайным, а расхождение между дисперсиями - несущественным.

На основании проведенных исследований можно сделать следующие основные выводы:

1. Рассеивание значений размеров прокатываемых деталей для периода работы, в течение которого влияние суммарной переменной систематической погрешности можно пренебречь, является рассеиванием случайной величины, подчиняющимся закону нормального распределения.

2. Величины мгновенных рассеиваний для партий одних и тех же деталей, изготовленных при различных наладках и на различных оснастках, одинаковы.

Таблица I

Результаты определения параметров случайной величины \bar{X} , σ и величины случайной погрешности Δ

Наименование детали	Наименование характеристики	Рассеивание значений диаметра прокатанной шейки			Рассеивание значений прокатываемых шеек		
		\bar{X}	σ	Δ	\bar{X}	σ	Δ
ТСН 00611А	- ось	15,02	0,020	0,12	13,77	0,05	0,3
ТВК-6112	- ось	11,98	0,017	0,10	9,4	0,044	0,26
ТСП-6001	- палец	17,05	0,03	0,18	-	-	-

Л и т е р а т у р а

1. Корсаков В.С. Точность механической обработки. Машгиз, М., 1961.
2. Соловьев И.С. Математическая статистика в технологии машиностроения. Машгиз, М., 1961.
3. Кутай А.К., Кордонский К.В. Анализ точности и контроль качества в машиностроении с применением методов математической статистики. Машгиз, М., 1968.

УДК 621.774.372:621.9.048.6

С.Н.Винерский

ВОЛОЧЕНИЕ ТРУБ С РАДИАЛЬНЫМИ КОЛЕБАНИЯМИ
ИНСТРУМЕНТА

Использование ультразвуковых колебаний при волочении /1/ уменьшает усилие волочения, причем в большинстве исследований отмечена высокая эффективность продольных колебаний волокна.

Возможность получения ультразвуковых радиальных колебаний инструмента показана авторами /2-4/, однако применение радиальных колебаний при волочении медной проволоки /2/ не дало эффекта

из-за низкого качества крепления преобразователя к волоке.

В настоящей работе приведены результаты исследований по волочению труб с размещением очага деформации в пучности напряжений от радиальных ультразвуковых колебаний.

Для получения радиальных колебаний диска использован метод продольного возбуждения стержня, в пучности колебаний которого расположен диск /5/.

Исследования были проведены при безоправочном волочении труб ϕ 10x1,0 мм из меди МЗ и ϕ 10x1,5 мм из латуни Л62ТМ на цепном волочильном стане при скоростях волочения от 0,08 до 0,6 м/сек.

В качестве смазки применяли сухой мыльный порошок. Источником ультразвуковых колебаний служил генератор УЗГ-10У и магнитострикционный преобразователь ПМС12А-18. Усилие волочения фиксировали с помощью мессдозы растяжения через тензометрический усилитель ТА-5 на ленте быстродействующего самопишущего прибора НЗ20-3. Волочение производили через запрессованные в центре диска волокна, изготовленные из стали ШХ15СГ (НПС 62), рабочая поверхность которых была обработана по 9-у классу чистоты.

Степень деформации, определяемая отношением разности площадей поперечного сечения трубы до и после деформации к первоначальной площади поперечного сечения, составляла 19, 36 и 51%.

Результаты экспериментальных исследований по волочению труб ϕ 10x1,5 мм из латуни Л62ТМ представлены на рис. 1.

Видно, что с увеличением скорости волочения и обжатия эффект от воздействия ультразвука уменьшается, особенно в диапазоне от 0,08 до 0,27 м/сек. Так, если при степени деформации 19% и скорости волочения 0,08 м/сек снижение усилия волочения под действием ультразвука было равно 52-45%, при скорости 0,27 м/сек - 29% и скорости 0,6 м/сек оно составляло 24%, то при обжатии 51% оно было соответственно равно 37-26%, 19-16% и 13%.

Следует отметить, что при волочении с ультразвуком колебания усилия с увеличением скорости волочения наблюдаются в меньшей степени (заштрихованная область на рисунке становится уже), а при скорости 0,6 м/сек и выше совсем отсутствуют, что позволяет производить волочение с ультразвуком без отражательных устройств.

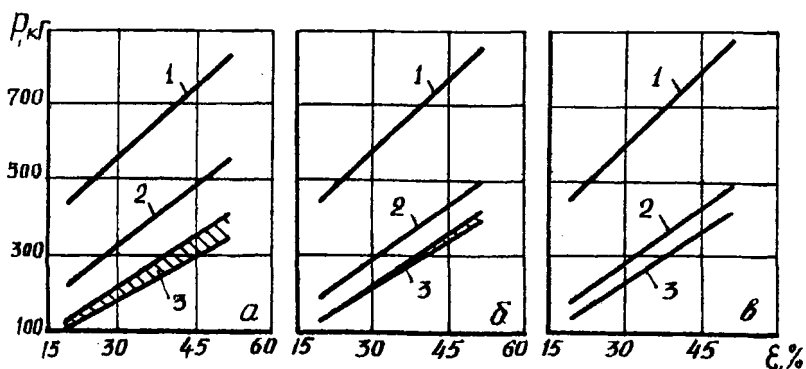


Рис. 1. Изменение усилия волочения "P" в зависимости от степени деформации "ε" при скорости волочения 0,08 (а), 0,27 (б) и 0,6 м/сек (в):
 1 - без ультразвука в пусковой период;
 2 - без ультразвука при установившемся процессе;
 3 - с ультразвуком.

Характерно, что при волочении с применением радиальных ультразвуковых колебаний, как и при волочении с ультразвуком через 2 волокна /6/, тяговое усилие в пусковой период растет, достигая усилия установившегося процесса, а затем сохраняет постоянное значение в течение этой стадии, в то время как обычное волочение в начальный период характеризуется резким ("пиковым") возрастанием усилия, которое намного превышает усилие установившегося процесса.

В связи с этим эффективность действия ультразвука в начальный период выше, чем при установившемся процессе. Так, степень снижения усилия волочения под действием ультразвука при скорости волочения 0,08 м/сек и степени деформации 19% в пусковой период составляет 75-71% по сравнению с 52-45% для установившегося процесса. Аналогичные результаты были получены при волочении медных труб.

Следовательно, применение ультразвуковых радиальных колебаний позволяет снизить усилие волочения и улучшить условия деформации как во время установившегося процесса, так и в начальный период волочения.

Л и т е р а т у р а

1. Северденко В.П., Клубович В.В., Степаненко А.В. Прокатка и волочение с ультразвуком. Минск, 1970.
2. Sansome D.H., Winsper C.E. „The Wire Industry”, 1968, 35, № 419, 1043, 1045-1048.
3. Савушкин В.И., Молодчинин Е.В., Батулин А.И., Горохов А.Г. Авт.свид. СССР кл. В21 с 1/22 № 295587, заявл.28.07.69, опубл. 7.04.71.
4. Young M.J.R., Winsper C.E., Sansome D.H. „J. Phys.D. Appl. Phys”, 1971, 4, № 2, 212-216.
5. Северденко В.П., Степаненко А.В., Сычев Н.Г. Доклады АН БССР, том XIII, № 9, 1969.
6. Северденко В.П., Степаненко А.В., Винерский С.Н. Сборник "Металлургия", вып. 3 БИ, Минск, 1972.

УДК 621.774.372:621.9.048.6

С.Н.Винерский

ВОЛОЧЕНИЕ ТРУБ НА ПОДВИЖНОЙ КОЛЕБЛЮЩЕЙСЯ ОПРАВКЕ

Целесообразность применения ультразвуковых колебаний при волочении труб на неподвижной оправке показана многими авторами /1-4/.

В настоящей работе приведены результаты исследований эффективности воздействия ультразвука при волочении труб на подвижной колеблющейся оправке в зависимости от вытяжки и толщины стенки трубы.

Исследования были проведены при волочении труб из стали Х18Н10Т на цепном волочильном стане со скоростью 0,08 м/сек. В качестве смазки применяли хлорпарафин. Волочение производили через твердосплавные волокна с рабочим диаметром 17,5 мм. Оправки были изготовлены из стали 20ХНЗА и имели после термообработки твердость НРС 62.

Источником ультразвуковых колебаний служил генератор УЗГ-10У и магнитострикционный преобразователь ПМС15А-18. Амплитуда смещений в пучности колебаний оправки составляла 0,01 мм. Усилие волочения фиксировали с помощью мессдозы растяжения через тензометрический усилитель ТА-5 быстродействующим самопишущим прибором НЗ20-3.

Первоначальный внутренний диаметр трубы был равен 18 мм, толщина стенки - 0,6; 0,7; 0,8; 0,9 мм.

Вытяжка, определяемая отношением первоначальной толщины стенки трубы к конечной, составляла 1,11 и 1,43.

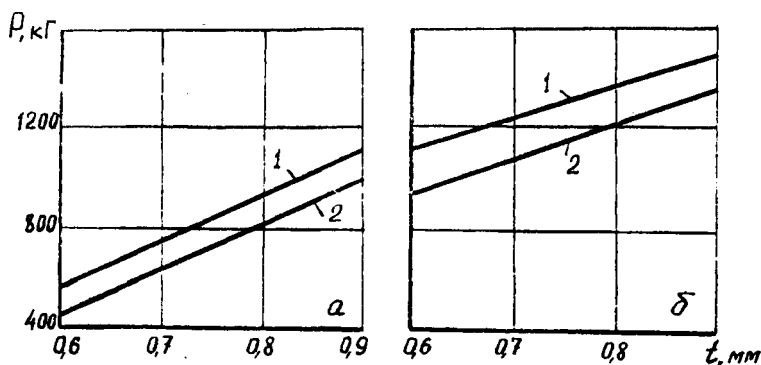


Рис. 1. Изменение усилия волочения "Р" в зависимости от толщины стенки трубы "ε" при вытяжке 1,11(а) и 1,43(б):

1 - без ультразвука; 2 - с ультразвуком.

Результаты исследований представлены на рис. 1. Видно, что с увеличением толщины стенки и вытяжки эффективность действия ультразвуковых колебаний уменьшается. Так, если при волочении трубы с толщиной стенки 0,6 мм при вытяжке 1,11 снижение усилия волочения под действием ультразвука было равно 21%, а при толщине 0,9 мм оно составляло 11,5%, то при вытяжке равной 1,43, снижение усилия волочения составило 15,1 и 10,6% соответственно.

Следует отметить, что с увеличением обжатия и толщины стенки трубы происходит затухание ультразвуковых колебаний, что объясняется малым диаметром оправки, причем на степень снижения

усилия волочения в большей мере влияет толщина трубы, чем вытяжка.

Л и т е р а т у р а

1. Северденко В.П., Клубович В.В., Степаненко А.В. Прокатка и волочение с ультразвуком. Минск, 1970.
2. Buckley J.T., Freeman M.K. "Ultrasonics", 1970, 8, № 3, 152-158.
3. Jones J.B. "Metal Progress", 1968, V. 93, № 5, 103-107.
4. Ultrasonics make big impact on tube drawing. "Metalworking Production", 1967, V. III, № 32, 50-51.

УДК 621.73.043

Н.И.Стрикель

ПРИМЕНЕНИЕ КОРРЕЛЯЦИОННОГО И РЕГРЕССИОННОГО АНАЛИЗОВ ПРИ ИССЛЕДОВАНИИ ТОЧНОСТИ ПРОЦЕССА ОБЪЕМНОЙ ШТАМПОВКИ

Повышение точности процессов объемной штамповки приводит к сокращению или устранению последующей механической обработки, экономии металла, повышению производительности труда, сокращению себестоимости продукции. В силу большого разнообразия процессов объемной штамповки в каждом случае для разработки путей повышения точности необходимо исследовать факторы, влияющие на точность процесса, а также определить степень влияния каждого фактора и выяснить количественные характеристики тесноты связи. В наибольшей степени для этой цели подходит корреляционный и регрессионный анализы, применение которых позволяет получить с достаточной степенью точности все необходимые данные.

Рассмотрим применение линейного регрессионного и дисперсионного анализов при исследовании факторов, влияющих на точность радиальной штамповки звездочек. Для этой цели партия заготовок в количестве 100 штук, подготовленная в производственных условиях завода "Гомсельмаш", была подвергнута клеймению, взвешива-

нию и обмеру по всем параметрам. После штамповки половина заготовок подвергалась закалке с использованием ковочного тепла, все звездочки после охлаждения обмерялись по всем параметрам. Сравнение результатов замера термообработанных и нетермообработанных звездочек показало, что термообработка практически не оказала влияния на изменение средних значений ширины звездочки, диаметров окружностей выступов и впадин. В то же время термообработка сказалась на дисперсии размеров, разброс значений у термообработанных звездочек был на 30% выше, на 14% выше разность шагов звездочек.

Измерение веса заготовок и звездочек показало, что угар при индукционном нагреве заготовок под штамповку составил 0,5%. Между весом заготовки и диаметром окружности выступов штампованной звездочки установлена четкая корреляционная связь. Коэффициент корреляции достигает в этом случае 0,84. Теоретическая и эмпирическая линии регрессии близки друг к другу. Имевшее место колебание веса заготовки 57 г (8,3%) вызвало изменение диаметра окружности выступов звездочки на 4,7 мм (84% от наблюдавшегося разброса значений). Диаметр окружности впадин зависит от колебаний веса заготовки в меньшей степени. Здесь коэффициент корреляции равен 0,46. Диаметр окружности впадин при колебании веса заготовки изменяется на 0,65 мм при общем разбросе значений в 2,5 мм. Коэффициент корреляции ширины зуба от колебания веса заготовки составил 0,07, что свидетельствует о незначительном влиянии колебаний веса заготовки на изменение ширины зуба звездочки.

Таким образом, применение линейного дисперсионного и корреляционного анализов при исследовании точности радиальной штамповки позволило установить степень влияния колебаний веса заготовки на колебание размеров штампованных звездочек, что может быть использовано при разработке путей повышения точности процесса.

Л.М.Симонян, В.Е.Пигуль

РАСЧЕТ НАЖИМНЫХ УСИЛИЙ И НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ
ПРИ ПОВЕРХНОСТНОМ ПЛАСТИЧЕСКОМ ДЕФОРМИРОВАНИИ
ДЕТАЛЕЙ

В настоящей работе делается попытка дать аналитически обоснованный выбор оптимальной величины нажимного усилия, обеспечивающего необходимую толщину упрочняемого слоя при поверхностном пластическом деформировании накаткой.

Выбор оптимального нажимного усилия должен производиться с учетом обеспечения соответствующего напряженного состояния в поверхностном слое детали, вызывающего необходимую пластическую его деформацию. При этом расчетное нажимное усилие на площадке контакта инструмент-деталь должно привести к пластической деформации на заданной глубине. В то же время необходимо, чтобы напряженное состояние и величина деформаций от сжимающего усилия не превосходили критического состояния материала, при котором нарастание деформации может происходить без роста сопротивлений.

по данным ЦНИИТМАШ, наибольшая эффективность упрочнения достигается при соблюдении условия

$$\frac{t}{r} = 0,10 - 0,15, \quad (1)$$

где t — толщина упрочненного слоя;
 r — радиус упрочняемой детали.

В настоящее время для поверхностного пластического упрочнения деталей используется накатной инструмент различной геометрии, обеспечивающий первоначальное касание с деталью по линии и в точке. Рассмотрим оба случая.

1. первоначальное касание детали и инструмента по линии. Прямоугольную систему координат $OXYZ$ расположим так, чтобы ось OY совпала с образующей касания (с продольной осью опорной площадки), а ось OZ была перпендикулярна к этой площадке.

Тогда напряжения определяются по следующим формулам /1/:

$$\sigma_{1i} = \frac{2q}{\pi a} \left(1 - \frac{\operatorname{sh} \alpha}{\sqrt{\operatorname{sh}^2 \alpha + \sin^2 \beta}}\right) e^{-\alpha} \sin \beta; \quad (2)$$

$$\sigma_{2i} = \frac{2q}{\pi a} e^{-\alpha} \sin \beta \frac{\lambda}{\lambda + c} \quad ; \quad (3)$$

$$\sigma_{3i} = \frac{2q}{\pi a} \left(1 + \frac{\operatorname{sh} \alpha}{\sqrt{\operatorname{sh}^2 \alpha + \sin^2 \beta}}\right) e^{-\alpha} \sin \beta. \quad (4)$$

Здесь λ и c - постоянные упругости по Ламе, равные

$$\lambda = \frac{\mu E}{(1+\mu)(1-2\mu)}; \quad c = \frac{E}{2(1+\mu)} \quad ;$$

a - полуширина площадки контакта при сжатии инструмента и детали:

$$a = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \sqrt{\frac{1-\mu_1^2}{E_1} + \frac{1-\mu_2^2}{E_2}} \psi \frac{r_1 \cdot r_2}{r_1 + r_2} \quad (5)$$

Здесь μ_1, μ_2 - коэффициенты Пуассона инструмента и детали;

E_1, E_2 - модули упругости;

r_1, r_2 - радиусы ролика и детали;

q - удельная (погонная) нагрузка.

В формуле (5) a выражают в виде

$$a = k \sqrt{q}$$

где k - числовой коэффициент.

Пользуясь формулами (2), (3), (4), можно определить значения σ_{1i} , σ_{2i} и σ_{3i} в произвольных точках поверхностного слоя как некоторую функцию от величины удельной нагрузки. Для этого определяем эллиптические координаты t_i , приняв $X = 0$; следовательно, $\frac{x}{a} = 0$ и $z = h_i(a)$, где h_i - произвольно задаваемая численная величина 0,2; 0,4; 0,6; 0,8 и т.д.

$$t_i = \frac{1}{2} \left[x^2 + z^2 a^2 + \sqrt{(x^2 + z^2 a^2)^2 + 4a^2 z^2} \right] \quad (6)$$

Значение α и $\operatorname{sh} \alpha$ в формулах (2), (3), (4) определяется как

$$\operatorname{sh} \alpha = \frac{\sqrt{t_i}}{a} \quad (7)$$

а значение $\operatorname{Sin} \beta = 1$, так как $\beta = 90^\circ$.

Вычислив $\sigma_{1i} = f(\varphi)$, $\sigma_{2i} = f(\varphi)$, $\sigma_{3i} = f(\varphi)$, можно по четвертой теории прочности определить приведенные напряжения:

$$\sigma_{\text{пр}i} = \sqrt{\sigma_1^2 + \sigma_2^2 + \sigma_3^2 - \sigma_1 \sigma_2 - \sigma_2 \sigma_3 - \sigma_1 \sigma_3} \quad (8)$$

Для обеспечения процессов упрочнения на необходимой глубине поверхностного слоя должно быть соблюдено условие:

$$\sigma_{\text{пр}i} \geq \sigma_T \quad (9)$$

где σ_T - предел текучести материала детали при растяжении.

Очевидно, что условие (9) обеспечивается выбором соответствующих значений φ , по величине которых можно установить необходимое усилие нажатия ролика на деталь:

$$P = \varphi \sigma \quad (10)$$

где σ - длина контактной линии.

Значения приведенных напряжений можно также вычислить по формулам, предложенным Ф.А.Опейко [2]:

$$\sigma_{\text{пр}} = \frac{\sigma_{3i} - \sigma_{1i}}{K\sqrt{1+K^2f^2}} - f \frac{(\sqrt{1+K^2f^2} - Kf)\sigma_{3i} + (\sqrt{1+K^2f^2} + Kf)\sigma_{1i}}{\sqrt{1+K^2f^2}} \quad (11)$$

Здесь K - коэффициент, учитывающий соотношение главных напряжений:

$$K = \frac{1}{\sqrt{1 - \frac{\sigma_2 - \sigma_1}{\sigma_3 - \sigma_1} + \left(\frac{\sigma_2 - \sigma_1}{\sigma_3 - \sigma_1} \right)^2}} \quad (12)$$

Максимальное значение K при $M = 0,5$ $K = 1,154$;

f - коэффициент внутреннего трения на площадке сдвига; он равен

$$f = 0,443 \left(\sqrt{\frac{HB}{\tau_0}} - 2,84 - 0,472 \right) \quad (13)$$

В формуле (13) τ_0 - разрушающее напряжение сдвига, определяемое при испытании образцов материала упрочняемой детали:

$$\tau_0 \approx \frac{\sigma_{12}}{2} \quad (14)$$

где σ_{12} - временное сопротивление прочности материала при растяжении.

2. Для случая первоначального контакта накатного инструмента и детали в точке полуширина площадки контакта определится по формуле /2/:

$$a = \sqrt[3]{\frac{3}{4} \frac{z_1 z_2}{r_1 + r_2} P \left(\frac{1 - \mu_1^2}{E_1} + \frac{1 - \mu_2^2}{E_2} \right)} \quad (15)$$

Здесь P - нажимное усилие.

Главные напряжения находятся из равенств:

$$\sigma_{11} = \frac{3Pz}{4\pi a^3} \left(3a z \operatorname{ctg} \frac{a}{\sqrt{t}} - \frac{a}{\sqrt{t}} \frac{3t + 2a^2}{t + a^2} \right); \quad (16)$$

$$\sigma_{21} = \frac{3Pz}{4\pi a^3} \left[3a z \operatorname{ctg} \frac{a}{\sqrt{t}} - \frac{a}{\sqrt{t}} \frac{3t^2 + 4at^2 + a^2 z^2 t + 4a^4 z^2}{(t + a^2)(t^2 + a^2 z^2)} \right] \quad (17)$$

$$\sigma_{31} = -\frac{3Pz}{2\pi a^2} \frac{a}{\sqrt{t}} \frac{a^2 z^2}{t^2 + a^2 z^2} \quad (18)$$

Эллиптические координаты вычисляются по формуле:

$$t = \frac{1}{2} [x^2 + y^2 + z^2 - a^2 + \sqrt{(x^2 + y^2 + z^2 - a^2)^2 + 4a^2 z^2}] \quad (19)$$

Зададимся значениями координат X , Y и Z . Так как максимальное значение напряжений будет иметь место по центру площадки контакта, по положим $X = 0$; $Y = 0$, а значения Z будем задавать:

$$Z = h_i(a)$$

Приведенные напряжения вычисляем по формулам(8) или (II), величина которых также должна удовлетворять условию (9).

В ы в о д ы

1. Предлагаемый метод позволяет устанавливать оптимальное усилие накатки в зависимости от необходимой толщины наклепанного слоя.
2. Усилия накатки определяются с учетом геометрии деталей, инструмента и механических свойств материала упрочняемых изделий.

Л и т е р а т у р а

1. Беляев Н.М. Труды по теории упругости и пластичности. Госиздат технико-теоретической литературы. М., 1957.
2. Опейко Ф.А. Расчет на контактную прочность. Вопросы сельскохозяйственной механики. Минск, 1965.

РЕФЕРАТЫ

УДК 621.77

ПЕРСПЕКТИВЫ РАЗВИТИЯ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ. СЕВЕРДЕНКО В.П. РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ СБОРНИК "МЕТАЛЛУРГИЯ", ВЫП. 5 "МАШИНЫ И ТЕХНОЛОГИЯ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ", МИНСК, 1974.

Приведены основные направления развития теории, технологии и оборудования для холодной и горячей обработки металлов давлением.

УДК 620.178.7

ПРИБЛИЖЕННОЕ РЕШЕНИЕ УРАВНЕНИЙ ПЛОСКОГО ВЫСОКОСКОРОСТНОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ С УЧЕТОМ УПРОЧНЕНИЯ. ВЕРЕЩИКИЙ Е.И., ЕВЗИКОВ А.Д. РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ СБОРНИК "МЕТАЛЛУРГИЯ", ВЫП. 5 "МАШИНЫ И ТЕХНОЛОГИЯ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ", МИНСК, 1974.

Приводится метод приближенного решения уравнений движения при плоском деформировании совместно с уравнением пластичности, учитывающим упрочнение.

УДК 621.771

ПРОКАТКА С УЛЬТРАЗВУКОМ И НАТЯЖЕНИЕМ КОНЦОВ ПОЛОСЫ. СЫЧЕВ Н.Г. РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ СБОРНИК "МЕТАЛЛУРГИЯ", ВЫП. 5 "МАШИНЫ И ТЕХНОЛОГИЯ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ", МИНСК, 1974.

Проведены результаты экспериментального исследования совместного влияния ультразвуковых колебаний, нормальных к контактной поверхности, и переднего, заднего, комбинированного натяжений на давление металла на валки. Прокатка с ультразвуком и натяжением характеризуется более высокой степенью снижения давления металла на валки по сравнению с ультразвуковой прокаткой без натяжения.

УДК 621.771

ИЗМЕНЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ РАДИАЛЬНЫХ УЛЬТРАЗВУКОВЫХ КОЛЕБАНИИ ОТ СКОРОСТИ ПРОКАТКИ. СЫЧЕВ Н.Г. РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ СБОРНИК "МЕТАЛЛУРГИЯ", ВЫП. 5 "МАШИНЫ И ТЕХНОЛОГИЯ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ", МИНСК, 1974.

В работе проводятся результаты исследования влияния скорости прокатки на степень изменения давления металла на валки при деформации стали 08КП, X18H10T и меди МЗ. Показано, что эта зависимость определяется, с одной стороны, изменением амплитуды радиальных впадин по контактной поверхности и, с другой, периодическим изменением величины и направления скорости скольжения металла по поверхности валков, кривизны рабочей поверхности валков, пульсации микрорельефа контактируемых поверхностей, изменением эффективности смазки, поглощением акустической энергии деформируемым металлом радиационным давлением на границе раздела прокатываемое изделие - поверхность валков.

УДК 539.4.014.13

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ТЕМПЕРАТУРЫ ОТЖИГА НА ВЕЛИЧИНУ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ В ХОЛОДНОДЕФОРМИРОВАННОМ МЕТАЛЛЕ. ОВЧИННИКОВ П.С. РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ СБОРНИК "МЕТАЛЛУРГИЯ", ВЫП. 5 "МАШИНЫ И ТЕХНОЛОГИЯ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ", МИНСК, 1974.

Исследовано влияние температуры отжига на величину остаточных напряжений I-го и II-го рода, а также областей когерентного рассеивания в холоднодеформированной стали X18H9T. Установлена температура отжига, при которой снимаются указанные напряжения.

Илл. 1, Библ. 3.

УДК 539.4.014.13

ИЗМЕНЕНИЕ ТОНКОЙ СТРУКТУРЫ МЕТАЛЛА В ЗАВИСИМОСТИ ОТ ПАРАМЕТРОВ ПРОЦЕССА ГЛУБОКОЙ ВЫТЯЖКИ. ОВЧИННИКОВ П.С. РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ СБОРНИК "МЕТАЛЛУРГИЯ", ВЫП. 5 "МАШИНЫ И ТЕХНОЛОГИЯ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ", МИНСК, 1974.

Исследовано влияние коэффициента контактного трения и радиуса закругления матрицы при вытяжке на величину остаточных напряжений II-го рода в стали ЮК18ВГ. Установлено, что уменьшение коэффициента трения и увеличение радиуса закругления матрицы приводит к снижению указанных напряжений.

Илл. 2, Библ. 2.

УДК 621.733.4

РАСЧЕТ НА ЖЕСТКОСТЬ ОПОРНЫХ И НАПРАВЛЯЮЩИХ ЭЛЕМЕНТОВ ШТАМПОВ. ПАЩЕНКО В.С., ДАНИЛУК Л.М. РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ СБОРНИК "МЕТАЛЛУРГИЯ", ВЫП. 5 "МАШИНЫ И ТЕХНОЛОГИЯ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ", МИНСК, 1974.

Приведены формулы, позволяющие определить размеры опорных и направляющих элементов штампов для вырубки-пробивки в зависимости от величины усилия вырубки-пробивки, зазора между режущими частями штампа, ширины опорной плиты и расположения направляющих колонок относительно вырубаемого (пробиваемого) контура.

Илл. 2, Библ. 1.

УДК 621.771

МЕТОД ИЗМЕРЕНИЯ КОЭФФИЦИЕНТА ТРЕНИЯ ПРИ ПРОКАТКЕ. СЫЧЕВ В.Г. РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ СБОРНИК "МЕТАЛЛУРГИЯ", ВЫП. 5 "МАШИНЫ И ТЕХНОЛОГИЯ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ", МИНСК, 1974.

Предлагается новый метод измерения коэффициента контактного трения при прокатке толстых полос, в основе которого заложен принцип измерения сил трения на контактной поверхности в очаге деформации с однооспным скольжением при прокатке без вытяжки. Приведен кинематический анализ очага деформации и формула, определяющая величину отставания скорости перемещения переднего конца полосы от окружной скорости валков в зависимости от угла захвата.

Илл. 1, Библ. 2.

УДК 539.4

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ РЕЖИМОВ ДЕФОРМИРОВАНИЯ ПРИ ВЫДАВЛИВАНИИ НА ТОЧНОСТЬ И МЕХАНИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ИЗДЕЛИЙ. ДОБРОВОЛЬСКИЙ И.Г., КОРОТКЕВИЧ В.П. РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ СБОРНИК "МЕТАЛЛУРГИЯ", ВЫП. 5 "МАШИНЫ И ТЕХНОЛОГИЯ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ", МИНСК, 1974.

Дан анализ экспериментов по изучению влияния режимов нагружения на чистоту поверхности, точность, микроструктуру и распределение микротвердости у изделий, полученных выдавливанием в условиях обычного и вибрационного приложения нагрузки.

Илл. 1, Табл. 2, Библ. 2.

УДК 621.98:658.5.011.56

К ВОПРОСУ ОПТИМАЛЬНОГО ПЛАНИРОВАНИЯ ПРОЦЕССОВ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ ПОДГОТОВКИ ПРОИЗВОДСТВА. ДОБРОВОЛЬСКИЙ И.Г., ДОБРОВОЛЬСКАЯ М.К. РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ СБОРНИК "МЕТАЛЛУРГИЯ", ВЫП. 5 "МАШИНЫ И ТЕХНОЛОГИЯ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ", МИНСК, 1974.

Анализируются вопросы совершенствования технологической подготовки производства на базе составления сетевых графиков и выполнения необходимых расчетов с помощью ЭВМ.

Библ. 2.

УДК 621.73.011

ИССЛЕДОВАНИЕ МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ВТУЛОК АМОРТИЗАТОРОВ АВТОМОБИЛЯ ВАЗ, ИЗГОТОВЛЕННЫХ ХОЛОДНОЙ ШТАМПОВКОЙ ИЗ ЛИСТОВОЙ СТАЛИ ОВКП. БУЛАХ В.Н., КОТОМИН Ю.В. РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ СБОРНИК "МЕТАЛЛУРГИЯ", ВЫП. 5 "МАШИНЫ И ТЕХНОЛОГИЯ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ", МИНСК, 1974.

Исследованы механические свойства втулок амортизаторов автомобиля ВАЗ, изготовленных методом глубокой вытяжки и формовки из листовой стали ОВКП.

Илл. 1, Табл. 1.

УДК 621.983

ИССЛЕДОВАНИЕ МЕТОДОВ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ВТУЛОК АМОРТИЗАТОРОВ АВТОМОБИЛЯ ВАЗ. КОТОМИН Ю.В., БУЛАХ В.Н. РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ СБОРНИК "МЕТАЛЛУРГИЯ", ВЫП. 5 "МАШИНЫ И ТЕХНОЛОГИЯ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ", МИНСК, 1974.

Исследованы методы изготовления втулок амортизаторов автомобиля ВАЗ способом холодной штамповки, приведены экспериментальные данные по точности полученных втулок.

Илл. 3.

УДК 621.961:621.9.048

ТЕМПЕРАТУРНО-СКОРОСТНЫЕ УСЛОВИЯ ДЕФОРМАЦИИ ПРИ ВЫРУБКЕ-ПРОБИВКЕ С УЛЬТРАЗВУКОМ. ПАЩЕНКО В.С., БАРАНОВ И.С. РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ СБОРНИК "МЕТАЛЛУРГИЯ", ВЫП. 5 "МАШИНЫ И ТЕХНОЛОГИЯ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ", МИНСК, 1974.

Рассмотрены режимы деформации при вибрационной вырубке-пробивке и определены границы эффективного применения ультразвука для выполнения разделительных операций с точки зрения скорости деформирования и температур.

УДК 621.762.01

АРМИРОВАНИЕ МЕТАЛЛООБРАБАТЫВАЮЩЕГО И МЕРИТЕЛЬНОГО ИНСТРУМЕНТА ТВЕРДОСПЛАВНЫМ ПРОКАТОМ. БУЛЕГА С.С., БУРАКОВ И.С., ВАСИЛЕНКО В.С., ВЛОБИН Г.П., КОЖЕВНИКОВ А.М., КОВАЛЕВИЧ Ю.А., РАБИНСОН И.В., САПРОНОВ В.И. РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ СБОРНИК "МЕТАЛЛУРГИЯ", ВЫП. 5 "МАШИНЫ И ТЕХНОЛОГИЯ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ", МИНСК, 1974.

Рассмотрены вопросы получения лент из твердого сплава прокаткой, спекания и армирования ей вырубных штампов, мерительных скоб, а также изготовления дисковых фрез и ножей для бесцентровшлифовальных станков.

УДК 621.762.01

МОЩНОСТЬ И КРУТЯЩИЙ МОМЕНТ ПРИВОДА ПРИ ПРОКАТКЕ ПОРОШКОВ. ЛОЖЕЧНИКОВ В.Б., КЛИМЕНКОВ С.С. РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ СБОРНИК "МЕТАЛЛУРГИЯ", ВЫП. 5 "МАШИНЫ И ТЕХНОЛОГИЯ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ", МИНСК, 1974.

В работе на основании линейной аппроксимации эпюр нормальных контактных напряжений и коэффициента трения получены выражения для определения мощности и момента прокатки.

Илл. 1, Библ. 7.

УДК 621.762.04:621.771.011

НЕКОТОРЫЕ СВОЙСТВА ПОРОШКОВ, ОПРЕДЕЛЯЮЩИЕ ИХ ПРОКАТЫВАЕМОСТЬ. ЛОЖЕЧНИКОВ Е.Б., КЛИМЕНКОВ С.С., КОЖЕВНИКОВ А.М. РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ СБОРНИК "МЕТАЛЛУРГИЯ", ВЫП. 5 "МАШИНЫ И ТЕХНОЛОГИЯ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ", МИНСК, 1974.

Описаны приспособления для определения коэффициента внешнего трения и сопротивления сдвигу порошков. Исследованы некоторые свойства порошков, подвергнутых различным видам обработки и влияние этих свойств на процесс прокатки порошков.

Илл. 3. Библ. 3. Табл. 1.

УДК 621.771

ЭФФЕКТИВНОСТЬ СМАЗОК ПРИ ВЫТЯЖКЕ С НАЛОЖЕНИЕМ КРУТИЛЬНЫХ УЛЬТРАЗВУКОВЫХ КОЛЕБАНИЙ. СКАЧКО Ю.В. РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ СБОРНИК "МЕТАЛЛУРГИЯ", ВЫП. 5 "МАШИНЫ И ТЕХНОЛОГИЯ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ", МИНСК, 1974.

В работе приводятся результаты по определению влияния ультразвуковых крутильных колебаний на эффективность II видов смазок. Показано, что при вытяжке с ультразвуком наиболее целесообразно применять в качестве смазки фторопластовую пленку.

УДК 621.771

ВЛИЯНИЕ УЛЬТРАЗВУКОВЫХ КРУТИЛЬНЫХ КОЛЕБАНИЙ НА ТЕМПЕРАТУРНЫЙ РЕЖИМ ДЕФОРМАЦИИ ПРИ ЛИСТОВОЙ ВЫТЯЖКЕ. СКАЧКО Ю.В. РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ СБОРНИК "МЕТАЛЛУРГИЯ", ВЫП. 5 "МАШИНЫ И ТЕХНОЛОГИЯ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ", МИНСК, 1974.

В статье приводятся результаты по определению температурных условий, в которых происходит вытяжка с наложением крутильных ультразвуковых колебаний. Показано, что хотя тепловой эффект и играет определенную роль в повышении эффективности ультразвука, однако он не оказывает решающего влияния на повышение предельной степени деформации при вытяжке.

УДК 621.771.01:621.9.048

ВЛИЯНИЕ ПРОДОЛЬНЫХ УЛЬТРАЗВУКОВЫХ КОЛЕБАНИЙ НА СИЛОВЫЕ ПАРАМЕТРЫ ПРОЦЕССА ПРОКАТКИ ТРУБ. ЛОГАЧЕВ М.В. РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ СБОРНИК "МЕТАЛЛУРГИЯ", ВЫП. 5 "МАШИНЫ И ТЕХНОЛОГИЯ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ", МИНСК, 1974.

В работе представлены результаты экспериментальных исследований, полученные при прокатке медных трубок $\varnothing 10 \times 1$ мм на оправке с наложением продольных ультразвуковых колебаний. Установлено, что с увеличением степени деформации и скорости прокатки труб эффективность воздействия ультразвуковых колебаний на силовые параметры процесса снижается.

Илл. 1. Библ. 3.

УДК 621.01:621.9.048

ВЛИЯНИЕ УЛЬТРАЗВУКА НА ПРОЦЕСС ПРОКАТКИ ПОЛОС В ОВАЛЬНОМ КАЛИБРЕ. ЛОГАЧЕВ М.В. РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ СБОРНИК "МЕТАЛЛУРГИЯ", ВЫП. 5 "МАШИНЫ И ТЕХНОЛОГИЯ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ", МИНСК, 1974.

Приведены исследования по влиянию продольных ультразвуковых колебаний на процесс прокатки полос квадратной формы из свинца в овальном калибре. Показано значительное увеличение вытяжки, повышение степени деформации и снижение усилия деформирования при прокатке металла в калибрах с ультразвуком по сравнению с обычной прокаткой.

Илл. 1. Библ. 2.

УДК 621.73.043.014

ВЛИЯНИЕ НАЧАЛЬНОЙ СКОРОСТИ ДЕФОРМИРОВАНИЯ И МАССЫ ПУАНСОНА-БОЙКА НА УДЕЛЬНУЮ ЭНЕРГИЮ ПРЕССОВАНИЯ. БАРАНОВСКИЙ М.А., ШАБЕКА ЛС. РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ СБОРНИК "МЕТАЛЛУРГИЯ", ВЫП. 5 "МАШИНЫ И ТЕХНОЛОГИЯ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ", МИНСК, 1974.

Показано, что при прессовании АК6 без предварительного нагрева с увеличением начальной скорости пуансона-бойка и его массы удельная энергия уменьшается.

Илл. 1. Библ. 5.

УДК 621.73.043.014

ВЛИЯНИЕ КОНТАКТНЫХ УСЛОВИЙ НА СОПРОТИВЛЕНИЕ ДЕФОРМИРОВАНИЮ ПРИ ВЫСОКОСКОРОСТНОЙ ОСАДКЕ. БАРАНОВСКИЙ М.А., НОВИКОВ В.И., САРВЕЛО С.Б. РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ СБОРНИК "МЕТАЛЛУРГИЯ", ВЫП. 5 "МАШИНЫ И ТЕХНОЛОГИЯ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ", МИНСК, 1974.

Изложены результаты исследования влияния контактных условий на сопротивление деформированию при высокоскоростной осадке ($V = 50 + 200$ м/сек). Показано, что сопротивление деформированию повышается с увеличением скорости деформирования и понижением класса чистоты поверхности бойков. Применение смазки значительно снижает его.

УДК 621.73.043.014

ИССЛЕДОВАНИЕ КИНЕМАТИЧЕСКИХ И СИЛОВЫХ ПАРАМЕТРОВ ВЫСОКОСКОРОСТНОГО ПРЕССОВАНИЯ. ШАБЕКА Л.С., ШАБЕКО Н.С., КАЧАНОВ И.В., БАРАНОВСКИЙ С.М. РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ СБОРНИК "МЕТАЛЛУРГИЯ", ВЫП. 5 "МАШИНЫ И ТЕХНОЛОГИЯ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ", МИНСК, 1974.

Приводятся данные по измерению пути, скорости, ускорения пуансона во времени, а также усилия прессования на пути деформирования, полученные с помощью СФР-2М. Исследование проводилось на образцах из САП-3 с начальной скоростью пуансона - бойка 52 и 100 м/сек.

Илл. 3. Библ. 1.

УДК 744.8

СТЕНД ДЛЯ ХРАНЕНИЯ ПЛАКАТОВ. МЕХЕД И.Н. РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ СБОРНИК "МЕТАЛЛУРГИЯ", ВЫП. 5 "МАШИНЫ И ТЕХНОЛОГИЯ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ", МИНСК, 1974.

Дано описание стенда для хранения двойных плакатов, который при большой емкости занимает мало площади и позволяет быстро находить нужный плакат.

Илл. 1.

УДК 621.97.001.41

ГИДРОНАГРУЗАТЕЛЬ УСИЛИЕМ 20 ТС. МЕХЕД И.Н. РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ СБОРНИК "МЕТАЛЛУРГИЯ", ВЫП. 5 "МАШИНЫ И ТЕХНОЛОГИЯ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ", МИНСК, 1974.

Дано описание простого гидронагружателя усилием 20 тс, давление жидкости в котором создается вращением винта-двунера.

Илл. I. Библ. I.

УДК 539.374

ПЛАСТИЧЕСКОЕ ФОРМОИЗМЕНЕНИЕ В ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ОБРАЗЦАХ ПРИ ИХ УДАРНОЙ ОСАДКЕ О ЖЕСТКУЮ ПЛИТУ. ЧАЙКА В.А. РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ СБОРНИК "МЕТАЛЛУРГИЯ", ВЫП. 5 "МАШИНЫ И ТЕХНОЛОГИЯ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ", МИНСК, 1974.

Приводится анализ формоизменения цилиндрических образцов при ударе о жесткую плиту с учетом равномерной деформации и производится сравнение полученных данных с реальным формоизменением медного образца при ударной осадке.

УДК 621.771.014

КИНЕМАТИЧЕСКИЕ ОСОБЕННОСТИ ПРОКАТКИ НА ЭКСЦЕНТРИКОВЫХ СТАНАХ. СТЕПАНЕНКО А.В., КОРОЛЬ В.А. РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ СБОРНИК "МЕТАЛЛУРГИЯ", ВЫП. 5 "МАШИНЫ И ТЕХНОЛОГИЯ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ", МИНСК, 1974.г.

Рассмотрены особенности деформации полосы на эксцентрикском стане, определены скорости подачи полосы в очаг деформации в зависимости от обжатия, радиуса валков и эксцентриситета, предложены способы стабилизации процесса прокатки.

Илл. I.

УДК 621.762.224

КОМПЛЕКСНОЕ РАССМОТРЕНИЕ ФАКТОРОВ, ВЛИЯЮЩИХ НА СТАБИЛЬНОСТЬ ФРАКЦИЙ ПРИ ГРАНУЛИРОВАНИИ. ИСАЕВИЧ Л.И. РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ СБОРНИК "МЕТАЛЛУРГИЯ", ВЫП. 5 "МАШИНЫ И ТЕХНОЛОГИЯ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ", МИНСК, 1974.

Приводятся исследования по совместному влиянию скорости центрифугирования и сечений отверстий в стакане-распылителе на

стабильность выхода фракций при гранулировании. Показано, что для повышения процентного содержания требуемой фракции необходимы определенные сочетания скорости центрифугирования и сечения отверстий.

Илл. 1. Библ. 1.

УДК 621.762.224.

ИССЛЕДОВАНИЕ ФОРМООБРАЗОВАНИЯ ГРАНУЛ. ИСАЕВИЧ Л.А. РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ СБОРНИК "МЕТАЛЛУРГИЯ", ВЫП. 5 "МАШИНЫ И ТЕХНОЛОГИЯ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ", МИНСК, 1974.

Изложены результаты по исследованию влияния температуры расплава и скорости движения охлаждающей жидкости на формообразование гранул при гранулировании алюминия А7 и сплавов АК6, Д16, АЛ4 на центрифуге с диаметром приемного бака 420 мм.

Табл. 1. Библ. 2.

УДК 621.771.011

АНАЛИЗ ПРОКАТКИ С НАТЯЖЕНИЕМ. СТЕПАНЕНКО А.В., ДЕНИСОВ Д.Д., ФАН ВАН ХА. РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ СБОРНИК "МЕТАЛЛУРГИЯ", ВЫП. 5 "МАШИНЫ И ТЕХНОЛОГИЯ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ", МИНСК, 1974.

Рассмотрены условия прокатки без опережения и получены выражения для определения удельных натяжений. Показано, что при охвате передним концом одного из валков процесс прокатки без опережения стабилизируется.

Илл. 2. Библ. 2.

УДК 621.771

ВЛИЯНИЕ ТОЛЩИНЫ ЗАГОТОВКИ НА ПРОЦЕСС ВЫТЯЖКИ С УЛЬТРАЗВУКОВЫМИ КОЛЕБАНИЯМИ. ВАСИЛЕВИЧ В.И. РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ СБОРНИК "МЕТАЛЛУРГИЯ", ВЫП. 5 "МАШИНЫ И ТЕХНОЛОГИЯ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ", МИНСК, 1974.

Исследовано влияние толщины заготовки на усилие и предельный коэффициент при вытяжке с наложением радиальных ультразвуковых колебаний на матрицу. Показана зависимость коэффициента эффективности ультразвуковых колебаний от толщины заготовки.

Табл. 2. Библ. 1.

УДК 621.771

ХАРАКТЕР УМЕНЬШЕНИЯ АМПЛИТУДЫ РАДИАЛЬНЫХ УЛЬТРАЗВУКОВЫХ КОЛЕБАНИЙ ПРИ ВЫТЯЖКЕ. ВАСИЛЕВИЧ В.И. РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ СБОРНИК "МЕТАЛЛУРГИЯ", ВЫП. 5 "МАШИНЫ И ТЕХНОЛОГИЯ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ", МИНСК, 1974.

Изложены результаты исследований характера затухания амплитуды радиальных колебаний при глубокой вытяжке. Показана зависимость коэффициента падения амплитуды колебаний от усилия вытяжки и радиуса кромки матрицы.

Табл. 2. Библ. 2.

УДК 621.771.3-868.1

ВЛИЯНИЕ УЛЬТРАЗВУКОВЫХ КОЛЕБАНИЙ НА ХАРАКТЕР РАСПРЕДЕЛЕНИЯ ДЕФОРМАЦИЙ ПРИ ВОЛОЧЕНИИ. КЛУБОВИЧ В.В., КОНЫШЕВ Л.К., МАСАКОВСКАЯ А.С. РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ СБОРНИК "МЕТАЛЛУРГИЯ", ВЫП. 5 "МАШИНЫ И ТЕХНОЛОГИЯ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ", МИНСК, 1974.

Рассмотрено влияние продольных ультразвуковых колебаний на величину деформаций вдоль главных осей и деформацию сдвига при волочении прутков из свинца.

Табл. 1. Библ. 2.

УДК 621.735.32:534-8

ОСАЖИВАНИЕ УЛЬТРАЗВУКОВЫМИ КОЛЕБАНИЯМИ МЕТАЛЛОВ И СПЛАВОВ С ПРЕДВАРИТЕЛЬНЫМ СТАТИЧЕСКИМ НАГРУЖЕНИЕМ. КЛУБОВИЧ В.В., ЯРОШЕВСКИЙ А.А., ИВАНЕНКО И.В. РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ СБОРНИК "МЕТАЛЛУРГИЯ", ВЫП. 5 "МАШИНЫ И ТЕХНОЛОГИЯ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ", МИНСК, 1974.

Исследовано влияние величин статической нагрузки на эффективность действия ультразвуковых колебаний при осаживании образцов из металлокерамики, алюминиевого сплава АЛ10В и армко-железа.

Илл. 2.

УДК 621.79:621.891

НЕКОТОРЫЕ ЗАМЕЧАНИЯ ОТНОСИТЕЛЬНО МЕТОДОВ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОГО ИССЛЕДОВАНИЯ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ. КАЛИНОВСКАЯ Т.В. РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ СБОРНИК "МЕТАЛЛУРГИЯ", ВЫП. 5 "МАШИНЫ И ТЕХНОЛОГИЯ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ", МИНСК, 1974.

Приведена сравнительная оценка и некоторые замечания относительно применения метода муаровых полос, обычной координатной сетки и сетки, выполненной в виде поля линий скольжения, для изучения напряженно-деформированного состояния тела.

Илл. 1. Библ. 1.

УДК 621.79:621.891

ТАРИРОВКА МЕСДОЗ С УЧЕТОМ ИХ ОТНОСИТЕЛЬНОЙ ЖЕСТКОСТИ. КАЛИНОВСКАЯ Т.В., ДМИТРОВИЧ Д.И., ПЕРОВ Г.П. РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ СБОРНИК "МЕТАЛЛУРГИЯ", ВЫП. 5 "МАШИНЫ И ТЕХНОЛОГИЯ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ", МИНСК, 1974.

Приведены расчеты о перестройке тарировочной прямой, полученной непосредственным нагружением точечной месдозы, с учетом затекания металла в отверстие штифта.

Илл. 1. Библ. 1.

УДК 621.77.07

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ВЕЛИЧИНЫ СЛУЧАЙНОЙ ПОГРЕШНОСТИ ПРИ ИЗГОТОВЛЕНИИ ДЕТАЛЕЙ ПОПЕРЕЧНОЙ ПРОКАТКОЙ КЛИНОВЫМ ИНСТРУМЕНТОМ. МАКУШОК Э.М., КЛУШИН В.А. РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ СБОРНИК "МЕТАЛЛУРГИЯ", ВЫП. 5 "МАШИНЫ И ТЕХНОЛОГИЯ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ", МИНСК, 1974.

Описана методика и результаты определения величины случайной погрешности при изготовлении деталей поперечно-клиновой прокаткой, вскрыты основные причины, обуславливающие случайные погрешности. Установлено, что рассеивание значений размеров прокатываемых деталей для периода работы, в течение которого влиянием суммарной переменной систематической погрешности можно пренебречь, является рассеиванием случайной величины, подчиняющимся закону нормального распределения.

Илл. 2. Табл. 1. Библ. 3.

УДК 621.774.372:621.9.048.6

ВОЛОЧЕНИЕ ТРУБ С РАДИАЛЬНЫМИ КОЛЕБАНИЯМИ ИНСТРУМЕНТА. ВИНЕРСКИЙ С.Н. РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ СБОРНИК "МЕТАЛЛУРГИЯ", ВЫП. 5 "МАШИНЫ И ТЕХНОЛОГИЯ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ", МИНСК, 1974.

Приведены результаты исследований по безоправочному волочению труб размером $10 \times 1,5$ мм из латуни Л62ТМ при обжатиях 19,36 и 51% и скоростях волочения от 0,08 до 0,6 м/сек в обычных условиях и с применением радиальных ультразвуковых колебаний.

Илл. 1. Библ. 6.

УДК 621.774.372:621.9.048.6

ВОЛОЧЕНИЕ ТРУБ НА ПОДВИЖНОЙ КОЛЕБЛЮЩЕЙСЯ ОПРАВКЕ. ВИНЕРСКИЙ С.Н. РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ СБОРНИК "МЕТАЛЛУРГИЯ", ВЫП. 5 "МАШИНЫ И ТЕХНОЛОГИЯ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ", МИНСК, 1974.

Приведены результаты исследований по волочению труб из стали Х18Н10Т на подвижной колеблющейся оправке при скорости волочения 0,08 м/сек. Показано, что с увеличением толщины стенки и вытяжки по стенке трубы эффективность действия ультразвука уменьшается.

Илл. 1. Библ. 4.

УДК 621.73.043

ПРИМЕНЕНИЕ КОРРЕЛЯЦИОННОГО И РЕГРЕССИОННОГО АНАЛИЗОВ ПРИ ИССЛЕДОВАНИИ ТОЧНОСТИ ПРОЦЕССА ОБЪЕЛНОЙ ШТАМПОВКИ. СТРИКЕЛЬ Н.И. РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ СБОРНИК "МЕТАЛЛУРГИЯ", ВЫП. 5 "МАШИНЫ И ТЕХНОЛОГИЯ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ", МИНСК, 1974.

Дан пример применения корреляционного и регрессионного анализов при исследовании точности радиальной штамповки звездочек. Установлено влияние колебаний веса заготовки на колебание размеров штампованных звездочек.

РАСЧЕТ НАЖИМНЫХ УСИЛИЙ И НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ ПРИ ПОВЕРХНОСТНОМ ПЛАСТИЧЕСКОМ ДЕФОРМИРОВАНИИ ДЕТАЛЕЙ. СИМОНЯН Л.М., ПИГУЛЬ В.Е. РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ СБОРНИК "МЕТАЛЛУРГИЯ", ВЫП. 5 "МАШИНЫ И ТЕХНОЛОГИЯ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ", МИНСК, 1974.

В статье дается аналитическое обоснование выбора оптимальной величины нажимного усилия, обеспечивающего необходимую толщину упрочняемого слоя при поверхностном пластическом деформировании накаткой.

Библ. 2.

СО Д Е Р Ж А Н И Е

Василий Петрович СЕВЕРДЕНКО (к 70-летию со дня рождения и 40-летию научно-педагогической деятельности	4
В.П. СЕВЕРДЕНКО. Перспективы развития обработки металлов давлением	7
Е.И. ВЕРБИЦКИЙ, А.Д. ЕВЗИКОВ. Приближенное решение уравнений плоского высокоскоростного деформирования с учетом упрочнения	9
Н.Г. СЫЧЕВ. Прокатка с ультразвуком и натяжением концов полосы	12
Н.Г. СЫЧЕВ. Изменение эффективности радиальных ультразвуковых колебаний от скорости прокатки	15
П.С. ОВЧИНИКОВ. Исследование влияния температуры отжига на величину остаточных напряжений в холоднодеформированном металле	18
П.С. ОВЧИНИКОВ. Изменение тонкой структуры металла в зависимости от параметров процесса глубокой вытяжки	21
В.С. ПАШЕНКО, А.М. ДАНИЛЮК. Расчет на жесткость опорных и направляющих элементов штампов	26
Е.Г. СЫЧЕВ. Метод измерения коэффициента трения при прокатке	33
И.Я. ДОБРОВОЛЬСКИЙ, В.П. КОРОТКЕВИЧ. Исследование влияния режимов деформирования при выдавливании на точность и механические характеристики изделий	35
И.Г. ДОБРОВОЛЬСКИЙ, М.К. ДОБРОВОЛЬСКАЯ. К вопросу оптимального планирования процессов технологической подготовки производства	39
В.Н. СУЛАХ, Ю.В. КАТОМИН. Исследование механических свойств втулок амортизаторов автомобиля ВАЗ, изготовленных холодной штамповкой из листовой стали СВКП	41

Ю.В.КАТОМИН, В.Н.БУЛАХ. Исследование методов изготовления втулок амортизаторов автомобиля ВАЗ	43
В.С.ПАЩЕНКО, И.С.БАРАНОВ. Температурно-скоростные условия деформации при вырубке-пробивке с ультразвуком	47
С.С.БУЛЕГА, И.С.БУРАКОВ, В.С.ВАСИЛЕНКО, Г.П.ЗЛОБИН, А.М.КОЖЕВНИКОВ, Ю.А.КОВАЛЕВИЧ, И.В.РАБИНСОН, Е.И.САПРОНОВ. Армирование металлообрабатывающего и мерительного инструмента твердосплавным прокатом	50
Е.Б.ЛОЖЕЧНИКОВ, С.С.КЛИМЕНКОВ. Мощность и крутящий момент привода при прокатке порошков	52
Е.Б.ЛОЖЕЧНИКОВ, С.С.КЛИМЕНКОВ, А.М.КОЖЕВНИКОВ. Некоторые свойства порошков, определяющие их прокатываемость	56
Ю.В.СКАЧКО. Эффективность смазок при вытяжке с наложением крутильных ультразвуковых колебаний	62
Ю.В.СКАЧКО. Влияние ультразвуковых крутильных колебаний на температурный режим деформации при листовой вытяжке	65
М.В.ЛОГАЧЕВ. Влияние продольных ультразвуковых колебаний на силовые параметры процесса прокатки труб	67
М.В.ЛОГАЧЕВ. Влияние ультразвука на процесс прокатки полос в овальном калибре	70
М.А.БАРАНОВСКИЙ, Л.С.ШАБЕКА. Влияние начальной скорости деформирования и массы пуансона-бойка на удельную энергию прессования	72
М.А.БАРАНОВСКИЙ, В.И.НОВИКОВ, С.Б.САРЕЛО. Влияние контактных условий на сопротивление деформированию при высокоскоростной осадке	75
Л.С.ШАБЕКА, Н.С.ШАБЕКО, И.В.КАЧАНОВ, С.М.БАРАНОВСКИЙ. Исследование кинематических и силовых параметров высокоскоростного прессования	77

И.Н.МЕХЕД. Стенд для хранения плакатов	79
И.Н.МЕХЕД. Гидронагрузатель усилием 20 тс	81
В.А.ЧАЙКА. Пластические формоизменения в цилиндрических образцах при их ударной осадке о жесткую плиту	83
А.В.СТЕПАНЕНКО, В.А.КОРОЛЬ. Кинематические особенности прокатки на эксцентриковых станах	87
Л.А.ИСАЕВИЧ. Комплексное рассмотрение факторов, влияющих на стабильность фракций при гранулировании	89
Л.И.ИСАЕВИЧ. Исследование формообразования гранул	92
А.В.СТЕПАНЕНКО, Д.Д.ДЕНИСОВ, ФАН ВАН ХА. Анализ прокатки с натяжением	95
В.И.ВАСИЛЕВИЧ. Влияние толщины заготовки на процесс вытяжки с ультразвуковыми колебаниями	99
В.И.ВАСИЛЕВИЧ. Характер уменьшения амплитуды радиальных ультразвуковых колебаний при вытяжке	101
В.В.КЛУБОВИЧ, Л.К.КОНЫШЕВ, А.С.МАСАКОВСКАЯ. Влияние ультразвуковых колебаний на характер распределения деформаций при волочении	104
В.В.КЛУБОВИЧ, А.А.ЯРОШЕВСКИЙ, И.В.ИВАНЕНКО. Осаживание ультразвуковыми колебаниями металлов и сплавов с предварительным статическим нагружением	107
Т.В.КАЛИНОВСКАЯ. Некоторые замечания относительно методов экспериментального исследования напряженно-деформированного состояния	111
Т.В.КАЛИНОВСКАЯ, Д.И.ДМИТРОВИЧ, Г.П.ПЕРОВ. Тарировка месдоз с учетом их относительной жесткости	116
Е.М.МАКУШОК, В.А.КЛУШИН. Определение величины случайной погрешности при изготовлении деталей поперечной прокаткой клиновым инструментом	119
С.Н.ВИНЕРСКИЙ. Волочение труб с радиальными колебаниями инструмента	124

С.Н.ВИНЕРСКИЙ. Волочение труб на подвижной колеблющейся оправке	127
Н.И.СТРИКЕЛЬ. Применение корреляционного и регрессионного анализов при исследовании точности процесса объемной штамповки	129
В.Е.ШИТУЛЬ, Л.М.СИМОНЯН. Расчет нажимных усилий и напряженного состояния при поверхностном пластическом деформировании деталей	131
Р е ф е р а т ы	136

Редактор Ф.Н.Каштанов. Корректор Н.Я.Решетникова.

АТ 13510 . Подписано в печать 1/Е-74г . Формат 60x84¹/16.

Объем 9 печ.л.; 10,35 уч.-изд.л. Зак.109. Тир.500. Цена 58 коп.

Спечатаано на ротапринте БИ. Минск, Ленинский пр., 55.