

ВЕСТНИК
НАЦИОНАЛЬНОГО ТЕХНИЧЕСКОГО
УНИВЕРСИТЕТА "ХПИ"

ISSN 2079-5459

Сборник научных трудов

46 '2011

**Тематический выпуск "Новые решения в
современных технологиях"**

Издание основано Национальным техническим университетом «ХПИ» в 2001 году

Госиздание

Свидетельство Госкомитета по информационной политике

Украины КВ №5256 от 02.07.2001 г

КООРДИНАЦИОННЫЙ СОВЕТ

Председатель

Л.Л.Товажнянский, д-р техн.наук, проф.

Секретарь

К.А. Горбунов, канд. техн.наук, доц.

Координационный совет

А.П. Марченко, д-р техн. наук, проф.

Е.И. Сокол, д-р техн. наук, проф.

Е.Е. Александров, д-р техн. наук, проф.

Л.М. Бесов, д-р техн. наук, проф.

Б.Т. Бойко, д-р техн. наук, проф.

Ф. Ф. Гладкий, д-р техн. наук, проф.

М.Д. Годлевский, д-р техн. наук, проф.

А.И. Грабченко, д-р техн. наук, проф.

В. Г. Данько, д-р техн. наук, проф.

В.Д. Дмитриенко, д-р техн. наук, проф.

И.Ф. Домнин, д-р техн. наук, проф.

Ю.И. Зайцев, канд. техн. наук, проф.

В.В. Епифанов, канд. техн. наук, проф.

О.П. Качанов, д-р техн. наук, проф.

В.Б. Клепиков, д-р техн. наук, проф.

С. И. Кондрашов, д-р техн. наук, проф.

В.М. Кошельник, д-р техн. наук, проф.

В.И. Кравченко, д-р техн. наук, проф.

Г.В. Лисачук, д-р техн. наук, проф.

В.С. Лупиков, д-р техн. наук, проф.

О.К. Морачковский, д-р техн. наук, проф.

В.И. Николаенко, канд. ист. наук, проф.

П.Г. Перерва, д-р экон. наук, проф.

В.А. Пуляев, д-р техн. наук, проф.

М.И. Рыщенко, д-р техн. наук, проф.

В.Б. Самородов, д-р техн. наук, проф.

Г.М. Сучков, д-р техн. наук, проф.

Ю.В. Тимофеев, д-р техн. наук, проф.

Н.А. Ткачук, д-р техн. наук, проф.

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ

Ответственный редактор

Е.И. Сокол, д-р техн. наук, проф.

Ответственный секретарь

А.В. Ивахненко, ст.преп.

Г.И. Львов, д-р техн.наук, проф.

А.С. Куценко, д-р техн. наук, проф.

И.В. Кононенко, д-р техн. наук, проф.

Л.Г. Раскин, д-р техн. наук, проф.

В.Я. Заруба, д-р техн. наук, проф.

В.Я. Терзиян, д-р техн. наук, проф.

М.Д. Узунян, д-р техн. наук, проф.

Л.Л. Брагина, д-р техн. наук, проф.

В.И. Шустиков, д-р техн. наук, проф.

В.И. Тошинский, д-р техн. наук, проф.

Р.Д. Сытник, д-р техн. наук, проф.

В.Г. Данько, д-р техн. наук, проф.

В.Б. Клепиков, д-р техн. наук, проф.

Б.В. Клименко, д-р техн. наук, проф.

Г.Г. Жемеров, д-р техн. наук, проф.

В.Т. Долбня, д-р техн. наук, проф.

Н.Н. Александров, д-р техн. наук, проф.

П.Г. Перерва, д-р экон. наук, проф.

Н.И. Погорелов, канд. экон. наук, проф.

АДРЕС РЕДКОЛЛЕГИИ

61002, Харьков, ул. Фрунзе. 21 НТУ
«ХПИ», СМУС Тел. (057) 707-60-40

Вісник Національного технічного університету "ХПІ". Збірник наукових праць. Тематичний випуск: Нові рішення в сучасних технологіях.- Харків: НТУ „ХПІ» -2011. - № 46. - 160 с.

В сборнике представлены теоретические и практические результаты научных исследований и разработок, которые выполнены преподавателями высшей школы, аспирантами, научными сотрудниками, специалистами различных организаций и предприятий.

Для научных работников, преподавателей, аспирантов, специалистов

У збірнику представлені теоретичні та практичні результати наукових досліджень та розробок, що виконані викладачами вищої школи, аспірантами, науковими співробітниками, спеціалістами різних організацій та підприємств.

Для наукових співробітників, викладачів, аспірантів, спеціалістів

Друкується за рішенням Вченої ради НТУ „ХПІ", Протокол №10 від
01.11.2011

Національний технічний університет „ХПІ" 2011

КУЗНЕЧНО-ШТАМПОВОЧНОЕ ПРОИЗВОДСТВО

ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ КУЗНЕЧНО-ШТАМПОВОЧНОГО ПРОИЗВОДСТВА

УДК 621.73

КУХАРЬ В.В., канд. техн. наук, доц., ДВНЗ «ПГТУ», Мариуполь

ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА ПОЛУЧЕНИЯ УДЛИНЕННЫХ ИЗДЕЛИЙ С КОНЦЕВЫМ ЗАОСТРЕНИЕМ ПРОДОЛЬНОМ РАЗРЫВОМ ЗАГОТОВОК

Выполнено конечно-элементное моделирование изменения параметров напряженно-деформированного состояния и степени использования запаса пластичности при получении удлиненных изделий с концевым заострением продольным разрывом заготовки. Проведено сравнение показателей степени использования запаса пластичности, рассчитанных по разным методикам. Выполнены исследования макроструктуры изделий и дана оценка их технологической наследственности.

Виконане скінчено-елементне моделювання зміни параметрів напружено-деформованого стану і ступеня використання запасу пластичності при одержанні подовжених виробів із кінцевим загостренням поздовжнім розриванням заготовки. Проведено порівняння показників ступеня використання запасу пластичності, що розраховані по різних методиках. Виконані дослідження макроструктури виробів та дана оцінка їх технологічній спадковості.

The finite-elements simulation of change of parameters of stress-deformation state and degree of using of plasticity keeping during receiving of oblong produced parts with end sharp by longitude break of billet were used. Comparison of indexes of using of plasticity keeping those determinate by different methods was executed. Researches of macrostructure of produced parts were used and estimation of technological legacy was given.

Введение. К поковкам с удлиненной осью и заостренным концом относят широкую группу изделий для производства слесарно-монтажного инструмента, метательных приспособлений, зубил, крейнцисселей, зубьев бороны и т.п. Технологии производства таких поковок разнообразны и зависят от конфигурации изделия, наличия утолщений, уступов.

Постановка проблемы. Изготовление удлиненных поковок с наличием заострений на ковочных вальцах зачастую связано с образованием облоя и необходимостью ввода операций его обрезки [1]. Получение удлиненных поковок с заострением возможно способами выдавливания [2] и штамповки в закрытых штампах [3], при этом используют материалоемкие самокомпенсирующие штампы, работающие в тяжелых условиях. Более упрощенную форму инструмента применяют при ковке на радиально-ковочных [4, 5] и радиально-обжимных [6] машинах. Однако, кроме сложной кинематики, данным

устройствам свойственна высокая стоимость и ориентирование на массивные изделия с крупной программой выпуска.

Новым оригинальным способом получения поковок удлиненной конфигурации с заострением, согласно полезным моделям [7–9], является растяжение с разрывом заготовки. При этом из одной длинномерной (спаренной) заготовки производят две детали, заострение которых формируется в месте образования шейки. Принципы контролируемого разрыва успешно используют в технологиях прокатки [10]. Однако применение растяжения с разрывом заготовки для бесштампового формообразования поковок требует проведения комплекса экспериментально-теоретических исследований и накопления базы знаний, необходимых для разработки технологий получения изделий с требуемыми служебными свойствами.

Анализ последних публикаций. Среди основных предпосылок бесштампового формообразования длинномерных изделий следует указать на осевое растяжение в режиме сверхпластичности [11], с помощью которого производят не только поковки с заостренным концом, но и заготовки периодического профиля (рис. 1).

Известные способы механических испытаний образцов на растяжение по ГОСТ 1497-84, выполняемые на стандартизированных испытательных машинах, также сопровождаются разрывом заготовок с оформлением заострений по утоненной шейке. Вопросам изучения напряженно-деформированного состояния (НДС) и, частично, формоизменения шейки при растяжении уделялось достаточно внимания в работах [12–14]. В диссертации [15] предложено эмпирическое описание радиуса вогнутости разрываемого профиля в месте шейкообразования. Следовательно, исследования в данной области являются развивающимися до настоящего времени.

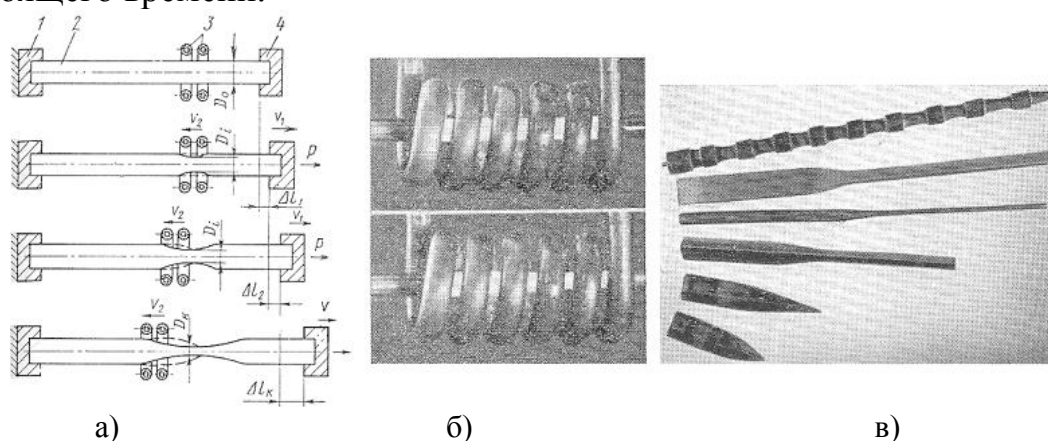


Рис. 1. Формообразование в режиме сверхпластичности [11]:
а – схема процесса; б – заготовка в индукторе; в – типовые изделия,
1 и 4 – неподвижный и подвижный зажим разрывного пресса,
2 – заготовка, 3 – индуктор

Конфигурация изделия после растяжения с разрывом имеет типовую форму зубил, зубьев бороны (рис. 2). Таким образом, исследуемый способ профилирования может служить завершающей или промежуточной операцией, аналогичной протяжке или подкатке. Применение данной операции является выгодной альтернативой технологиям многопереходной штамповки стержневых деталей с заострениями (рис. 3), предлагаемым в работах [16, 17], с очевидным сокращением числа технологических переходов и улучшением формирования геометрии пикообразной части.



Рис. 2. Зуб бороны (а) и зубило пикообразное (б)

Для управления формоизменением осуществляют зональный нагрев заготовки в месте разрыва, причем предпосылки для снабжения разрывных машин нагревательными приборами существуют достаточно давно, что указано в работе [18]. Авторами [9] для выполнения бесштампового профилирования заготовок способом растяжения с разрывом была предложена конструкция машины, предполагающая проведение дифференцированного нагрева и закалки заострений после разделения заготовки.

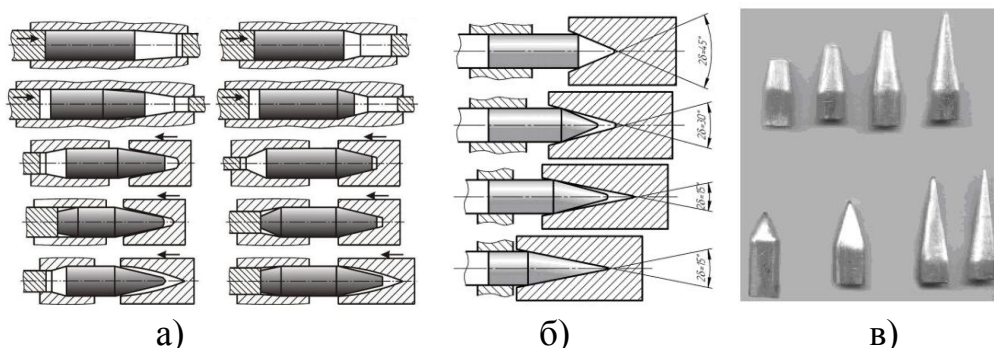


Рис. 3. Технологии многопереходной высадки стержней [17] с заострениями (а и б) и штампованные образцы (в)

В работах [19, 20] проведено исследование геометрических макропоказателей деформации энергосиловых характеристик процесса растяжения с разрывом заготовок круглого и квадратного поперечного сечения в зависимости от длины зоны нагрева в месте разделения. Критериальный анализ показал значительные энергетические преимущества способа с точки зрения сопоставления затраченной работы деформации с показателями конечного формоизменения. Предложенные расчетные зависимости для определения длины участка нагрева и протяженности рабочего хода машины до разрыва заготовки положены в основу проектирования технологических процессов производства зубил

пневматических молотов для разрушения футеровки металлургических емкостей [20, 21].

Особенностью формообразования изделий является локализация деформации в зоне формирования заострения. Несмотря на известный постулат о том, что горячая деформация способствует «залечиванию» микротрещин, которые могут возникать в зонах растягивающих напряжений, особый интерес представляет исследование НДС на участке разрыва и прогнозирование технологической наследственности в заостренной части изделий, где нагрузки, возникающие при эксплуатации, максимальны.

Цель работы. Целью настоящей работы является исследование НДС, степени использования запаса пластичности и металлографический анализ заостренной части удлиненных изделий, полученных продольным разрывом заготовок, для оценки технологической наследственности.

Изложение основного материала. Как известно, длина участка местного нагрева оказывает влияние на такие параметры, как величина рабочего хода до разрыва заготовок, максимальное усилие деформации растяжения, размеры и конфигурация геометрических характеристик заостренного участка. Исходя из конечных размеров поковки «зубило» (длина концевой заостренной части $l_k = 32$ мм, диаметр $d = 26$ мм; материал – сталь 60С2А) на основе разработанной методики расчета [20, 21] был спроектирован технологический процесс производства изделий растяжением с разрывом из спаренной заготовки $\varnothing 26$ мм и длиной 500 мм (рис. 4). При этом температура нагрева центральной части спаренной заготовки составляет 1100 °С. Длину участка нагрева (l_n) и величину рабочего хода (Δl), обеспечивающего разрыв заготовки, рассчитывали как

$$l_n = \alpha \cdot l_k + \beta \cdot d = 1,292 \cdot 32 + 0,083 \cdot 26 = 43 \text{ мм}; \quad (1)$$

$$\Delta l \geq \alpha' \cdot l_n + \beta' \cdot d = 1,5125 \cdot 32 + 0,7329 \cdot 26 = 67,5 \text{ мм}, \quad (2)$$

где $\alpha = 1,292$, $\beta = 0,083$ и $\alpha' = 1,513$, $\beta' = 0,733$ – коэффициенты для нагретых стальных заготовок [21].

Оценку НДС и степени использования запаса пластичности (СИЗП) проводили путем конечно-элементного моделирования процесса деформации в осесимметричной постановке при помощи итерационного решателя Abaqus/Standart. Заготовку представляли в виде центральной нагретой деформируемой упрочняемой зоны и холодных жестких недеформируемых участков, контактирующих с захватными органами разрывного пресса (см. рис. 4). Для моделирования процесса растяжения заготовки на её торцах определяли граничные условия, обеспечивающие их перемещение вдоль оси заготовки в противоположных направлениях со скоростью 0,5 мм/с, что соответствует скорости деформирования.

При аппроксимации модели заготовки сеткой конечных элементов использовали четырехузловые осесимметричные квадратичные конечные

элементы с редуцированной схемой интегрирования и контролем вырожденности, размер которых составлял 0,5 мм. Упрочнение материала при заданной температуре и скорости деформации учитывали согласно данным справочника [22].

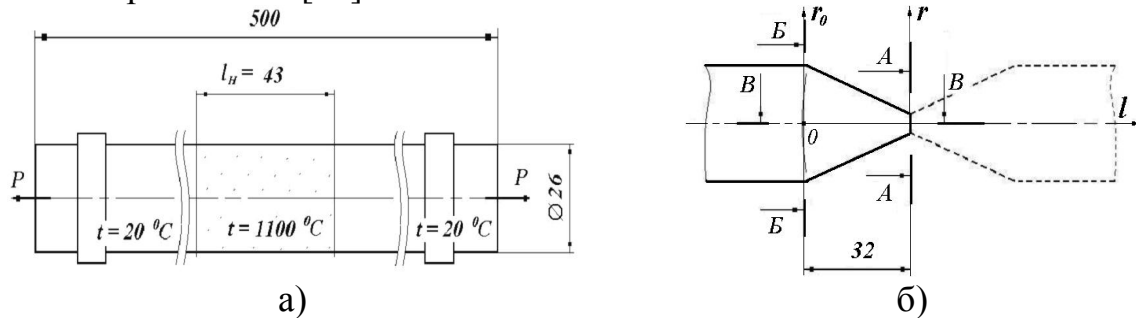


Рис. 4. Схема к модели разрыва заготовки для получения поковки «зубило» до деформирования (а) и в момент разделения (б)

Исходя из установленных в процессе моделирования значений главных напряжений ($\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$), компонентов тензора напряжений ($\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z, \tau_{xy}, \tau_{yz}, \tau_{xz}$) и интенсивности напряжений (σ_i) в объеме деформируемой части заготовки определяли следующие параметры [23, 24]:

- показатель Надаи-Лоде:

$$v_{\sigma} = \frac{2\sigma_2 - \sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3}; \quad (3)$$

- коэффициент напряженного состояния:

$$k_{\sigma} = \sigma_{cp} / T, \quad (4)$$

где $T = \sigma_i / \sqrt{3}$ – интенсивность касательных напряжений;

$\sigma_{cp} = (\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z) / 3$ – гидростатическое напряжение.

При образовании шейки напряженное состояние деформируемой части из линейного переходит в объемное. Поэтому исследовали комплекс показателей СИЗП (Ψ) [23, 24]:

- по В. Л. Колмогорову:

$$\Psi_1 = \frac{\Lambda}{\Lambda_p} < 1 \quad \text{или} \quad \Psi_1 = \int_0^{\tau} \frac{H(\tau)}{\Lambda_p [k_{\sigma}(\tau)]} d\tau < 1, \quad (5)$$

где τ – время деформирования;

$H = \xi_i \cdot \sqrt{3}$ – интенсивность скоростей деформаций сдвига, здесь ξ_i – интенсивность скорости деформации;

$\Lambda = \int_0^{\tau} H d\tau = \sqrt{3} \cdot e_i$ – степень деформации сдвига, здесь для обозначения интенсивности деформации используем e_i ;

$\Lambda_p = \sqrt{3} \cdot e_p$ – предельная степень деформации сдвига, при которой наступает разрушение, причем $e_p = \ln(l_p / l_0)$, где l_0 и l_p – длина образцов до и после разрыва по результатам испытаний на растяжение при заданных условиях деформирования;

- по Г. Д. Делю, В. А. Огородникову и В. Г. Нахайчуку:

$$\Psi_2 = \int_0^{e_i} n \frac{e_i^{n-1} de_i}{e_p(\eta)^n} < 1, \quad (6)$$

где $n = 1 + 0,2 \arctg(d\eta / de_i)$ и $\eta = 3\sigma_{cp} / \sigma_i = (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) / \sigma_i$;

- с учетом третьего инварианта тензора напряжений в виде:

$$\Psi_3 = \int_0^{e_i} (1 + f) \frac{e_i^f de_i}{e_p(\eta, v_\sigma)^{1+f}}, \quad (7)$$

где $f = 0,2 \arctg\left(\frac{d\eta}{de_i} + \frac{d\chi}{de_i}\right)$, здесь $\chi = \sqrt[3]{\sigma_1 \sigma_2 \sigma_3} / \sigma_i$;

$$e_p(\eta, v_\sigma) = 1,85(0,41v_\sigma - 0,51\eta);$$

- с учетом объемного НДС с нелинейным законом накопления повреждений:

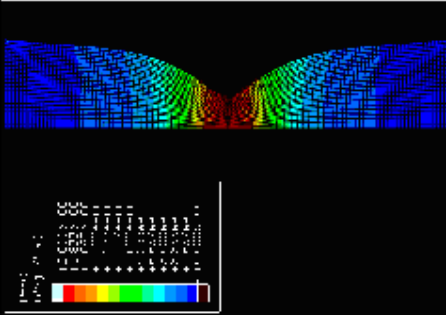
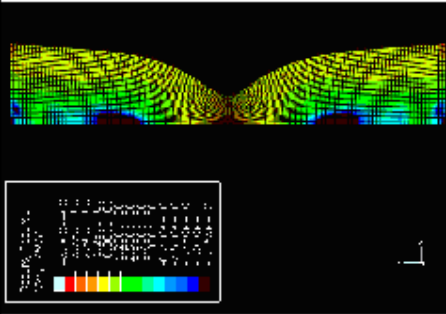
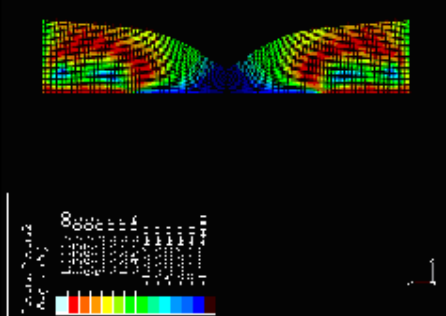
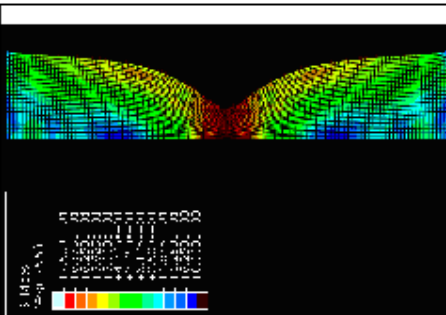
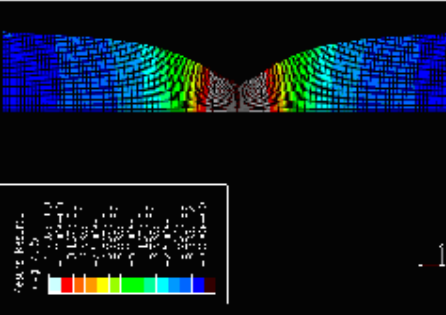
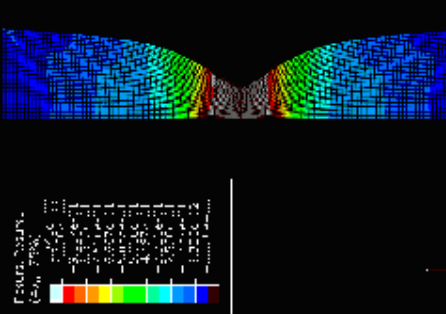
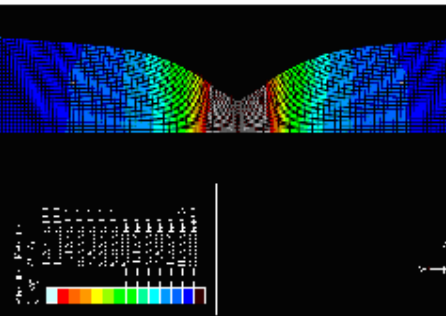
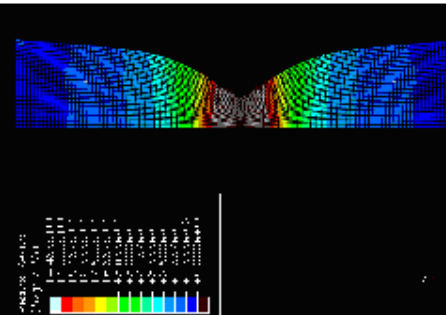
$$\Psi_4 = \int_0^{e_i} n \frac{e_i^{n-1} de_i}{e_p(\eta, v_\sigma)^n}, \quad (8)$$

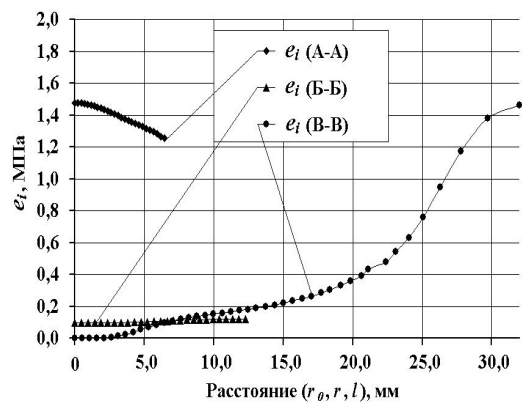
где $n = 1 + a \frac{d\eta}{de_i} - b \frac{dv_\sigma}{de_i}$; $a = 0,06$, $b = 0,037$.

Для определения полей распределения параметров (k_σ , v_σ , Ψ_1 , Ψ_2 , Ψ_3 и Ψ_4) в объеме заготовки использовали программное обеспечение, разработанное с использованием интерпретатора языка Python, встроенного в систему Abaqus. Результаты моделирования представлены видео файлами (расширение *.avi), причем зафиксированные поля изучаемых параметров для стадии разрыва образца приведены в табл. 1.

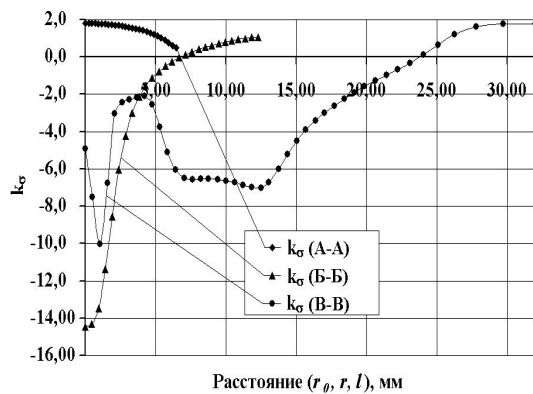
Кроме того, на рис. 5 отображены графики распределения показателей НДС в сечениях А-А, Б-Б и В-В заготовки (по рис. 4, б), а именно интенсивность деформации (см. рис. 5, а), коэффициент напряженного состояния, определенный по выражению (4) (см. рис. 5, б), показатель Надаи-Лоде, вычисляемый по формуле (3) (см. рис. 5, в), и интенсивность напряжений (см. рис. 5, в). Абсолютный рост показателей НДС наблюдается в пластической зоне с приближением к оси заготовки по сечению и месту разделения по длине. Таким образом, зона максимальных эксплуатационных нагрузок является наиболее проработанной.

Таблица 1 – Результаты моделирования показателей НДС и СИЗП на стадии разрыва заготовки

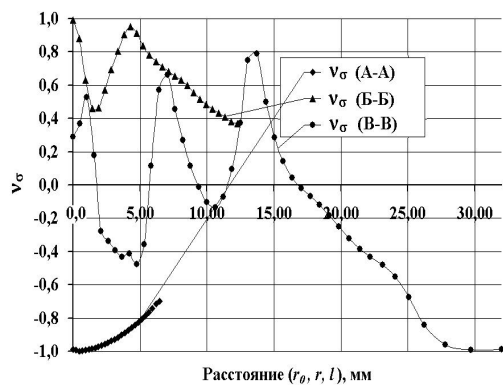
ϵ_i	k_σ	V_σ	σ_i
			
Ψ_1	Ψ_2	Ψ_3	Ψ_4
			



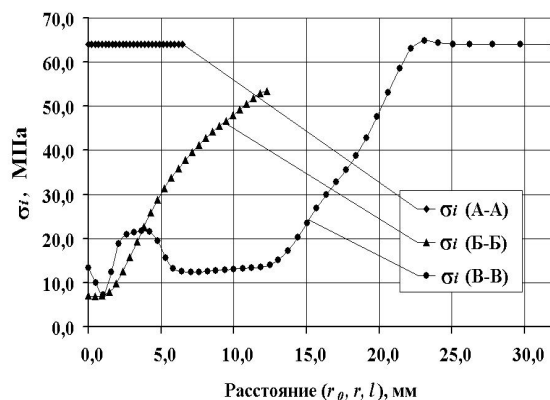
а)



б)



в)

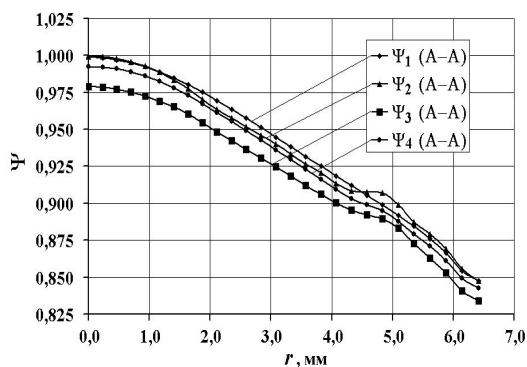


г)

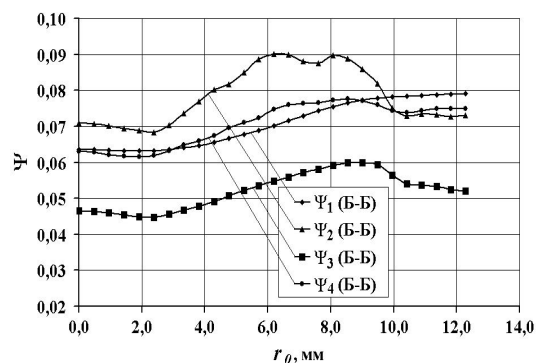
Рис. 5. Показатели НДС в сечениях заготовки:

а – распределение e_i ; б – распределение k_{σ} ;

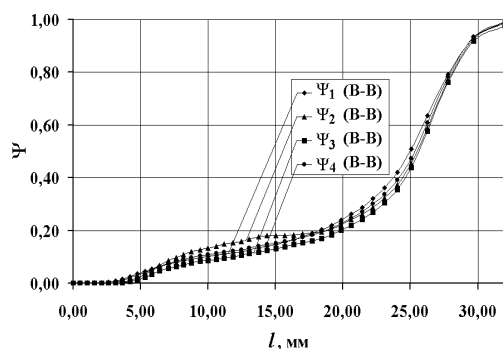
в – распределение v_{σ} ; г – распределение σ_i



а)



б)



в)

Рис. 6 . Распределение СИЗП в сечениях заготовки:

а – сечение А-А; б – сечение Б-Б; в – сечение В-В

На рис. 6 приведено сравнение распределений показателей СИЗП, определенных по формулам (5), (6), (7) и (8). Полученные графические зависимости качественно и количественно близки. В месте разрыва, естественно, наблюдается исчерпание запаса пластичности. Однако, уже на расстоянии 5 мм от сечения А-А по длине (что соответствует размеру технологического припуска на заточку концевой заострения) показатели СИЗП находятся на уровне $\cong 0,7$, что является вполне удовлетворительным даже для условий холодной пластической деформации.

Для оценки технологической наследственности металла поковок, полученных растяжением с разрывом, проводили макроструктурный анализ. Изделия со сформированным заострением приведены на рис. 7, а. После проведения экспериментальных исследований были отобраны три поковки, разорванные при различных длинах участков нагрева, в том числе изделие, полученное по предложенной технологии производства зубил. После изготовления макрошлифов, данные заготовки были подвергнуты химическому травлению 20 % водным раствором HNO_3 , текстуру выявляли снятием серного отпечатка по Бауману. Дополнительно металлографические исследования проводили на заготовках для поковок «зубьев бороны» квадратного поперечного сечения (рис. 7, б), разделенных при различной протяженности зоны нагрева (по результатам работы [20]). Учитывая, что используемые изделия «зубьев бороны» имели полученные по традиционной технологии заострения с обратной стороны, появляется возможность выполнить сравнение макроструктуры заостренной части.

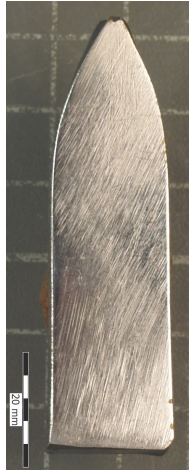
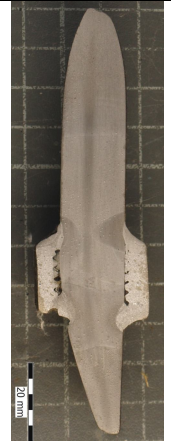


Рис. 7. Заготовки круглого поперечного сечения («зубило») (а) и квадратного поперечного сечения («зуб бороны») (б), разделенные при различных длинах участков нагрева

Результаты исследований приведены в табл. 2, где шлифы № 1–3 получены из заготовок с первоначальным круглым поперечным сечением $\varnothing 26$ мм (60С2А, «зубило»), а шлифы № 4 и № 5 – из заготовок квадратного поперечного сечения (55Г, «зубья бороны»). Выявленная макроструктура продольных темплетов вполне удовлетворительна и характеризуется хорошо наблюдаемой текстурой в зоне формирования заострения. Волокна вытянуты в направлении действия эксплуатационных нагрузок. Установлено, что полученные по традиционной

технологии заострения имеют перерезанные волокна, что свидетельствует об их получении способами механической обработки (заточки). Очевидно, что формирование заострений пластической деформацией является предпочтительным.

Таблица 2 – Результаты металлографических исследований

№	1	2	3	4	5
Внешний вид шлифа					
Шлиф после макротравления					
Серный отпечаток по Бауману					

В концевой заостренной зоне образца № 3 и в зонах приварки буртов образцов № 4 и № 5 выявлены зоны термического влияния в виде потемнений (см. табл. 2). Серные отпечатки всех проб имеют равномерное распределение точечных ликватов средней интенсивности окраски. После травления дефектов макроструктуры в пробах не обнаружено.

Как правило, процессы горячей деформации сопровождаются динамической рекристаллизацией с восстановлением механических свойств стали, а формирование текстуры улучшает показатели прочности в направлении вытяжки волокон. Соответственно, многие детали, полученные горячей деформацией, вводят в работу и успешно эксплуатируют после производства по технологиям, содержащим элементы нарушения целостности изделия (обрезка облоя поковок, удаление припусков и напусков механической обработкой и т.п.).

Выводы. Установлены закономерности развития НДС при формировании концевой заострения в процессе производства поковок «зубил» способом продольного разрыва с дифференцированным нагревом. Выявлено, что показатели степени использования запаса пластичности, рассчитанные по различным методикам, качественно и количественно близки. Промышленная апробация технологии в условиях ПАО «ММК им. Ильича» (г. Мариуполь), оценка макроструктурных показателей и эксплуатация «зубил» подтвердила удовлетворительную технологическую наследственность изделий, полученных способом растяжения с разрывом заготовки.

Список литературы: 1. Смирнов В. К. Горячая вальцовка заготовок / В. К. Смирнов, К. И. Литвинов, С. В. Харитонин. – М.: Машиностроение, 1980. – 150 с. 2. Воллак А. Горячая штамповка в разъёмных матрицах на прессе двойного действия / А. Воллак // Кузнечно-штамповочное производство. – 1985. – № 3. – С. 3–5. 3. Леванов А. Н. Технологические параметры процесса закрытой штамповки поковок с вытянутой осью в самораскрывающихся штампах / А. Н. Леванов, Д. И. Вичужанин // Изв. вузов. Машиностроение. – 2000. – № 5–6. – С. 101–111. 4. Четырехбойковое ковочное устройство: пат. 2242322 Российская Федерация, МКИ В 21 J 13/02 К 7/16. / А. М. Володин, Л. Г. Конев, В. А. Лазоркин; Заявитель и патентообладатель ОАО «Тяжпрессмаш». – №2003110915/02; Заявл. 16.04.03; Оpubл. 20.12.04, Бюл. № 65. – 6 с.; ил. 5. Мельников Ю. В. Техничко-економические показателиковки в четырехбойковом ковочном устройстве / Ю. В. Мельников // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – 2006. – №6. – С. 55–57. 6. Тюрин В. А. Ковка на радиально-обжимных машинах / В. А. Тюрин, В. А. Лазоркин, И. А. Поспелов и др. – М.: Машиностроение, 1990. – 256 с. 7. Спосіб одержання заготовок з загостренням кінцем [Текст]: пат. 18568 Україна, МПК (2006), В21J 5/00 / Діамантопуло К. К., Сердюк О. І., Діамантопуло Ю. К. (Україна); Заявник та патентовласник Приазовський державний технічний університет. – № u200605103; заявл. 10.05.2006; опубл. 15.11.2006, Бюл. №11. – 2 с. 8. Спосіб одержання подвоєної заготовки для безвідходного штампування [Текст]: пат. 24977 Україна, МПК (2006), В21J 5/00 / Діамантопуло Ю. К. (Україна); Заявник та патентовласник Приазовський державний технічний університет. – № u200701522; заявл. 13.02.2007; опубл. 25.07.2007, Бюл. №11. – 2 с. 9. Машина для виробництва поковок типу стрижня з загостренням кінцем [Текст]: пат. 19382 Україна, МПК (2006), В21J 5/00 / Діамантопуло К. К., Сердюк О. І., Діамантопуло Ю. К., Литвин А. М., Мкртчян Е. А. (Україна); Заявник та патентовласник Приазовський державний технічний університет. – № u2006606600; заявл. 13.06.2006; опубл. 15.12.2006, Бюл. №12. – 3 с; іл. 10. Манишин О. Г. Оптимізація технології вальцювання-розділення арматурних профілів методом контрольованого розривання : автореф. дис. ... канд. техн. наук : 05.03.05 / Манишин Олександр Гейнійович. – Донецьк, 2003. – 20 с. 11. Смирнов О. М. Обработка металлов давлением в состоянии сверхпластичности / О. М. Смирнов. – М.: Машиностроение, 1979. – 184 с. 12. Качанов Л. М. Основы теории пластичности / Л. М. Качанов. – М.: Наука, 1969. – 420 с. 13. Давиденков Н. Н. Анализ напряженного состояния в шейке растянутого образца / Н. Н. Давиденков, Н. И. Спиридонова // Заводская лаборатория. – 1945. – т.11. – №6. – С.102–118. 14. Музичук В. І. Удосконалення технологічних процесів холодного формозмінювання з однотипним механізмом деформації на основі теорії деформуємості : дис. ... канд. техн. наук:

05.03.05 / *Музичук Василь Іванович*. – Вінниця, 2006. – 216 с. **15.** *Кириця І. Ю.* Удосконалення процесів холодного пластичного деформування при отриманні вісесиметричних заготовок з глухим отвором : дис. ... канд. техн. наук: 05.03.05 / *Кириця Інна Юрійівна*. – Вінниця, 2008. – 207 с. **16.** *Панфилов Г. В.* Теоретический силовой анализ штамповки стержневых остроконечных изделий / *Г. В. Панфилов, Д. Н. Исакин, С. С. Груздев* / В. сб.: Исследования в области теории, технологии и оборудования обработки металлов давлением. – Орел–Тула. – 1998. – С. 50–56. **17.** *Хвостов Е. Ю.* Методика проектирования процессов многопереходной холодной штамповки остроконечных стержневых деталей / *Е. Ю. Хвостов, Панфилов Г. В.* // Тез. докл. Всероссийск. научн.-техн. конф. «Студенческая научная весна 2008: Машиностроительные технологии». Секция «Оборудование и технология обработки давлением», посв. 140-летию МГТУ им. Н.Э. Баумана, 7-9 апреля 2008 г. – М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2008. – С. 61–69. **18.** *Смирнов Д. П.* Модернизация универсальной испытательной машины УИМ-100 для проведения пластометрических испытаний труднодеформируемых материалов и выбора температурного режима обработки / *Д. П. Смирнов, М. Л. Первов* // Тез. докл. Всероссийск. научн.-техн. конф. «Студенческая научная весна 2008: Машиностроительные технологии». Секция «Оборудование и технология обработки давлением», посв. 140-летию МГТУ им. Н.Э. Баумана, 7-9 апреля 2008 г. – М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2008. – С. 40–48. **19.** *Кухарь В. В.* Критериальный анализ бесштампового формообразования удлиненных поковок с заостренным концом / *В. В. Кухарь* // Вісник Хмельницького національного університету. – Хмельницький: ХНУ, 2010. – № 4. – С. 7–11. **20.** *Диамантопуло К. К.* Технологические предпосылки получения удлиненных поковок с заостренным концом / *К. К. Диамантопуло, В. В. Кухарь, Ю. К. Диамантопуло* // Вісник Хмельницького національного університету. – Хмельницький: ХНУ, 2010. – № 2. – С. 41–45. **21.** Спосіб одержання подовжених виробів із загостренням кінцем [Текст]: пат. 55402 Україна, МПК (2009), B21J 5/00 / *Кухар В. В., Почупей В. М., Діамантопуло К. К., Діамантопуло Ю. К.* (Україна); Заявник та патентовласник Приазовський державний технічний університет. – № u201007561; заявл. 17.06.2010; опубл. 10.12.2010, Бюл. № 23. – 2 с. **22.** *Полухин П. И.* Сопротивление пластической деформации металлов и сплавов: справочник / *П. И. Полухин, Г. Я. Гун, А. М. Галкин*. – М.: Металлургия, 1983. – 352 с. **23.** *Колмогоров В. Л.* Пластичность и разрушение / *В. Л. Колмогоров и др.* – Под ред. *В. Л. Колмогорова*. – М.: Металлургия, 1977. – 336 с. **24.** *Огородников В. А.* Деформируемость и разрушение металлов при пластическом формоизменении / *В. А. Огородников*. – К.: УМК ВО, 1989. – 152 с.

УДК 621.787.4-977

А.С.АНИЩЕНКО, канд. тех. наук, доцент, ГВУЗ «ПГТУ», Мариуполь
С.Б.КАРГИН, аспирант, ГВУЗ «ПГТУ», Мариуполь

СОВЕРШЕСТВОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИИ РАСКАТКИ КОЛЬЦЕВЫХ ТИТАНОВЫХ ПОКОВОК

Усовершенствованы технологии резки заготовок из титанового сплава 5В, осадки и прошивки бандажей с соотношением высоты заготовок к диаметру, достигающим 3,3, двухпереходной раскатки бандажей на кольцераскатном стане. Приведены температурно-деформационные параметры формоизменения кольцевых поковок, обеспечивающие их высокие физико-механические свойства.

Ключевые слова: титановый сплав, осадка, прошивка, раскатка.

Вдосконалені технології різання заготовок з титанового сплаву 5В, осадки і прошивки бандажів зі співвідношенням висоти заготовок до діаметру, що досягає 3,3, двохперехідного розкочування бандажів на кільцєрозкочувальному стані. Наведені температурно-деформаційні параметри формозмінєння кільцевих поковок, які забезпечують їх високі фізико-механічні властивості.

Ключові слова: титановий сплав, осадка, прошивка, розкочування.

Improved technology, cutting blanks of titanium alloy 5B, rainfall and flash tires with an aspect ratio of height to diameter billets, reaching 3.3, rolling bandages in two operations on Ring rolling machines. Shows the temperature-deformation parameters of forming ring forgings, providing them with high physical and mechanical properties.

Keywords: titanium alloy, precipitate, flash, reeling out.

Постановка проблеми. Большинство кольцевых поковок изготавливают методамиковки, штамповки или раскатки. Кованые поковки с цилиндрической боковой поверхностью характеризуются большим расходом металла на припуски и напуски. Кольцевые поковки, штампованные на прессах или деформированные на раскатных машинах, могут иметь профилированную поверхность, более близки к форме готовых изделий, но ограничены по габаритам.

Использование в качестве исходного материала $(\alpha+\beta)$ -титановых сплавов усложняет технологию поковок из-за необходимости деформирования в узком диапазоне температур $(\alpha+\beta)$ -области, строгой регламентации деформационно-скоростных условий формоизменения по переходам и высокой чувствительности физико-механических свойств титановых сплавов к вышеназванным параметрам деформирования.

Анализ последних исследований и публикаций. Одной из оптимальных технологий кольцевых титановых поковок является их горячая раскатка на кольцєраскатных станах полузакрытого типа [1], позволяющих осуществлять радиальную и высотную деформацию с циклическим приложением нагрузки и программируемым регулированием температурно-скоростных и деформационных режимов.

Режимы горячей раскатки конструкционных сталей на кольцєраскатных станах предоставляются фирмой-изготовителем. Параметры кольцєраскатки титановых сплавов в литературе практически отсутствуют.

Цель статьи – разработка комплексной технологии кольцєраскатки титановых поковок, обеспечивающей точность их размеров и высокий уровень эксплуатационных свойств.

Изложение основного материала. В качестве исходного материала поковок использовали $(\alpha+\beta)$ -титановый сплав 5В системы $Ti-Al-V$ [2]. Сплав обладает повышенными прочностными свойствами, коррозионной стойкостью, низкой технологичностью и используется в корпусных конструкциях судостроения. Поковки ковали из слитков вакуумного дугового переплава и обдирали поверхность до полного удаления поверхностного дефектного слоя.

Комплекс кольцєраскатки состоял из стана RAW 315/260 – 2000/400S, 5 кольцевых и камерных печей, 4 гусеничных манипуляторов «Andromat» и гидропресса модели PStPÖ1Z-4000 усилием 40 МН [3].

Гидропресс обеспечивал точную центровку осей заготовки и главного гидроцилиндра за счет центрирующего устройства, расположенного между колоннами пресса. В результате при осадке устранялась вероятность продольного изгиба для заготовок с соотношением высоты к диаметру $H_0/D_0 \leq 3,3$. Однако при этом неперпендикулярность торцов относительно оси заготовок должна была быть в пределах $\leq 0,5^\circ$ на 100 мм длины.

Пресс также был снабжен специальным поворотным рукавом, который подводил и центрировал прошивень относительно оси заготовки. Вследствие этого в бандажах после прошивки снижалась неравномерность толщины стенок, что обеспечивало при раскатке точность размеров колец.

Процесс прошивки на прессе характеризовался большей производительностью ввиду наличия на третьей позиции подвижного стола пресса сквозного отверстия. Заготовка, прошитая на первой позиции стола, приподнималась центрирующим устройством, устанавливалась без кантования на третью позицию и прижималась подвижным прижимом. После этого пробивочный пуансон, функционирующий в паре с прижимом, пробивал «выдру», которая через отверстие падала на ленточный конвейер. Толщина «выдры» составляла 20 мм независимо от размеров заготовки, что значительно меньше рекомендуемых расчетных величин [4]. Экономия дорогостоящего титанового сплава компенсирует затраты, связанные с вынужденной заменой материала прошивней: вместо стали 5ХНМ – более прочная сталь ДИ-23.

Экспериментально-промышленным путем была создана следующая технология кольцевых поковок из сплава 5В.

1. Резка исходных титановых поковок диаметром 450-600 мм на токарных станках до диаметра 300 мм (для обеспечения требуемой неперпендикулярности торцов), далее – на дисковых пилах.

2. Обдирка поверхности заготовок на глубину не менее 10 мм с обеспечением шероховатости не ниже $\sqrt{R_z 40}$.

3. Нагрев заготовок в кольцевой печи до 1100^{+20}_{-0} °С в течение 150-240 мин. Заготовки сажают в печь на подставки из огнеупорного кирпича, выложенные на поду печи, чтобы исключить контакт титанового сплава с железной окалиной, могущий привести к взрыву.

4. Осадка нагретых поковок со степенью деформации 10-75%. Гидропресс с центрирующим заготовку устройством позволял осадку с $H_0/D_0 \leq 3,3$, т.е. со степенью деформации, близкой к верхнему пределу, что улучшало структуру металла и формировало в нем благоприятную текстуру перед раскаткой. Оптимальная высота осаженой и прошитой заготовки была на 30-80 мм больше высоты раскатанного кольца.

5. Нагрев или подогрев бандажей с толщиной стенки 50-250 мм после прошивки в нагревательной печи раскатного стана до $980-1000^0$ °С в течение 30-100 мин.

6. Раскатка кольцевых поковок с толщиной стенки менее 100 мм в два перехода с двух нагревов. На первом переходе бандаж раскатывали на толщину стенки 200 мм, после чего металл подогревали до 1000^0 °С и раскатывали на

готовый размер. Величина суммарной степени деформации стенки на окончательной стадии раскатки была не более 60%. Температура конца раскатки - не менее 850⁰ С. Соотношение радиальной и высотной деформации кольцевых поковок выбирали таким, чтобы их поперечные сечения вплоть до последних стадий раскатки имели форму, подобную форме исходного сечения бандажей.

При раскатке колец из сплава 5В особые сложности возникли с обеспечением требуемого уровня коррозионно-усталостной прочности в кольцевых поковках, которая определялась по пределу выносливости образцов при растяжении и сжатии в морской воде с симметричным циклом нагружения (число циклов – 10⁷). Циклическую нагрузку прикладывали к плоскостям образцов, перпендикулярным радиусу и касательным к боковой поверхности кольцевых поковок. Фиксируемые пределы выносливости (соответственно σ_{-1R} и σ_{-1t}) заметно отличались друг от друга из-за сильно развитой текстуры деформации в кольцах при однопереходной раскатке или формоизменении в неоптимальных температурно-деформационных режимах.

Была разработана технология, позволившая до минимума снизить текстуру деформации в кольцах и тем самым в значительной мере устранить различия в значениях σ_{-1R} и σ_{-1t} . Для этого осадку и прошивку заготовок проводили при температуре на 30-80⁰ ниже температуры ($\alpha+\beta$)–превращения сплава 5В (1040⁰ С) с коэффициентом укова $K_n = 1,75-3,60$ ($K_n = H_o / H_k$, где H_o и H_k – начальная и конечная высота заготовки при осадке). При последующей раскатке в два перехода бандажи нагревали до 940-980⁰ С и раскатывали с соотношением коэффициентов обжатия в пределах $K_{p1} / K_{p2} = 1,2 - 0,8$ ($K_p = F_1 / F_2$, где F_1 и F_2 – площади поперечного сечения кольца до и после раскатки на соответствующем переходе). Формоизменение колец в таких условиях обеспечивает взаимную компенсацию влияния текстур осадки и раскатки на анизотропию предела выносливости сплава 5В.

Технико-экономический анализ показывает, что изготовленные на кольцераскатном комплексе поковки с цилиндрической и профильной боковой поверхностью в сравнении с поковками, кованными на прессах, имеют в 2 раза меньшие припуски, на 20-30% меньше норму расхода металла, лучшую микроструктуру. На рис.1 представлены сечения кольцевой детали и поковок, изготовленных раскаткой на стане и ковкой на прессе.

Существенный недостаток технологии – высокая стоимость кольцераскатного комплекса. Приведенные затраты на единицу продукции при раскатке цилиндрических колец малого диаметра, а также крупногабаритных поковок из рядовых марок сталей превышают аналогичные затраты при ковке кольцевых поковок на прессах, если годовой выпуск поковок менее 500 штук (изменение служебных свойств в приведенных затратах не учитывается).

Практика показывает, что областью эффективного использования комплекса является производство сложнопрофильных или крупногабаритных колец из коррозионностойких и жаропрочных сталей, титановых медных и никелевых сплавов с серийностью свыше полутысячи штук поковок в год.

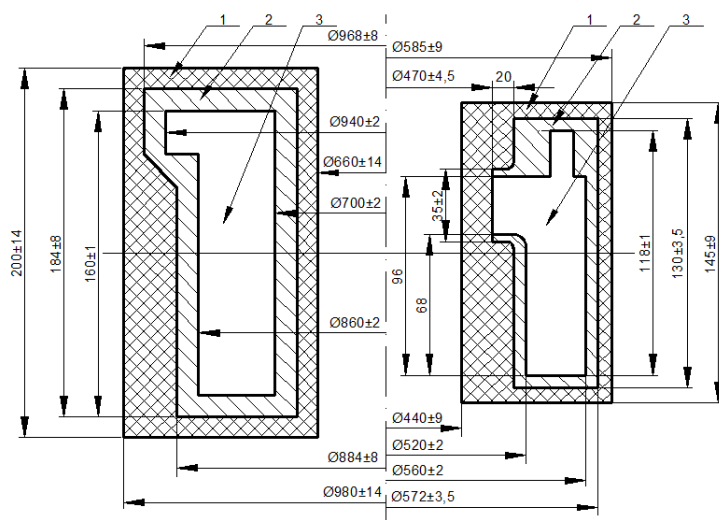


Рис.1. Сечения кольцевых деталей и поковок из сплава 5В (слева) и стали 45:
1, 2 – поковки, кованые на прессе и раскатанные на стане; 3 – детали.

Выводы. Разработана технология изготовления кольцевых поковок из титанового сплава 5В, позволяющая за счет осадки и прошивки аномально высоких заготовок с большим коэффициентом укова и двухпереходной раскатки бандажей с примерно равными коэффициентами обжатия по переходам обеспечить высокую точность размеров поковок и уровень их физико-механических свойств.

Список литературы: 1. Кольцепрокатные станы «Wagner Banning» [Электронный ресурс]. – Режим доступа: <http://www.sms-meer.com/> 2. Аубакирова Р.К. Сверхпластичность некоторых титановых сплавов [Текст] / Р.К.Аубакирова, А.А.Пресняков, С.С.Ушков, А.Н.Байдельдинова.- Алма-Ата : Наука, 1987.- 212 с. 3. Анищенко А.С. Горячая раскатка точных кольцевых поковок [Текст] / А.С.Анищенко, Ю.В.Феофанов, А.Б.Богун.- Химическое и нефтяное машиностроение, 1992, №11.- С.33-35. 4. Соколов Л.М. Технология кування: посібник для самостійної роботи студентів [Текст] / Л.М.Соколов, І.С.Алієв, О.Є.Марков, Л.І.Алієва. – Краматорськ : ДДМА, 2010.- 300 с.

Поступила в редколлегию 26. 10. 2011.

УДК 621.777.4

АЛИЕВА Л. И., канд. техн. наук, доц., ДГМА, Краматорск
МАРТЫНОВ С. В., ассистент ДГМА, Краматорск
АКИМЕНКО И. К., студентка ДГМА, Краматорск

ОПРЕДЕЛЕНИЕ СИЛОВЫХ ПАРАМЕТРОВ ПРИ ВЫСАДКЕ ВНУТРЕННИХ ФЛАНЦЕВ

Енергетичним методом отримані розрахункові залежності приведенного тиску деформування і тиску на внутрішній стінці матриці при висадці внутрішніх фланців з трубчастої заготовки. Встановлено вплив висоти фланця, внутрішнього радіуса фланця, радіуса оправки і тертя на силові параметри процесу формоутворення втулок із внутрішнім фланцем. Проведено скінчено-елементне моделювання силового режиму висадки фланця в пакеті QForm. Перевищення розрахункових даних над експериментальними склало для енергетичного методу 8%, для методу скінчених елементів 5%.

Upper bound method by the calculated dependence of the reduced pressure strain and pressure on the inner wall of the matrix during the landing internal flange of tubular workpiece. The influence of the height of the flange, the inner radius of the flange, the radius of the mandrel and the friction on the force parameters of the process of forming sleeves with an inner flange. A finite-element simulation power mode landing flange package QForm. The excess of the calculated data on the experimental amounted to 8% of the upper bound method for finite element method 5%.

Энергетическим методом получены расчетные зависимости приведенного давления деформирования и давления на внутренней стенке матрицы при высадке внутренних фланцев из трубчатой заготовки. Установлено влияние высоты фланца, внутреннего радиуса фланца, радиуса оправки и трения на силовые параметры процесса формообразования втулок с внутренним фланцем. Проведено конечно-элементное моделирование силового режима высадки фланца в пакете QForm. Превышение расчетных данных над экспериментальными составило для энергетического метода 8 %, для метода конечных элементов 5 %.

Для получения деталей типа втулок с внутренним фланцем используют наряду с традиционными методами обработки металлов, такими как литье, механообработка, горячая объемная штамповка, способы точной объемной штамповки, проводимых на холодно. При холодной объемной штамповке достигается: деформационное упрочнение, отсутствие надразов, направленность волокна вдоль конфигурации штампованной заготовки, деформационное упрочнение. Штамповка позволяет получать детали, требующие минимальной обработки резанием, а иногда и полностью исключает применение последней. При этом повышается коэффициент использования металла, динамическая и статическая прочность детали [1, 2].

Одним из эффективных способов получения полых деталей с внутренним фланцем является высадка фланца из трубной заготовки [3, 4, 5], характеризующаяся течением металла в поперечном к оси направлении. Характерной особенностью процесса высадки является сложный режим силового воздействия, как на деформируемую заготовку, так и на элементы штамповой оснастки [6]. Помимо давления деформирования, необходимо знать давление на стенке матрицы, подвергающейся растягивающим окружным напряжениям, для определения количества бандажей, их размеров и материала составных деталей бандажированной матрицы. В литературе отсутствуют данные для определения приведенного давления деформирования и давления на стенке матрицы при высадке внутренних фланцев из трубной заготовки.

Цель данного исследования – определение энергосиловых параметров при высадке внутренних фланцев.

Для решения поставленной задачи используем энергетический метод [7]. Объем металла, который деформируется условно разбито на ряд элементарных зон (рис.1, а), из которых зону 3 принимаем «жесткой», а другие пластическими. Принимаем, что деформированный материал однородный и неупрочняемый ($\sigma_i = \sigma_s$), скорость движения пуансона и виртуальная скорость стенки матрицы постоянные и равные соответственно V_0 и W_0 , касательные напряжения на контакте постоянные и пропорциональные σ_s , т.е.:

$$\tau_k = \mu \cdot \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \sigma_s, \quad (0 \leq \mu \leq 0.5)$$

Кинематически граничные условия для 1й и 2й зоны представляем в следующем виде:

$$z = 0; \quad V_z = 0; \quad r = R_1; \quad V_r = -W_0; \quad (1)$$

$$z = h; \quad V_z = -V_0; \quad r = R_k; \quad V_r = -W_0 \frac{R_l}{R_k} - V_0 \frac{R_l^2 - R_k^2}{2hR_k}. \quad (2)$$

Кинематически возможные поля скоростей 1й и 2й зоны представляем в виде формул 3 и 4:

$$V_z = -\frac{V_0}{h} z; \quad (3)$$

$$V_r = -W_0 \frac{R_l}{r} - V_0 \frac{R_l^2 - r^2}{2hr}; \quad (4)$$

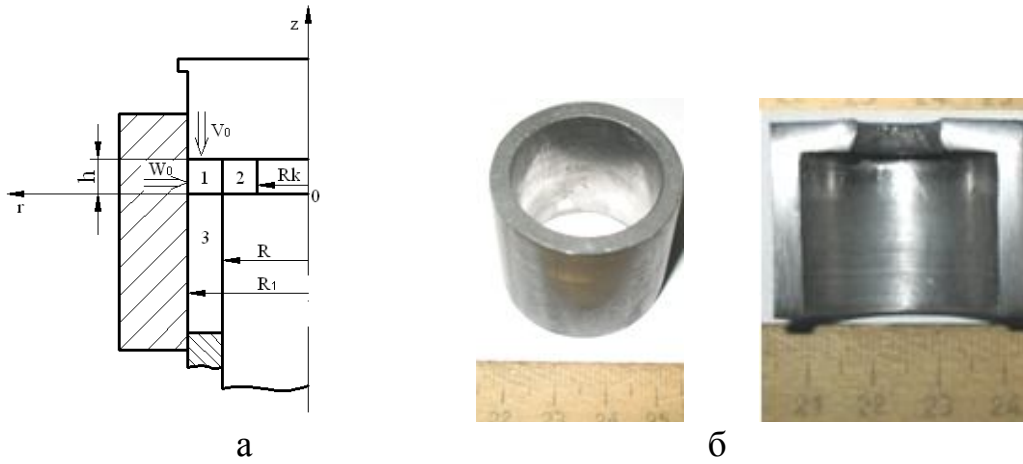


Рис. 1. Схема процесса высадки (а); заготовка и деталь, полученная высадкой (б)

Проводим линеаризацию по максимальной скорости деформации с помощью формулы 5:

$$\begin{aligned} \varepsilon_{i1,2} &= 1.08 \left| \dot{\varepsilon}_{max} \right| = 1.08 \left| \dot{\varepsilon}_r \right| = 1.08 \left(\frac{W_0 R_l}{r^2} + V_0 \frac{R_l^2 + r^2}{2hr^2} \right) = \\ &= \frac{1.08 W_0 R_l}{r^2} + \frac{1.08 V_0 R_l^2}{2hr^2} + \frac{1.08 V_0}{2h} \end{aligned} \quad (5)$$

Значение удельных усилий деформирования определяем из условия равенства мощностей внешних и внутренних сил на кинематически возможных скоростях перемещений, формула (6):

$$p \cdot V_0 \cdot \sigma_s \cdot \pi (R_1^2 - R_k^2) + q \cdot W_0 \cdot \sigma_s \cdot 2\pi \cdot R_l \cdot h = \sum_{i=1}^1 N_{\phi_i} + \sum_{j=1}^1 N_{c_j} + \sum_{k=1}^3 N_{T_k} \quad (6)$$

где N_{ϕ} - мощности пластической деформации в зонах 1, 2;

N_c - мощности сил среза на поверхностях разрыва скоростей между зонами 1 и 3;

N_T - мощности сил контактного трения заготовки и инструмента между зонами 2 и оправкой, 1,2 и пуансоном, 1 и матрицей.

После вычисления мощностей сил пластической деформации, среза и контактного трения на соответствующих плоскостях, производим группировку членов уравнения, содержащих активные и виртуальные скорости перемещения (пуансона и матрицы). Произведя перегруппировку членов уравнения, содержащих скорости перемещения пуансона V_0 и оправки W_0 после сокращения на площади контактных поверхностей, скорости перемещения и на сопротивление деформированию получим зависимости для определения значений приведенного давления высадки и приведенного давления на матрицу.

Находим приведенное давление деформирования $\bar{p}$ и давления на матрицу $\bar{q}$:

$$\bar{p} = \frac{1.08 \cdot \ln\left(\frac{1}{\bar{R}_k}\right)}{(1 - \bar{R}_k^2)} + \frac{1.08}{2} + \frac{\beta(1 - \bar{R})}{2 \cdot \bar{h} \cdot (1 - \bar{R}_k^2)} - \frac{\beta(1 - \bar{R}^3)}{6 \cdot \bar{h} \cdot (1 - \bar{R}_k^2)} + \frac{\beta \cdot \mu_s (\bar{R} - \bar{R}_k)}{\bar{h} \cdot (1 - \bar{R}_k^2)} - \quad (7)$$

$$- \frac{\beta \cdot \mu_s (\bar{R}^3 - \bar{R}_k^3)}{3 \cdot \bar{h} \cdot (1 - \bar{R}_k^2)} + \frac{\beta \cdot \mu_s}{\bar{h} \cdot (1 + \bar{R}_k)} - \frac{\beta \cdot \mu_s \cdot (1 + \bar{R}_k + \bar{R}_k^2)}{3 \cdot \bar{h} \cdot (1 + \bar{R}_k^2)} + \frac{\beta \cdot \mu_s \cdot \bar{h}}{(1 - \bar{R}_k^2)}$$

$$\bar{q} = 1.08 \cdot \ln\left(\frac{1}{\bar{R}_k}\right) + \frac{\beta(1 - \bar{R})}{2\bar{h}} + \frac{\beta \cdot \mu_s (\bar{R} - \bar{R}_k)}{\bar{h}} + \frac{\beta \cdot \mu_s (1 - \bar{R}_k)}{\bar{h}} \quad (8)$$

где: β - коэффициент равный $\frac{2}{\sqrt{3}}$, $\bar{R} = \frac{R}{R_1}$; $\bar{R}_k = \frac{R_k}{R_1}$; $\bar{h} = \frac{h}{R_1}$

Графический анализ зависимостей (7, 8) дан на рис. 2, 3.

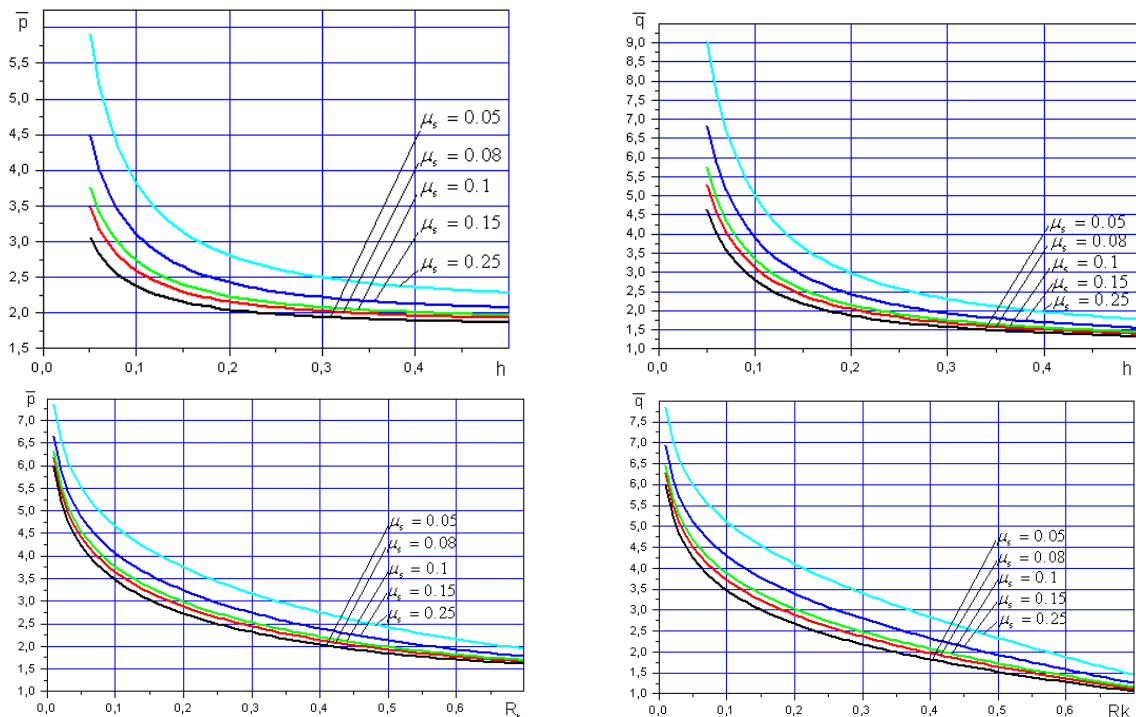


Рис. 2. Графики зависимости приведенного давления и давления на стенке матрицы от высоты фланца и радиуса фланца, полученные энергетическим методом

При снижении относительной высоты фланца $\bar{h}$, радиуса кромки $\bar{R}_k$, приведенное давление и давление на стенке матрицы увеличивается. В первом

случае возрастает степень деформирования при поперечном течении, а во втором - объем деформированного во фланцевой зоне металла. Также следует отметить, что при уменьшении радиуса оправки R давление возрастает из-за увеличения площади контакта металла с пуансоном.

В результате математического моделирования в пакете QForm получены графики изменения приведенного давления высадки в зависимости от различных геометрических параметров и трения, приведенные на рис. 4, 5. Граничные условия для осесимметричной задачи задавались в следующем виде:

- 1) Упрочнение алюминиевого материала АД31 описывалось кривой упрочнения $\sigma_s = 191,55e^{0,202}$ МПа при скорости деформации $0,25 \text{ с}^{-1}$, полученной по экспериментальным данным при осадке цилиндрических образцов; плотность материала 2800 кг/м^3 ; модуль Юнга 71000 МПа ; коэффициент Пуассона $0,3$;
- 2) Коэффициент трения по Леванову $0,16; 0,2; 0,5$.
- 3) Скорость перемещения деформирующего инструмента 1 мм/с , инструмент абсолютно жесткий.

Анализируя график зависимости приведенного давления деформирования от величины радиуса оправки R (рис. 4, а) можно сделать вывод, что с увеличением радиуса оправки приведенное давление деформирования уменьшается. Аналогичное влияние радиус оправки оказывает на усилие деформирования. Анализируя график зависимости приведенного давления деформирования от величины радиуса матрицы R_1 (рис. 5) можно сделать вывод, что с увеличением радиуса матрицы приведенное давление деформирования возрастает из-за увеличения площади контакта металла с инструментом. Аналогичное влияние радиус оправки оказывает на усилие деформирования.

Распределение деформаций по сечению заготовки представлено на рис. 4, б. Граница очага деформации ограничена параболической кривой, под которой находится недеформированная зона. Максимальные деформации сосредоточены на верхнем торце оправки.

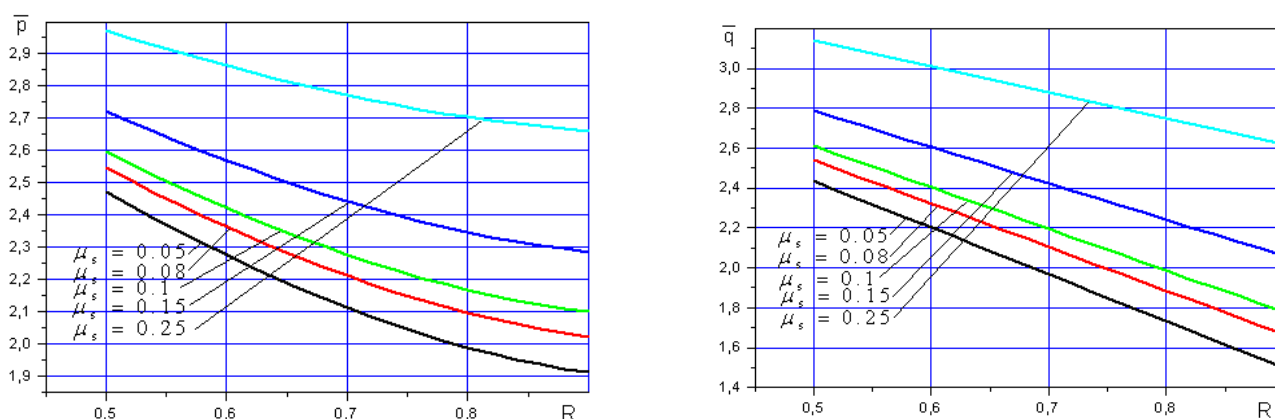
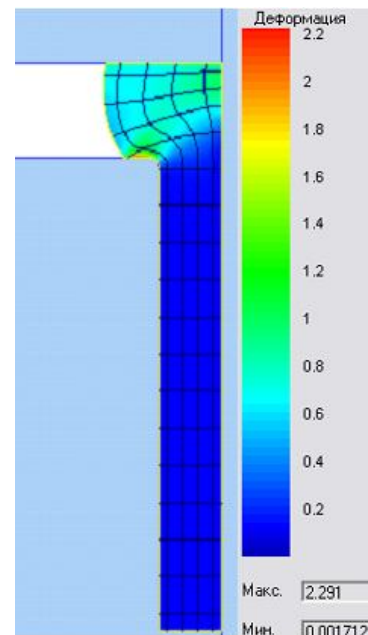
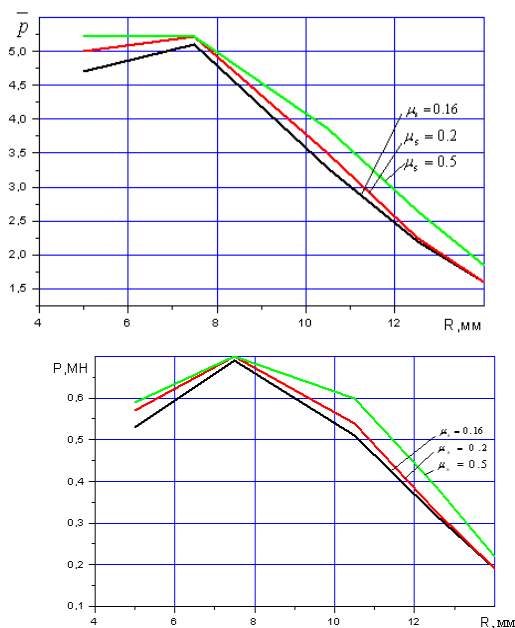


Рис. 3. Графики зависимости приведенного давления и давления на стенке матрицы от радиуса оправки, полученные энергетическим методом



а
б

Рис. 4. Графики зависимости приведенного давления и усилия деформирования от радиуса оправки (QForm):

а) График зависимости приведенного давления деформирования от величины радиуса оправки R; б) Распределение деформаций по сечению заготовки

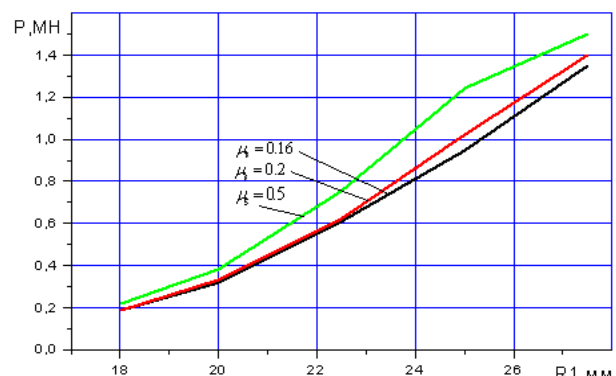
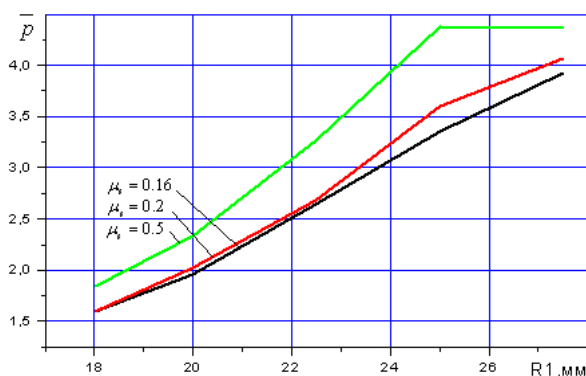


Рис. 5. Графики зависимости приведенного давления и усилия деформирования от радиуса матрицы (QForm)

ВЫВОДЫ

Энергетическим методом получены расчетные зависимости приведенного давления деформирования и давления на внутренней стенке матрице при высадке внутренних фланцев из трубчатой заготовки. Установлено влияние высоты фланца, внутреннего радиуса фланца, радиуса оправки и трения на силовые параметры процесса формообразования втулок с внутренним фланцем. Проведено конечно-элементное моделирование силового режима высадки фланца в пакете QForm. Превышение расчетных данных над экспериментальными составило для энергетического метода 8 %, для метода конечных элементов 5 %.

Список литературы: 1. Алиев И.С. Технологические возможности новых способов комбинированного выдавливания // Кузнечно – штамповочное производство. -1990. - №2. – С. 7 – 9. 2. Алиев И.С. Формообразование фланцев при холодном выдавливании осесимметричных

деталей / И.С. Алиев, Л.И. Алиева, С.В. Мартынов, И.Г. Савчинский // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском у металургії і машинобудуванні: Зб. наук. пр. – Краматорськ: ДДМА. – 2007. – С. 221-225. 3. Алиев И. С. Моделирование заключительной стадии радиального выдавливания / И.С. Алиев, Н.С. Грудкина, С.В. Мартынов // Ресурсозберігаючи технології виробництва та обробки тиском матеріалів у машинобудуванні: зб. наук. пр. – Луганськ: СНУ ім. В.Даля. – 2009 –С. 75-81. 4. Пат. 51884 Україна, В21J13/02. Штамп для отримання порожнистих деталей з внутрішнім фланцем / Л.І. Алієва, С.В. Мартинов, Н.С. Грудкіна; заявник і патентовласник Донбаська державна машинобудівна академія.. - № 200913740; Заявл. 28.12.2009; Опубл. 10.08.2010, Бюл. № 15. 5. Алиева Л. И. Исследование процесса формообразования фланцев на трубных заготовках / Л.И. Алиева, С.В. Мартынов, Е.А. Мясушкин, А.Г. Абашева // Обработка материалов давлением: сб. науч. тр. - Краматорск: ДГМА. - 2009. - № 2 (21). - С. 66-71. 6. Алиев И. С. Определение сил раскрытия оправки при радиальном выдавливании внутренних фланцев / И.С. Алиев, Н.С. Грудкина, С.В. Мартынов // Обработка материалов давлением: зб. наук. пр. - Краматорськ: ДДМА. - 2009. - № 1 (20). - С. 30-35. 7. Степанский Л.Г. Расчеты процессов обработки металлов давлением / Л.Г. Степанский. – М.: Машиностроение, 1979. – 215 с.

УДК 621.73

ЄВСТРАТОВ В. О., докт. техн. наук, проф., НТУ «ХП»

ЛАВРИК М. В., магістр, НТУ «ХП»

ЛИХАЧОВ М. О., магістр, НТУ «ХП»

ВИКОРИСТАННЯ ПРИНЦИПУ РОЗШИРЕННЯ ОСЕРЕДКУ ПЛАСТИЧНОЇ ДЕФОРМАЦІЇ ДЛЯ УДОСКОНАЛЕННЯ ПРОЦЕСІВ ШТАМПУВАННЯ

Стаття присвячена удосконаленню процесів штампування деталей типу фланців із маточинами та високих тонкостінних втулок.

Статья посвящена совершенствованию процессов штампования деталей типа фланцев со ступицами и высоких тонкостенных втулок.

The article is devoted to improvement of collar flange and high bushes mechanical working.

Принцип розширення осередку пластичної деформації сформульований на кафедрі обробки металів тиском НТУ ХП. Його суть полягає в тому, що для зменшення зусилля деформації та заповнення складних елементів ривчака треба шляхом зміни конструкції ривчака забезпечити розширення осередку пластичної деформації і його наближення до тих елементів ривчака, які важко заповнюються.

Покажемо це на двох прикладах штампування у закритому ривчаку на КГШП та відкритому ривчаку на молоті двох поширених деталей, при виготовленні яких часто спостерігається брак по незаповненню.

Деталі типу фланців із маточинами (рис. 1) виготовляють переважно на молотах у відкритому штампі.

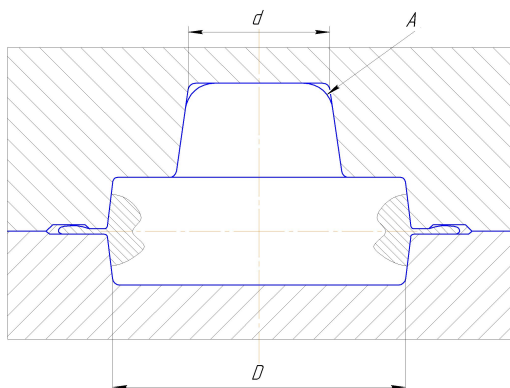


Рис.1. Схема штампування деталі типу фланця у відкритому рівчаку на молоті

При цьому у місцях *A* часто спостерігається незаповнення, якщо діаметр фланця *D* значно перевищує діаметр маточини *d*. Щоб забезпечити заповнення маточини, суттєво збільшують надлишковий об'єм вихідної заготовки (чим зменшують коефіцієнт використання металу) або зменшують товщину ґрату (чим збільшують кількість ударів молота або силу деформації преса та зменшують стійкість чистового рівчака штампа). Штампувати ж такі деталі на КГШП у закритому штампі взагалі ніхто не наважується. Це пояснюється тим, що закриті рівчаки дуже сильно перевантажуються, якщо заготовка має значний надлишок металу та рівчак не має компенсатора для виходу надлишкового металу. Автори статті розробили алгоритми та програми розрахунку особливостей формозміни та силового режиму деформації процесу штампування фланців з маточинами у закритих рівчаках із компенсаторами на КГШП (рис. 2). Наявність компенсатора у вигляді порожнини, яка розташована у верхній частині маточини, дозволяє розмістити у ній надлишковий метал і розвантажити рівчак від зайвих перевантажень. Важливим є питання: яким має бути діаметр отвору d_o для того, щоб, з одного боку, забезпечити заповнення місць *A*, а з другого, — попередити перевантаження рівчака і розмістити надлишковий об'єм металу. Розроблені авторами алгоритми та програми розрахунку особливостей формозміни та силового режиму деформації процесу штампування фланців з маточинами у закритих рівчаках із компенсаторами на КГШП (див. рис. 2) дозволяють дати відповідь на це важливе питання.

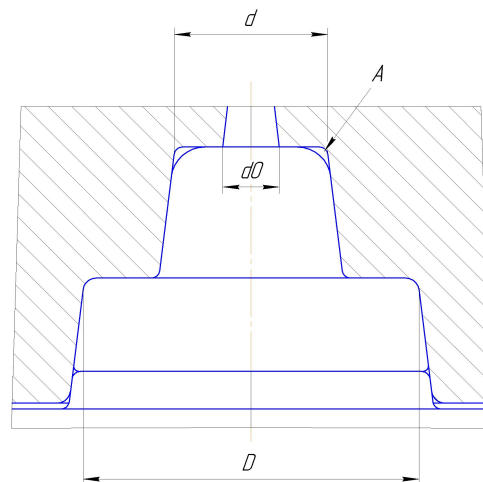


Рис. 2. Схема штампування деталі типу фланця у закритому рівчаку на молоті або пресі

При виготовленні деталей типу високих тонкостінних втулок на молотах у відкритих рівчаках також часто зустрічається незаповнення у місцях *B* та *H* через те, що на певному етапі, коли елементи поковки верхньої та нижньої частин H_v та H_n (рис. 3,а) перетворюються на жорсткі зони, осередок деформації локалізується в області, яка показана подвійним штрихуванням.

Області штампування, які позначені через H_v та H_n (див. рис. 3,а), стають жорсткими зонами через те, що течія металу у важко заповнювані елементи рівчака вимагає значних напружень σ_z на поверхнях, які показані пунктиром. Щоб забезпечити заповнення усіх елементів рівчака, на деяких заводах використовують принцип розширення осередку пластичної деформації і роблять

поверхню з'єднання штампів не пласку, як на рис. 3,а, а ступінчасту, як це показано на рис. 3,б. Завдяки цьому висоти H_1 та H_2 стають меншими за відповідні висоти H_e та H_n (див. рис. 3,а). Через те заповнення усіх елементів рівчака полегшується. Але таке технічне рішення призводить до збільшення напусків на штампувальні нахили, отже воно призводить до збільшення трудомісткості механічного оброблення штампованки. Крім того, немає наукового обґрунтування зміщення зовнішньої та внутрішньої поверхонь з'єднання рівчака штампа. Розроблені авторами алгоритми та програми розрахунку особливостей формозміни та силового режиму деформації процесу штампування тонкостінних високих втулок у закритих рівчаках із компенсаторами на КГШП (див. рис. 4) дозволяють дати відповідь на це важливе питання.

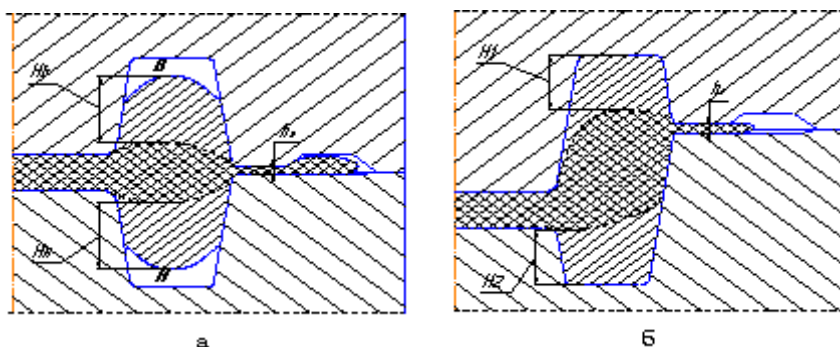


Рис. 3. Схеми штампування у відкритому штампі:
а – традиційна; б – з розширеним осередком
деформації

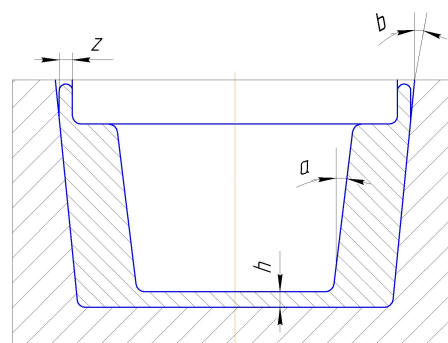


Рис. 4. Схема штампування
тонкостінних високих
втулок у закритому штампі
з компенсатором

Розрахунки показали, що штампування таких деталей у закритих штампах з компенсатором (товщиною z) дозволяє не тільки повністю позбутись браку по незаповненню, а також значно скоротити витрати металу не тільки на грат, але й на напуски, якщо використовувати штампування в закритих штампах у поєднанні із штампуванням без штампувальних нахилів.

На жаль, зараз ці новації патентуються. Тому дати рекомендації щодо визначення оптимальних розмірів позначених на рисунках величин ми не маємо можливості.

Висновки: 1. Раціональна зміна конструкції штампа, яка базується на принципі розширення осередку пластичної деформації, повністю виключає брак по незаповненню рівчака. 2. Використання нових схем штампування у закритих штампах дозволяє отримати відчутну економію металу. 3. Відсутність грат дозволяє знизити трудомісткість виготовлення деталей. 4. Наявність компенсаторів дозволяє суттєво підвищити стійкість закритих штампів.

О. В. КАЛЮЖНИЙ, канд. тех. наук, ст. викл.; НТУУ "КПІ", Київ

ПОРІВНЯЛЬНИЙ АНАЛІЗ ТРАДИЦІЙНОГО ОБТИСКУ ТА ОБТИСКУ ЗАГОТОВОК З ДИФЕРЕНЦІЙОВАНИМ ПРОТИТИСКОМ

Методом конечных элементов проведено математическое моделирование холодного традиционного обжима трубчатых заготовок из стали и обжима в условиях действия дифференцированного противодействия на внутреннюю поверхность заготовки. Определены конечная геометрическая форма изделий, усилия обжима, распределение удельных усилий на деформирующем инструменте, напряженно-деформированное состояние, степень использования ресурса пластичности металла и упрочнение металла после деформации. Проведено сравнение результатов моделирования. Приложение противодействия приводит к увеличению степени деформации при обжиме.

Методом скінчених елементів проведено математичне моделювання холодного традиційного обтиску трубчатих заготовок із сталі та обтиску в умовах дії диференційованого протитиску на внутрішню поверхню заготовки. Визначені кінцева геометрична форма виробів, зусилля обтиску, розподіл питомих зусиль на деформуючому інструменті, напружено-деформований стан, ступінь використання ресурсу пластичності металу після деформації. Проведене порівняння результатів моделювання. Прикладання протитиску приводить до збільшення ступеню деформації при обтиску.

The mathematical simulation of conventional squeezing of tubular workpiece made of steel and squeezing in conditions of differential counterpressure on the inner surface of workpiece were carried out by finite element method. Final geometry of products, squeezing force, specific forces distribution on the deforming tool, mode of deformation, degree of metal plasticity resource and strengthening of metal after deformation were determined. The comparison of simulation results were carried out. Application of counterpressure brings to increasing of degree of deformation during squeezing.

Обтиск трубчатих або порожнистих заготовок з дном широко розповсюджена формоутворююча операція листового штампування для виготовлення деталей балонів, перехідників для трубопроводів, ємностей для нагрівання води, гільз та інших. В результаті обтиску частина заготовки приймає форму конуса, циліндра і конусу, сфери, циліндра і сфери. Процес обтиску реалізують на кривошипних і гідравлічних пресах. При проектуванні технології обтиску в основному використовують дані з джерел [1-2]. Це стосується визначення, по-перше, основного показника - граничного коефіцієнта обтиску (відношення діаметра заготовки D по середині стінок до діаметра торця d обтиснутої заготовки також по середині стінок), а також висоти заготовки для обтиску, наближеного розрахунку зусилля та потовщення стінки заготовки після обтиску. При традиційному обтиску трубчатих заготовок без підпору стінок, як показали розрахунки [3], в залежності від відносної товщини стінки (S/D) виникають дефекти у вигляді поперечних кільцевих складок на ділянці переходу обтиснутої конічної частини в циліндричну та на стінці заготовки, що підтверджено експериментальними даними [4]. На рис. 1 показані види дефектів, які виникають при обтиску без підпору стінок заготовки. Для виключення

вказаних дефектів використовують при обтиску жорсткі оправки. Однак, використання таких оправок приводить до виникнення сил тертя між оправками і металом, що деформується, та до збільшення зусилля обтиску. При обтиску порожнистих заготовок з дном використання вказаних оправок не можливе.

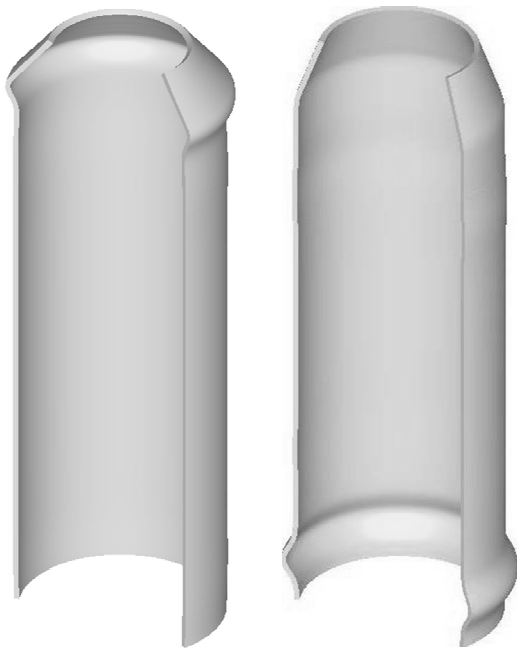


Рис. 1. Дефекти, які виникають при традиційному обтиску

Метою даної роботи є визначення розрахунковим шляхом з використанням методу скінченних елементів впливу диференційованого протитиску на стінки заготовки на коефіцієнт обтиску, силові режими, напружений стан металу, питомі зусилля на деформуючому інструменті та якість виробів.

На кафедрі механіки пластичності матеріалів та ресурсозберігаючих процесів НТУУ «КПІ» при участі автора розроблені способи обтиску порожнистих заготовок з дном і трубчатих заготовок в умовах дії диференційованого протитиску на стінки заготовки при формоутворенні виробів [5]. Відмінність способів від існуючих полягає в тому, що протитиск створюється без додаткових приводів і пристроїв, причому

величина протитиску збільшується пропорційно зростанню зусилля обтиску (рис. 2). По схемі обтиску (рис. 2а) в рухомий контейнер з каналами діаметром d_1 і d_2 , який встановлений на опорі 2 з ущільненнями 3, заливають робочу рідину. В отвір опори 2 встановлений шток-виштовхувач 4, що має отвір для відводу повітря при розміщенні заготовки 5 (ліворуч від вісі симетрії). Зусилля P до заготовки 5 прикладають за допомогою штока 6. Під дією зусилля P заготовка опускається до штока-виштовхувача 4 з одночасним витиснення повітря через отвір в штоці-виштовхувачі 4, при цьому рідина з каналу діаметром d_1 витискується в канал діаметром d_2 і контейнер 1 рухається вгору (праворуч від вісі симетрії). Пружина 7 підтримує шток-виштовхувач 4 та прижимає до заготовки 5 при обтиску. При зростанні зусилля P створюється в рідині тиск q , що діє на внутрішню поверхню заготовки 5 та не дає втратити стійкість стінки при деформуванні. Величина тиску q при формоутворенні виробу залежить від зусилля P . Таким чином на заготовку діє диференційований протитиск q , величина якого пропорційна зростанню зусилля P . Виштовхування деталі виконується виштовхувачем 4.

Інша схема обтиску (рис. 2б) відрізняється тим, що нерухомий контейнер 1 з опорою 2 зафіксований на плиті 3 болтами 13. В контейнер 1 встановлена рухома ступінчата матриця 4, рухома втулка 5 з пружиною 6. В опору 2 і плиту 3 встановлений на пружину 7 шток-виштовхувач 8, який має отвір для відводу повітря. Зверху на контейнері 1 болтами 12 закріплене кільце 9. Порожнини діаметром d_1 і D заповнюють робочою рідиною. Заготовку 10 розміщують в

рухомій втулці 5 до якої штоком 11 прикладають зусилля деформування P . Під дією зусилля P заготовка 10 опускається разом з рухомою втулкою 5 до штока-виштовхувача 8 з одночасним витисненням повітря через отвір у ньому. Пружина 6 необхідна для повертання у вихідне положення рухому матрицю 4 та рухому втулку 5. Рухома матриця 4 та опора 2 мають ущільнення 14. Вихідний стан перед обтиском показаний ліворуч від вісі симетрії.

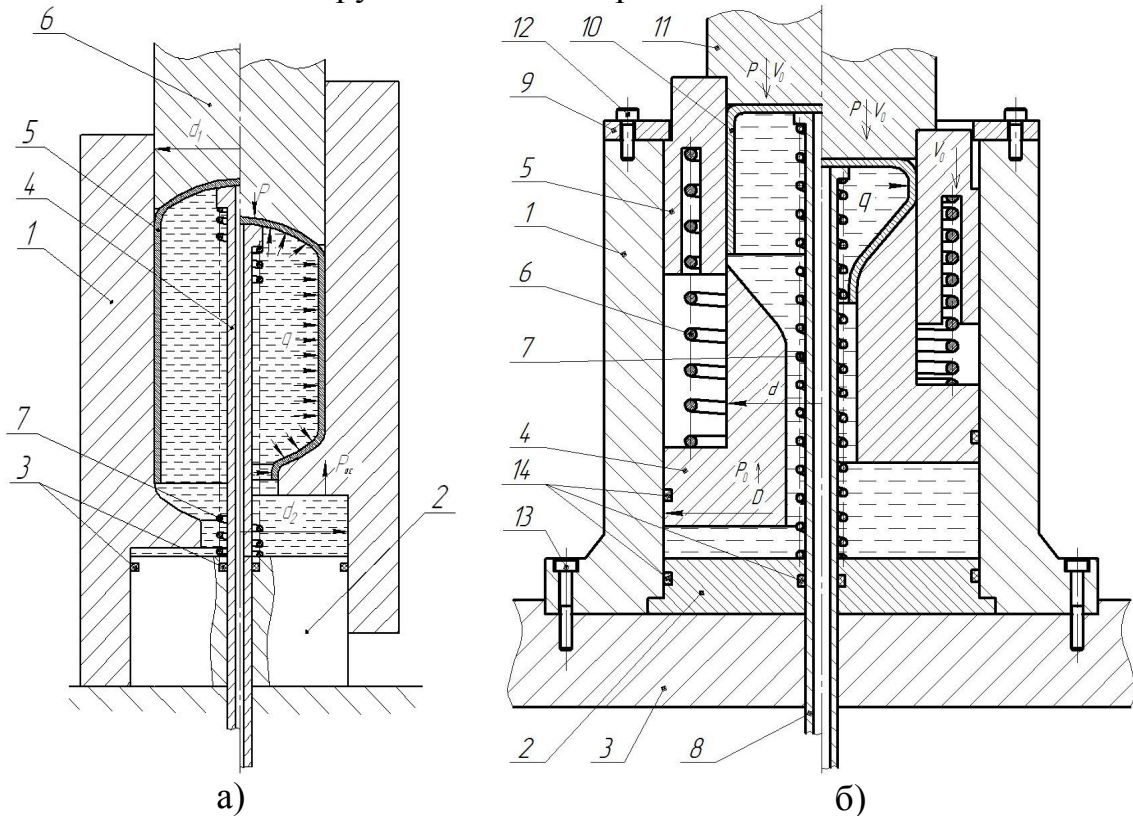


Рис. 2. Способи обтиску в умовах дії диференційованого протитиску на стінки заготовки

При опусканні штока 15 заготовка 10 перекриває канал в штоку-виштовхувачі 8 і в порожнинах діаметрами d_1 і D під дією зусилля P створюється тиск q , що діє на внутрішню поверхню заготовки 10. Від тиску q за рахунок різниці площ порожнин матриця 4 починає рухатись вгору створюючи зусилля P_0 . Таким чином на внутрішню поверхню заготовки 10 також діє диференційований протитиск, величина якого залежить від зусилля P . В свою чергу, рухома втулка 5 опускається вниз одночасно з заготовкою 10, при цьому виключається тертя на зовнішній поверхні заготовки 10 на відміну від попередньої схеми. Виключення тертя приводить до зменшення зусилля обтиску.

За допомогою методу скінченних елементів проведено моделювання процесів традиційного обтиску і обтиску в умовах дії диференційованого протитиску на внутрішню стінку трубчатої заготовки. Обтиску підлягала вісесиметрична трубчата заготовка діаметром 62 міліметри (мм), висотою 195 мм і товщиною 1,5 мм із маловуглецевої сталі. Задача розглядалася як вісесиметрична. Розрахункові схеми приведені на рис. 3. На рис. 3а показано: 1 - заготовка, 2 - контейнер, 3 - шток; на рис. 3б - заготовка 1, контейнер 2, шток 3, матриця 4. Враховано тертя на контактуючих поверхнях, зміцнення при

формоутворенні, швидкість деформування. Використана пружно-пластична модель. Моделювання виконувалось за допомогою ліцензійного пакету DEFORM. Розрахунок закінчували коли в нижній частині стінки заготовки виникало потовщення.

Кінцеві форми заготовок, які отримані моделюванням зображені на рис. 4. При традиційному обтиску діаметр обтиснутої частини складає 48 мм, потовщення стінки досягає 1,7 мм. При обтиску з диференційованим протитиском (максимальне значення протитиску 55 МПа в кінці обтиску) отримано: діаметр обтиснутої частини 38 мм, потовщення стінки 1,9 мм. В першому випадку досягнуто коефіцієнт обтиску 1,29, а в другому – 1,63. Таким чином, прикладання протитиску приводить до збільшення ступеню деформації в 1,3 рази. Залежність зусилля обтиску від переміщення штоку приведена на рис 5. При традиційному обтиску максимальне значення зусилля обтиску складає 250 КН, при обтиску з протитиском – 267 КН. Зростання зусилля склало 6,3 %. На рис. 6 показаний розподіл нормальних напружень на конічній поверхні здеформованої заготовки, яка контактує з матрицею. При традиційному обтиску розподіл нерівномірний. Має місце відставання заготовки від матриці на початку конічної поверхні матриці і в кінці. При обтиску з протитиском величини нормальних напружень збільшуються в 3 рази.

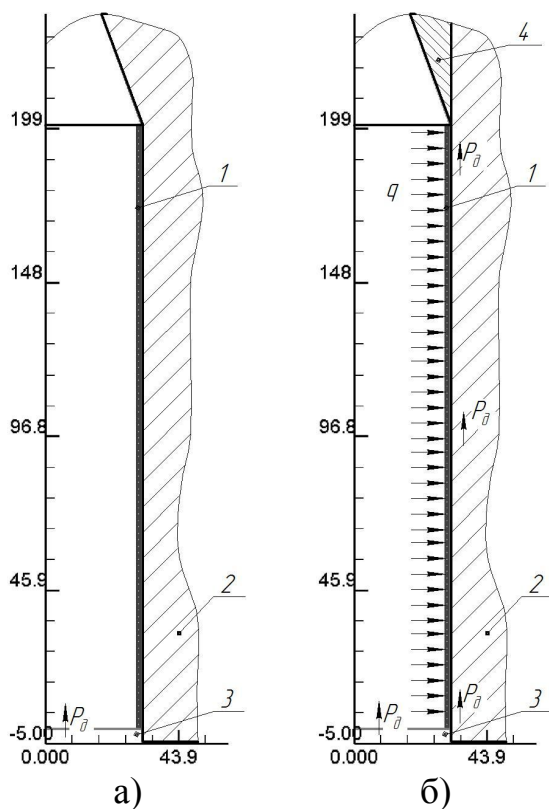


Рис. 3. Розрахункові схеми традиційного обтиску (а) і з протитиском (б). Розміри в міліметрах

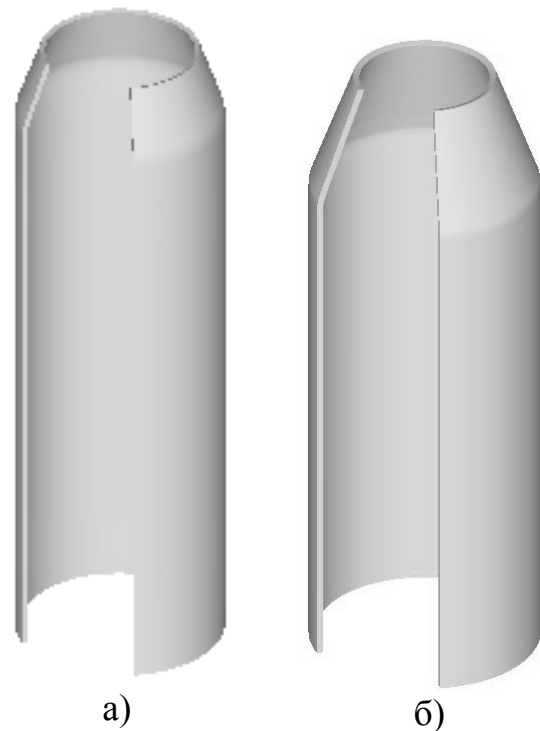


Рис. 4. Здеформовані заготовки в розрізі: а-традиційний обтиск, б-обтиск з протитиском

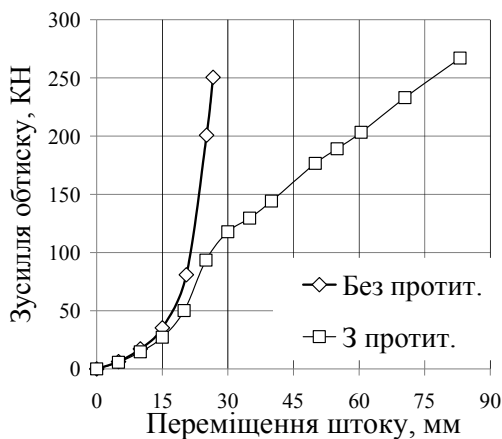


Рис. 5. Залежність зусилля обтиску від переміщення штоку

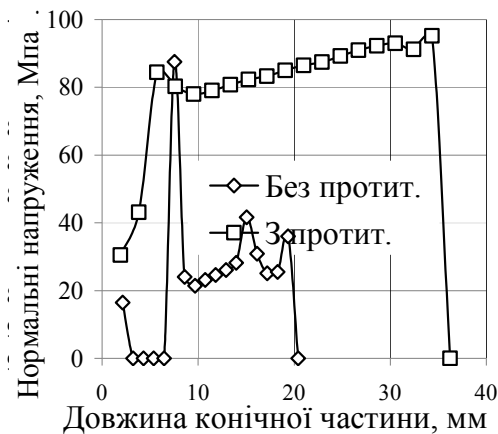


Рис. 6. Розподіл нормальних напружень на конічній поверхні

Прикладання протитиску приводить до збільшення радіальних напружень. Розподіл радіальних напружень на конічній поверхні заготовки, яка контактує з матрицею, зображений на рис. 7. Радіальні напруження стискаючі, прикладання протитиску приводить до зменшення значень напружень на кінці конічної частини.

Розподіли радіальних σ_r , осьових σ_z і тангенціальних σ_θ напружень в здеформованій частині заготовок при традиційному обтиску і обтиску з протитиском приведені на рис. 8 (тонкими лініями показані контури конічної матриці). В верхній частині рисунка зображені вказані напруження при традиційному обтиску, в нижній – при обтиску з протитиском. Прикладання протитиску приводить до більш рівномірного розподілу і збільшення величин вказаних напружень, а також до повного заповнення профілю матриці в місці переходу циліндричної частини в конічну. Протитиск забезпечує виключення виникнення розтягувальних радіальних напружень в здеформованій частині заготовки і зменшення розтягувальних напружень σ_z в верхній частині заготовки. На ділянці переходу стінки заготовки в конус при обтиску з протитиском напруження σ_r і σ_θ стискаючі, а при традиційному – розтягувальні, що приводить до утворення поперечних складок в середині заготовки.

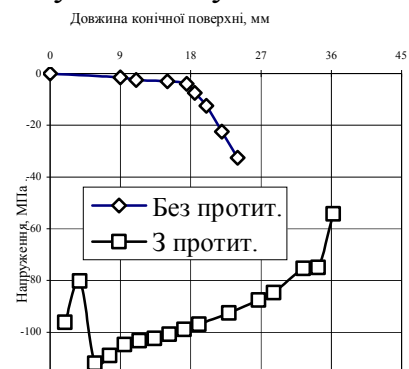


Рис. 7. Розподіл радіальних напружень

Якість заготовок після обтиску можна оцінювати по пропрацюванню структури металу холодною пластичною деформацією, ступеню використання ресурсу пластичності та зміцненню здеформованого металу. На рис. 9 зображений розподіл інтенсивності деформацій ϵ_i , ступеня використання ресурсу пластичності ψ та інтенсивності напружень σ_i в здеформованій частині заготовок, які отримані при традиційному обтиску (верхній ряд рисунку) та при обтиску з протитиском (нижній ряд). Розподіли ϵ_i , по якому оцінюється пропрацювання

структури металу пластичною деформацією, для обох обтисків практично однакові, однак при обтиску з протитиском ε_i досягає значення 0,56 (без протитиску 0,3). Аналогічний розподіл ступеня використання ресурсу пластичності ψ . Не дивлячись на те, що при обтиску з протитиском досягнуті значення інтенсивності деформацій в двічі більші, величини ресурсу пластичності ψ однакові. Величину зміцнення здеформованого металу можна оцінити по розподілу інтенсивності напружень σ_i в здеформованому металі і порівняти з умовною межею текучості $\sigma_{0,2}$ металу в вихідному стані (для заготовок з маловуглецевої сталі $\sigma_{0,2}=280$ МПа). При традиційному обтиску на початку конусної частини заготовки $\sigma_i=340$ МПа на кінці - $\sigma_i=460$ МПа. Відповідно метал зміцнюється в 1,2 і 1,64 рази в порівнянні з вихідним станом. При обтиску з протитиском на початку конусної частини заготовки $\sigma_i=500$ МПа на кінці - $\sigma_i=570$ МПа. Метал зміцнюється відповідно в 1,78 і 2 рази.

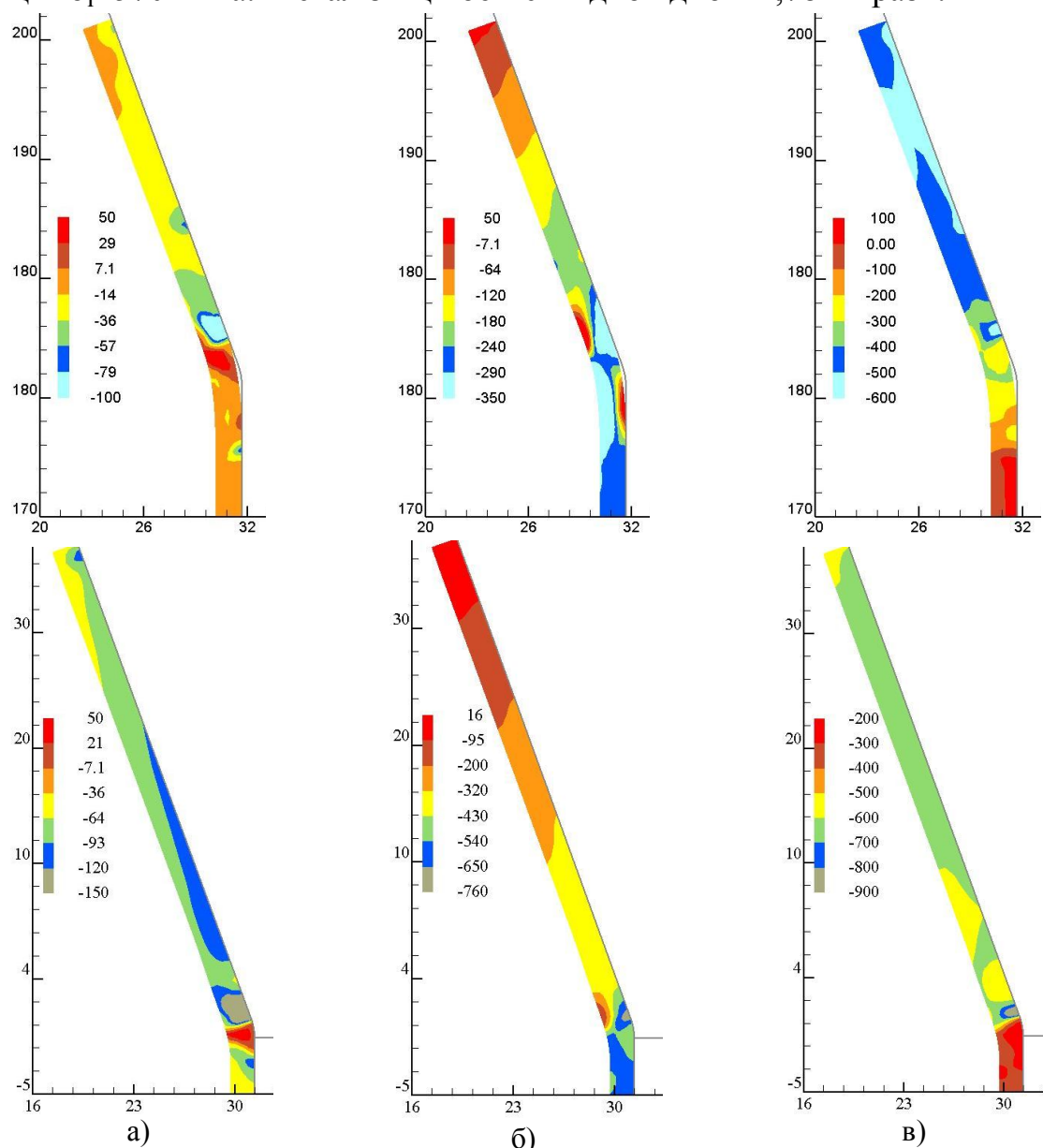


Рис. 8. Розподіли напружень в здеформованій частині заготовок (розміри по осях в міліметрах) : а- радіальних σ_r , б - осьових σ_z , в – тангенційних σ_θ

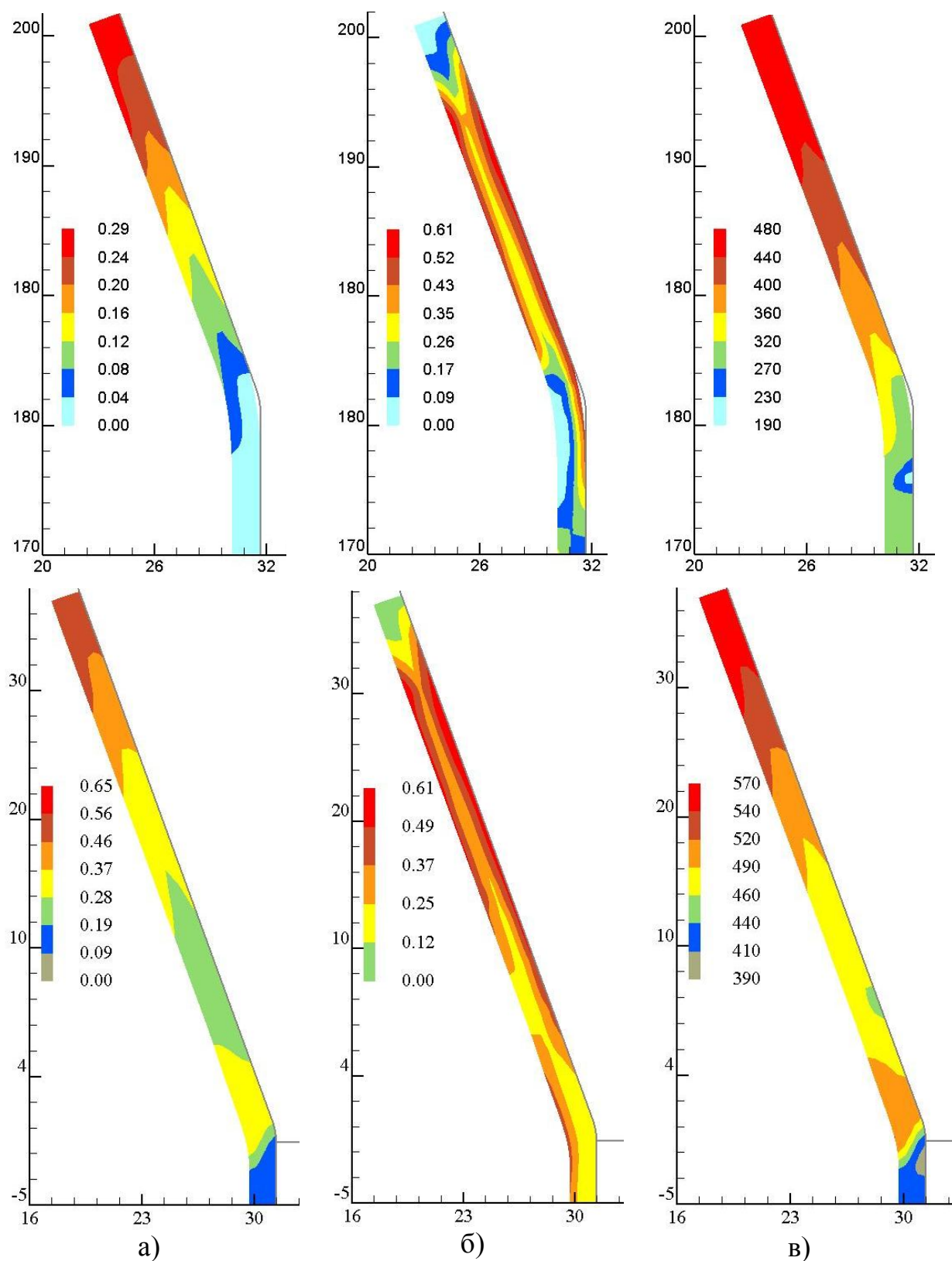


Рис. 9. Розподіли інтенсивності деформацій ϵ_i (а), ресурсу пластичності ψ (б) і інтенсивності напружень σ_i (в) в zdeформованій частині заготовок (розміри по осях в міліметрах)

Висновки. Розроблені способи обтиску з прикладанням диференційованого протитиску на внутрішню стінку порожнистих заготовок з дном і трубчатих заготовок. Методом скінченних елементів проведений порівняльний аналіз

традиційного обтиску і обтиску з протитиском. Встановлено, що прикладання протитиску, в порівнянні з традиційним обтиском, забезпечує: збільшення ступеню деформації за один перехід; виключення виникнення розтягувальних напружень при формоутворенні виробів і зменшення вірогідності утворення дефектів у вигляді поперечних складок; більш інтенсивне і рівномірне пропрацювання структури металу пластичною деформацією; більше зміцнення zdeформованого металу заготовок.

Список літератури: 1. Романовский В.П. *Справочник по холодной штамповке*// Романовский В.П. – 6-е изд., перераб. и доп. – Л.: Машиностроение. Ленингр. отд-ние, 1979. – 520 с. 2. *Ковка и штамповка: Справочник: В 4 т. Т. 4 Листовая штамповка*/ Под ред.. А.Д. Матвеева; Ред. совет: Е.И. Семенов (пред.) и др. – М.: Машиностроение, 1985-1987. – 544 с. 3. Калюжний О.В. Аналіз силових режимів та якості виробів при обтиску трубчатих заготовок в конусній матриці//Вісник НТУУ «КПІ», серія Машинобудування, 2011, вип. 62. С. 63-67. 4. Аверкиев Ю.А. *Холодная штамповка*// Аверкиев Ю.А. ; Издательство Ростовского университета , 1984, - 288 с. 5. Калюжний В. Л. Спосіб обтиску горловини типу балон: пат. України №59190: МПК В21В26/02// Калюжний В. Л., Калюжний О. В., Піманов В. В., Паляничко Є. М.; Заявник і патентовласник НТУУ „КПІ”; Опубл. 10.05.2011, бюл. № 9.

УДК 621. 7

В. Л. КАЛЮЖНИЙ, докт. техн. наук, проф.; НТУУ "КПІ", Київ

В. В. ПІМАНОВ, асп.; НТУУ "КПІ", Київ

М. В. ОРЛЮК, канд. техн. наук, доц.; НТУУ "КПІ", Київ

ХОЛОДНЕ ВИДАВЛЮВАННЯ СТУПІНЧАТИХ ПОРОЖНИН ПРЕСФОРМ ІЗ СТАЛІ 12ХН3А В УМОВАХ ДІЇ ДИФЕРЕНЦІЙОВАНОГО ПРОТИТИСКУ НА ЗАГОТОВКУ

Методом конечных элементов проведено математическое моделирование холодного выдавливания ступенчатых полостей прессформ из стали 12ХН3А в условиях действия дифференцированного противодействия на внеконтактную поверхность заготовки. Определены усилия выдавливания, распределение удельных усилий на деформирующем инструменте, напряженно-деформированное состояние, степень использования ресурса пластичности металла и конечные размеры полости. Проведены эксперименты по выдавливанию ступенчатых полостей.

Методом скінчених елементів проведено математичне моделювання холодного видавлювання ступінчатих порожнин пресформ із сталі 12ХН3А в умовах дії диференційованого протитиску на позаконтактну поверхню заготовки. Визначено зусилля видавлювання, розподіл питомих зусиль на деформуючому інструменті, напружене-деформований стан, ресурс використання пластичності металу і кінцеві розміри порожнини. Проведено експерименти по видавлювання ступінчатих порожнин.

The mathematical modeling of cold forging of stepped die cavity made of steel 12ХН3А in conditions of differentiated back pressure on the out-of-contact surfaces of workpiece was carried out by finite element method. Loads, specific loads of forging, mode of deformation, resource of metal plasticity and finite dimensions of forged cavity were determined. The experiment of forging of stepped cavity was performed.

Сучасний розвиток багатьох галузей промисловості потребує впровадження вдосконалених та нових технологій, які дозволяють отримати високоточні вироби чи напівфабрикати із штампових та інструментальних сталей з підвищеними експлуатаційними властивостями. Для підвищення надійності і довговічності деформуючого інструменту штампів для гарячого об'ємного і листового штампування, пресових та ливарних форм при виготовленні таких деталей використовують холодне об'ємне штампування (ХОШ). Ефективність ХОШ для виготовлення деталей штампів і прес-форм приведена в [1]. Однак із-за низької пластичності штампових і інструментальних сталей, традиційне холодне видавлювання не забезпечує великих глибин вдавлювання пуансона при отриманні порожнистих виробів, а також має місце незаповнення гравюри порожнини складної геометричної форми, зокрема ступінчатих порожнин. Для підвищення пластичності сталей при холодному формоутворенні виробів використовують схеми видавлювання зі збільшеним гідростатичним тиском в осередку деформації, наприклад за допомогою прикладення протитиску рідиною під високим тиском. Ефективність дії рідини під високим тиском на пластичність при механічних випробуваннях зразків і в процесах прямого видавлювання показана в роботах [2-4]. Отримання порожнин штампів і прес-форм холодним видавлюванням з протитиском дозволяє збільшити глибину вдавлювання за один перехід та підвищити стійкість майстер-пуансонів [5,6].

Метою даної роботи є визначення методом скінчених елементів (МСЕ) параметрів холодного видавлювання ступінчатих порожнин пресформ із сталі 12ХН3А в умовах дії диференційованого протитиску та проведення експериментальних досліджень.

Схема видавлювання порожнин в умовах дії диференційованого протитиску, яка розроблена на кафедрі механіки пластичності матеріалів та ресурсозберігаючих процесів НТУУ «КПІ» показана на рис. 1. Вихідний стан перед видавлюванням показаний зліва від вісі симетрії. Бандажований контейнер 1 має два канали 5 та 6 з різними діаметрами, які з'єднані отворами 7. В верхній канал 5 встановлюють деформуючий пуансон 8 і закріплюють гвинтом 11. В нижній канал 6 встановлюють опору 2 з ущільненням 3. Контейнер 1 з опорою 2 розміщують на нижній плиті 4 та фіксують гвинтом 12. Перед видавлюванням в канал 5 заливають робочу рідину, яка через отвори 7 вільно проходить в канал 6 та встановлюють заготовку 9. Робота штампу при видавлюванні показана праворуч від вісі симетрії. При прикладанні зусилля через штовхач 10 на заготовку 9 навантаження через деформуючий пуансон 8 і контейнер 1 витримує рідина в каналі 6. В ній виникає тиск величиною q , причому тиск такої величини буде і в каналі 5.

Запобігання витіканню рідини з каналу 5 забезпечує заготовка 9, а з каналу 6 – ущільнення 3. Від тиску рідини і різниці площ перерізу каналів виникає осьове зусилля: $P_{oc} = q (F_6 - F_5)$, де F_6 і F_5 – площі перерізів каналів 6 і 5. Дія зусилля P_{oc} направлена назустріч зусиллю P_0 . Величина P_{oc} пропорційно зростає при збільшенні P_0 . Коли зусилля P_{oc} досягне величини, яка необхідна для деформування заготовки 9 пуансоном 8, починається видавлювання порожнини в

заготовці. При видавлюванні метал стінки порожнини витісняє рідину з каналу 5 в канал 6, і контейнер 1 піднімається відносно опори 2 назустріч штовхачу 10.

В процесі деформування на позаконтактну поверхню заготовки діє протитиск рідини q , який залежить від зусилля видавлювання P_0 і змінюється в процесі деформування. Таким чином, величина протитиску диференційована: чим більше метал зміцнюється і зменшується пластичність, тим більший опір деформуванню і зростає зусилля видавлювання P_0 , що призводить до збільшення тиску q для підтримання пластичності на необхідному рівні для формоутворення порожнини без руйнування по мірі вдавлення пуансона в заготовку. Виштовхування заготовки після видавлювання з контейнера виконують другим ходом пресу.

Шляхом прикладання навантаження на контейнер 1, він зміщується вниз, рідина перетікає з каналу 6 в канал 5 і виштовхує заготовку із контейнера 1. Крім названих, особливості схеми в тому, що при видавлюванні порожнин на деформуючий пуансон також діє тиск рідини і сприяє збільшенню його стійкості.

Задача аналізу видавлювання ступінчастої порожнини (рис.2) з протитиском вирішується шляхом розроблення скінченно-елементної моделі формоутворення порожнини та проведення розрахунків.

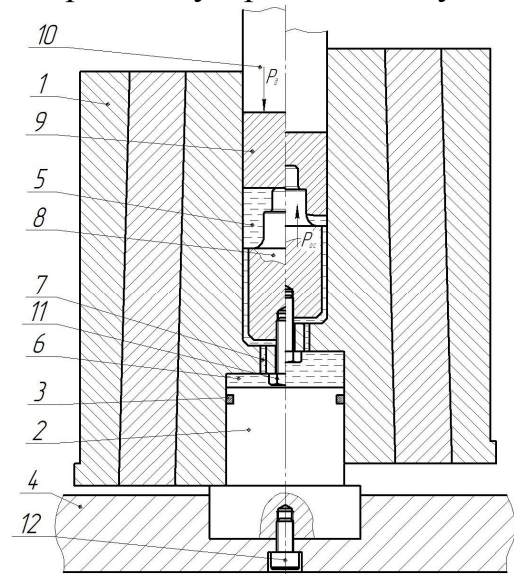


Рис. 1. Схема видавлювання порожнин в умовах дії диференційованого протитиску

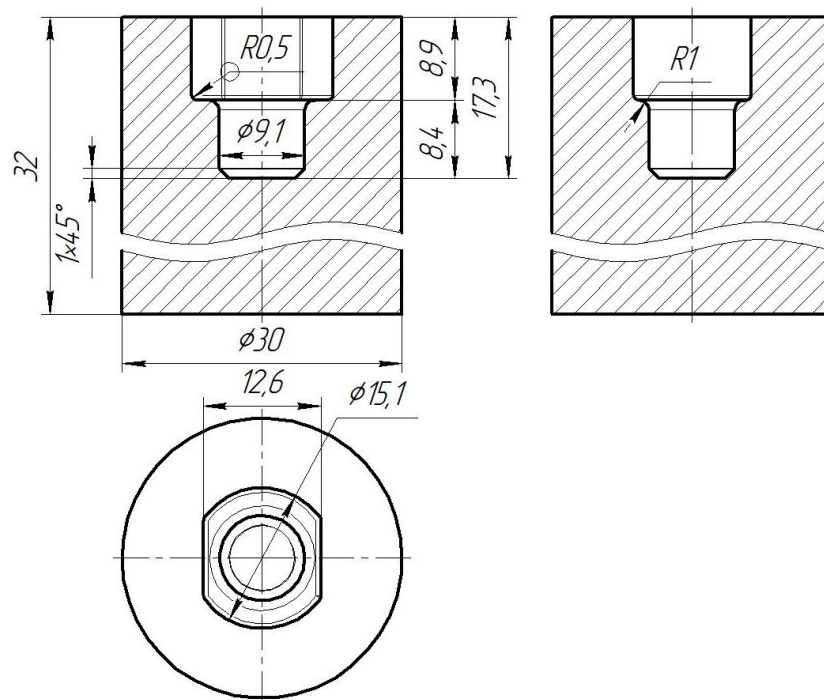


Рис. 2. Креслення пресформи, що видавлюється.

Процес видавлювання порожнини в заготовці із сталі 12ХН3А розглядали, як об'ємну задачу. Моделювання проводили за допомогою програмного комплексу DEFORM, що був наданий на правах тимчасової ліцензії компанією «ТЕСИС».

Для моделювання задавали всі необхідні вихідні данні. Розміри заготовки: діаметр – 30 мм, висота – 46 мм. Властивості металу вихідної заготовки у відпаленому стані: модуль Юнга $2,1 \cdot 10^5$ МПа, коефіцієнт Пуассона 0,33, умовна межа течії $\sigma_{0,2}=450$ МПа. Діаграму істинних напружень описували як функцію: $\sigma_s = \sigma_s(\varepsilon_i, \dot{\varepsilon})$ (тут σ_s – істинне напруження, ε_i – інтенсивність деформацій, $\dot{\varepsilon}$ – швидкість деформації). Для врахування тертя на контактуючих поверхнях задавали коефіцієнт тертя $\mu=0,08$. Деформуючий інструмент вважався абсолютно жорстким.

На рис. 3 наведена розрахункова схема видавлювання порожнини матриці в умовах дії диференційованого протитиску q на позаконтактну поверхню заготовки з урахуванням зменшення її при видавлюванні. Заготовка 1 встановлюється в контейнер 3 на пуансон 2. Зусилля видавлювання P прикладається за допомогою штовхача 4. При моделюванні задавали переміщення штовхачу 4 ($u=0,1$ мм). Геометрія деформуючого пуансона відповідає необхідному профілю порожнини (рис. 3). Величина протитиску в процесі видавлювання змінна і залежить від зусилля P .

Розрахункова залежність зусилля видавлювання від переміщення пуансона показана на рис. 4. Максимальне значення зусилля видавлювання в кінці робочого ходу склало 1200 кН.

Зміна величини диференційованого протитиску q від переміщення пуансона показана на рис. 5. Максимальне значення протитиску в кінці видавлювання склало 900 МПа. Дія протитиску залежить від зусилля видавлювання і пропорційно зростає зусиллю видавлювання, що призводить до зменшення навантаження на деформуючому інструменті на відміну від існуючих схем видавлювання з протитиском.

По результатам чисельного експерименту було визначено кінцеву геометричну форму заготовки, напружено-деформований стан та ступінь використання ресурсу пластичності ψ здеформованого металу, який дає можливість прогнозувати ймовірність отримання порожнини без руйнування.

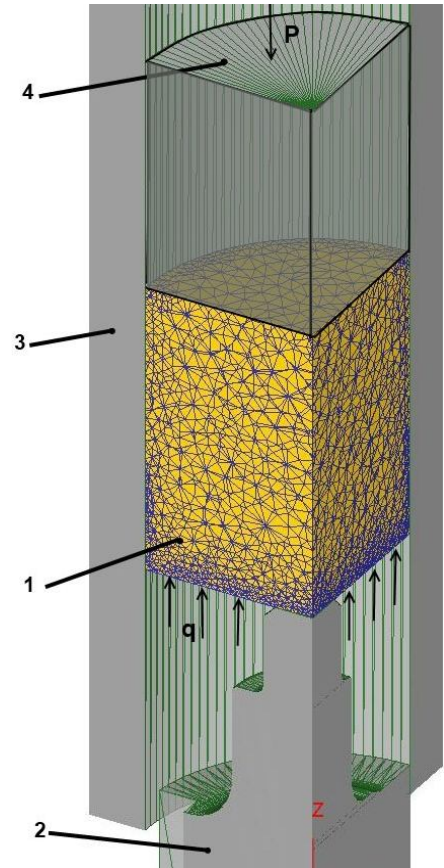


Рис. 3. Розрахункова схема видавлювання порожнини прессформи в умовах дії протитиску на позаконтактну поверхню заготовки.

Розподіл ψ по об'єму четвертої частини заготовки показаний на рис. 6. При видавлюванні з протитиском отримане максимальне значення $\psi=0,8$.



Рис.4. Залежність зусилля видавлювання від переміщення пуансону.

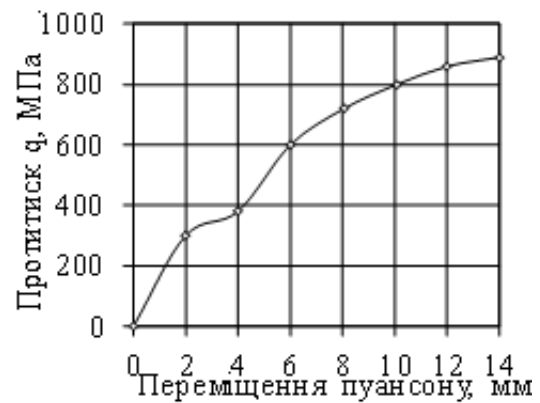


Рис.5. Залежність протитиску від переміщення пуансону.

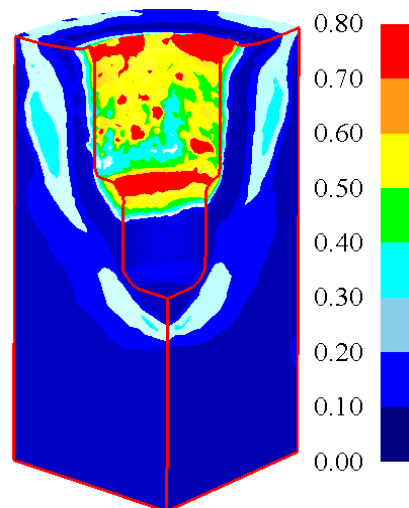
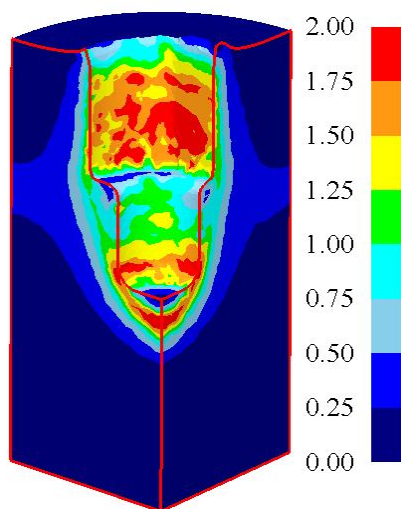
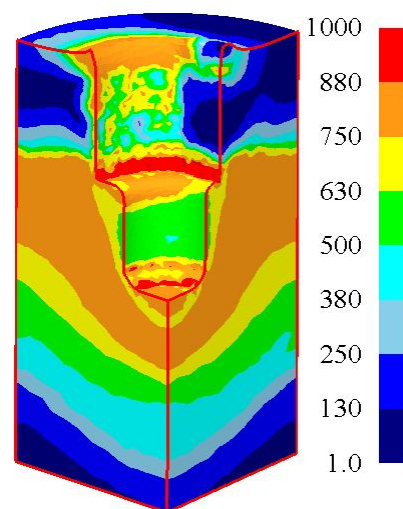


Рис. 6. Розподіл ψ по об'єму четвертої частини заготовки .



а)



б)

Рис. 7. Розподіл інтенсивності деформації ε_i (а) та розподіл інтенсивності напружень σ_i (б) по об'єму zdeформованого металу

На рис. 7 показано розподіл інтенсивності деформації ε_i та інтенсивності напружень σ_i по об'єму здеформованого металу. По розподілу ε_i (рис. 7.а) можна оцінити пропрацювання структури металу холодною пластичною деформацією. Інтенсивне пропрацювання розповсюджується на третину заготовки по висоті. Тим самим створюється відповідна макроструктура в заготовці для підвищення стійкості порожнин при експлуатації.

Розподіл σ_i (рис. 7.б), визначає розповсюдження осередку деформації та величину зміцнення металу в здеформованій заготовці. Осередок деформації розповсюджується на практично всю висоту по вісі заготовки. За рахунок зміцнення здеформованого металу $\sigma_i = 500$ МПа на нижній границі осередку деформації і $\sigma_i = 900$ МПа на верхній границі.

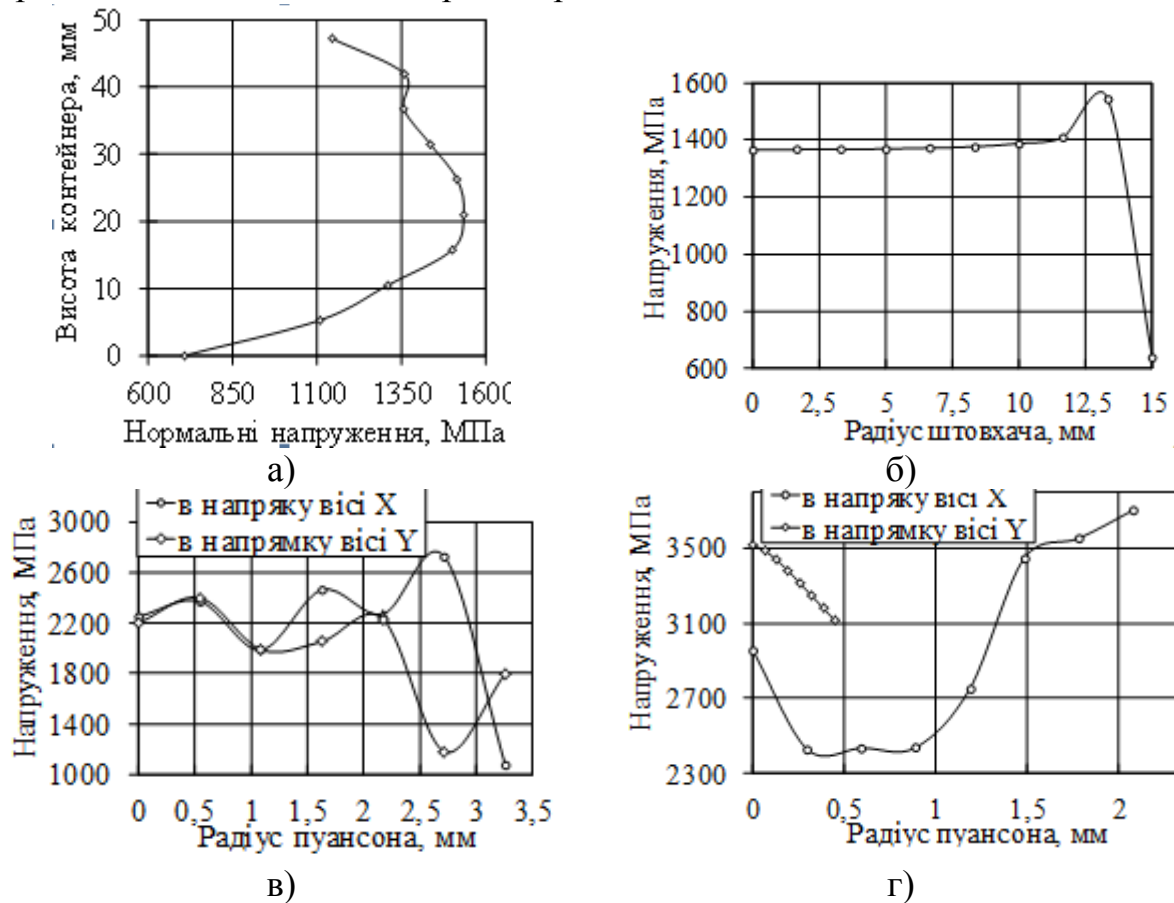


Рис. 8. Розподіл нормальних напружень на поверхні заготовки, що контактує з інструментом: а) – на контейнері; б) – на штовхачі в) – на торці пуансона; г) – на ступінці пуансона.

Для проектування штампового оснащення для видавлювання необхідно знати величини питомих зусиль на деформуючому інструмент. Величини питомих зусиль визначали по розподілу нормальних напружень на поверхні заготовки, що контактує з інструментом (рис. 8)

Розподіл нормальних напружень на зовнішній поверхні здеформованої заготовки показують нормальні напруження які діють на стінку контейнера (рис. 8.а) та штовхаючий пуансон (рис. 8.б).

Максимальне значення нормальних напружень на стінці контейнера склало 1550 МПа, на штовхачі – 1580 МПа. Розподіл нормальних напружень на

внутрішній поверхні zdeформованої заготовки характеризує розподіл нормальних напружень на пуансоні (рис. 8.в і г). З характеру розподілу та геометрії пуансону видно, що най більші напруження (3800 МПа) діють на плоскі торці ступінчатого пуансона та на радіусах переходів. Однак схема видавлювання, завдяки дії протитиску на поверхню пуансона, забезпечує їх раціональну стійкість. Розподіл напружень на робочій поверхні інструменту дає можливість вибрати матеріал для пуансонів та розрахувати необхідну кількість бандажів контейнера.

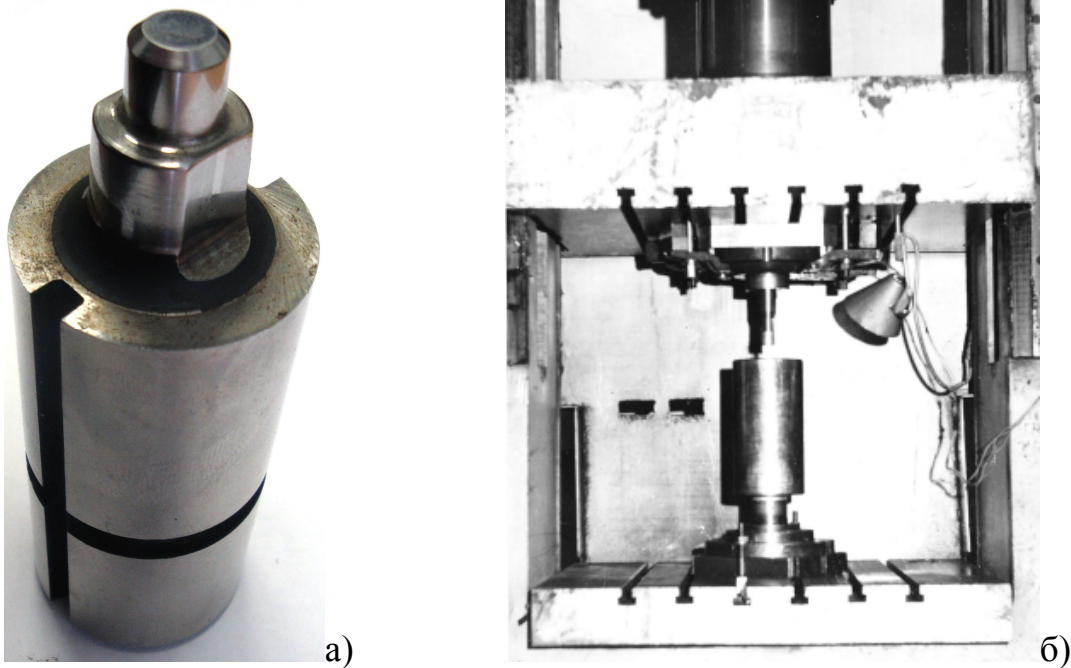


Рис. 9. Деформуючий пуансон (а) та контейнер з опорою на пресі зусиллям 4МН (б)

Експериментальне дослідження видавлювання порожнин матриць в умовах дії протитиску проводилось на гідравлічному пресі ДБ2436 зусиллям 4 МН. На рис. 9 показано фотографії деформуючого пуансона (а) і контейнера з опорою (б), який встановлено на вказаному пресі. На пуансоні виконані проточки для перетікання робочої рідини з каналу 5 в канал 6 контейнера (див. рис. 1) при видавлюванні.

Суцільна видавлена заготовка пресформи із сталі 12ХН3А (а) та в розрізі (б) наведені на рис 10.

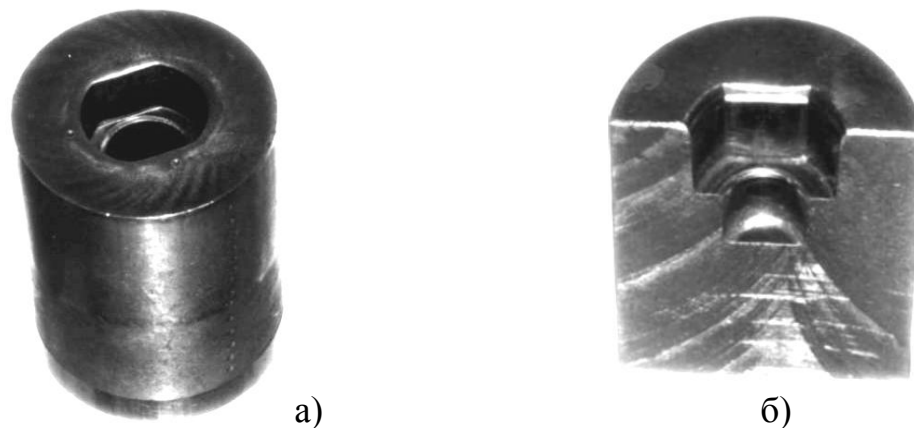


Рис. 10. Суцільна видавлена заготовка (а) та в розрізі(б)

Висновки: Методом скінченних елементів проведено моделювання холодного видавлювання ступінчатих порожнин пресформ із сталі 12ХН3А в умовах дії диференційованого протитиску на вільну поверхню заготовки. Проведення чисельних експериментів дозволило встановити: величину протитиску, який забезпечує формоутворення порожнини без руйнування, кінцеву геометрію виробу, напружено-деформований стан здеформованої заготовки, розподіли питомих зусиль на інструменті та силовий режим видавлювання. Проведено експериментальні роботи по видавлюванню ступінчатих порожнин в циліндричних заготовках із сталі 12ХН3А з прикладанням диференційованого протитиску на позаконтактну поверхню заготовки.

Список літератури: 1. *Хыбемяги А.И.* Выдавливание точных заготовок деталей штампов и пресс-форм // Хыбемяги А.И., Лернер П.С.; М.: Машиностроение, 1986. – 150 с. 2. *Пью Х.Л.* Механические свойства материалов под высоким давлением // Под ред. Пью Х.Л. Том 1; М.: Изд-во «Мир», 1973. – 296. 3. *Уральський В. И.* Деформации металлов жидкостью высокого давления // Уральський В. И., Плахотин В. С., Шефтель Н. И. и др.; М.: Металлургия, 1976. – 423с. 4. *Белошенко В. А.* Теория и практика гидроэкструзии.// Белошенко В. А., Варюхин В.Н, Спусканюк В.З.; К.: Наукова думка, 2007. – 246 с. 5. *Черный Ю. Ф.* О некоторых способах и устройствах для холодного гидростатического выдавливания формообразующих полостей штампов и пресс-форм. // Черный Ю. Ф., Шмальц П. Е., Шмальц Н. А. и др.; Физика и техника высоких давлений. Вып. 9. 1982р. С.14-18. 6. *Калюжний В. Л.* Штамп для виготовлення порожнин в заготовках з важкодеформуючих матеріалів: пат. України №40973: МПК В21J13/02 // Калюжний В. Л., Калюжний О. В., Піманов В. В., Паляничко Є. М.; Заявник і патентовласник НТУУ „КПІ”; Опубл. 27.04.2009, бюл. № 8.

УДК 621. 9

В. Л. КАЛЮЖНИЙ, докт. техн. наук, проф.; НТУУ "КПІ", Київ
С. А. ПАХОЛКО, магістр; НТУУ „КПІ”, Київ
І. П. КУЛІКОВ, магістр; НТУУ „КПІ”, Київ

ВИКЛЮЧЕННЯ ПОТОНШЕННЯ І ВИКРИВЛЕННЯ ТОРЦЯ СТІНКИ ПРИ ВІДБОРТУВАННІ ОТВОРІВ

Методом скінченних елементів проведений аналіз відборткування отвору в заготовці із маловуглецевої сталі, який отриманий попереднім видавлюванням з подальшим пробиванням перемички. Таке відборткування забезпечує постійну товщину і плоский торець стінки після формоутворення. Для переходів видавлювання і відборткування моделюванням встановлені кінцева геометрія виробу, силові режими, напружено-деформований стан в заготовці, зміцнення і ступінь використання ресурсу пластичності металу після деформації.

Методом конечных элементов выполнен анализ отбортовки отверстия в заготовке из малоуглеродистой стали, которое получено выдавливанием с последующей пробивкой перемычки. Такая отбортовка обеспечивает постоянную толщину и плоский торец стенки после формообразования. Для переходов выдавливания и отбортовки моделированием установлены конечная геометрия изделий, силовые режимы, напряженно-деформированное состояние заготовок, упрочнение и степень использования ресурса пластичности металла после деформации.

The analysis of flanging of hole in the workpiece made of low-carbon steel, which obtained by extrusion with following punching of jumper, was carried out by finite element method. Such flanging ensures constant thickness and flat butt of wall after deformation. The final geometry of product, power modes, mode of deformation of workpieces, strengthening and degree of metal plasticity resource after deformation for steps of extrusion and flanging steps were determined by modeling.

Вступ. При відбортуванні отворів, за рахунок взаємодії робочого інструменту із заготовкою, відбортowana стінка потоншується, а її торець викривляється [1]. Тому при використанні листових або порожнистих заготовок з постійною товщиною практично неможливо отримати рівну товщину і плоский торець відбортowanej стінки. Відомі кілька способів відбортування отворів, які забезпечують зменшення різностінності відбортowanej стінки (рис. 1). Спосіб відбортування отворів в листових та порожнистих заготовках з метою покращення різностінності стінки і збільшення її висоти передбачає формування гофри торovidного перерізу, який розташований концентрично отвору на ділянці, що відбортується (рис. 1а) [2]. Недоліками цього способу є підвищені витрати металу по причині пробивання отворів, неможливість формування гофри в товстолистових заготовках, а також при відбортуванні даним способом має місце викривлення торця відбортowanej частини заготовки. Згідно способу відбортування отворів з утворенням потовщеної стінки під різьбу шляхом витиснення частини металу пуансоном, який має плоский торець і затупленими кромками, в кільцеву порожнину з подальшими операціями видалення перемички, що знаходиться в середній частині, і відбортування (рис. 1б) [3]. Недоліками даного способу є потоншення заготовки на радіусі заокруглення при відбортуванні, торець відбортowanej частини має викривлення із-за того, що заглиблення має постійний діаметр, розташування перемички посередині заглиблення, яка видаляється пробиванням, обумовлює утворення тріщин на торці відбортowanej частини заготовки. По способу відбортування отворів, в якому з метою підвищення якості відбортowanej частини, використовується заготовка з профільованим по товщині діаметром, і заготовку встановлюють в матрицю більшим діаметром до профільованого пуансону (рис.1в) [4]. Недоліками даного способу є необхідність виконання отвору в заготовці, що збільшує витрати металу, сили тертя між пуансоном і заготовкою приводять до збільшення зусилля деформування, стискаючі напруження в радіальному напрямку приводять до гофроутворення у відбортovanій частині при відбортуванні тонколистових матеріалів, форма вихідного отвору приводить до суттєвого викривлення торця відбортowanej частини заготовки. Відомий спосіб отримання відбортovaných отворів з попереднім утворенням борта при пробиванні отвору на листовій заготовці, а кінцеве відбортування проводять зі сторони попередньо отриманого борта і, при цьому, попередньо отриманий борт вирівнюють (рис. 1г) [5]. Недоліками способу є витрати металу при пробиванні отвору, неможливість утворення потовщеної частини на великій довжині заготовки, низька якість відбортowanej частини великої висоти завдяки потоншенню стінки при відбортуванні.

Постановка задачі. Метою даної роботи є визначення, за допомогою моделювання методом скінченних елементів (МСЕ), параметрів формоутворення отвору видавлюванням з утворенням виступу необхідної форми на поверхні листової заготовки та подальшого відбортування з утворенням стінки постійної товщини і плоского торця відбортованої частини.

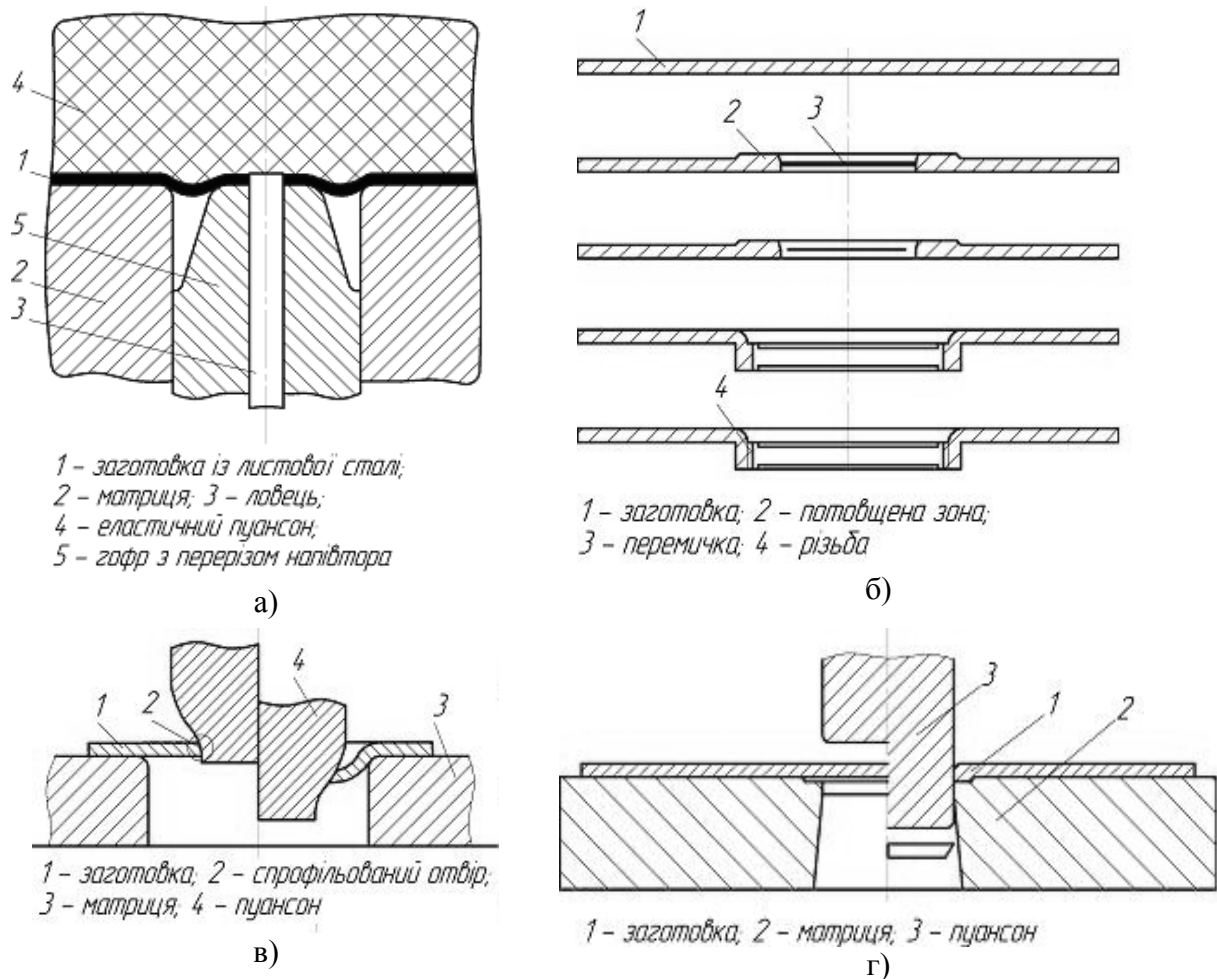


Рис. 1. Існуючі способи відбортування для зменшенні різностінності відбортованої частини заготовки

Результати досліджень. Математичні моделі, які створені за допомогою МСЕ процесу відбортування, враховували геометричну форму пуансона і матриці, тертя на контактуючих поверхнях, пружні властивості сталі, зміцнення здеформованого металу по діаграмі істинних напружень, можливість руйнування при холодній формозмінні та розвантаження після пластичної деформації. Деформуючий інструмент вважався абсолютно жорстким.

Розрахунковий аналіз проводили для вісесиметричної листової заготовки із маловуглецевої сталі 08 товщиною $S_0=3$ міліметри (мм) і

діаметром $d_3=140$ мм. Для отримання стінки постійної товщини і плоского торця відбортованої частини необхідно виконати профілювання заготовки при формоутворенні отвору холодним видавлюванням пуансоном з конічним торцем. Схема процесу формоутворення отвору і профілювання заготовки видавлюванням показана на рис. 2 (в силу симетрії показана половина схеми). Листова заготовка встановлюється в обойму 2 на виштовхувач 5 і притискається

притискачем 3 з конічним профілем. Видавлювання відбувається за допомогою пуансону 4 діаметром $d_{\text{п}}=42$ мм. Форма торця пуансону 4 вибирається таким чином, щоб забезпечити мінімальне зусилля видавлювання. Кут α пуансону визначався розрахунковим шляхом таким, щоб забезпечити плоский торець відбортаної частини. Кут конічного профілю притискача 3 також визначався моделюванням для отримання необхідного профілю заготовки 1 і забезпечення стінки постійної товщини (S_0) при подальшому відбортунні. Перемичка, яка залишається після видавлювання, знаходиться зі сторони меншого діаметра порожнини, що забезпечує виключення мікротріщин в середній зоні відбортаної стінки після пробивання перемички.

Розрахункова схема формування отвору і профілювання заготовки наведена на рис. 3 (задача вісесиметрична, розглядали половину заготовки). Заготовка 1 розміщена в обоймі 3 на виштовхувачі 5. Зверху на заготовці встановлений притискач 2. Навантаження P_d у вигляді крокових переміщень прикладали через пуансон 4. В результаті проведених розрахунків була визначена залежність зусилля видавлювання від переміщення пуансону (рис. 4). Зусилля видавлювання постійно зростає і досягає, для даного розміру пуансона, значення 2750 КН в кінці видавлювання. Питомі зусилля на пуансоні, які виникають при максимальному значенні зусилля видавлювання, можна оцінити по розподілу осьових напружень на поверхні заготовки, що контактує з пуансоном. Вказаний

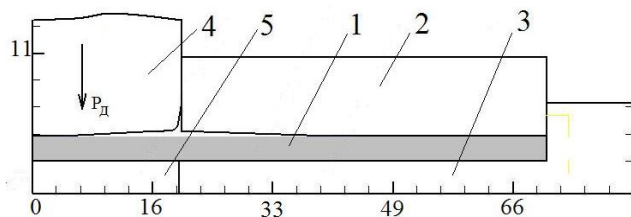


Рис. 3. Розрахункова схема формування отвору і профілювання заготовки

розподіл зображений на рис. 5. Питомі зусилля на пуансоні досягають максимальних значень в центрі (3100 МПа) і спадають до краю пуансона (1270 МПа). На рис. 6 зображена zdeформована заготовка в розрізі після видавлювання та розподіли інтенсивності деформацій ϵ_i , інтенсивності напружень σ_i та осьових напружень σ_z по об'єму заготовки. По розподілу ϵ_i можна оцінити пропрацювання структури металу холодною пластичною деформацією починається з діаметра 68 мм і збільшується в напрямку отвору. Осередок деформації, як видно з розподілу σ_i (рис. 6в), розповсюджується в заготовці до діаметра 48 мм. Значні осьові напруження σ_z (до 2600 МПа) виникають на пуансоні і на виштовхувачі (рис. 6г). На обоймі і притискачі вказані напруження досягають значень до 760 МПа. Ці напруження необхідно враховувати при проектуванні деформуючого інструменту.

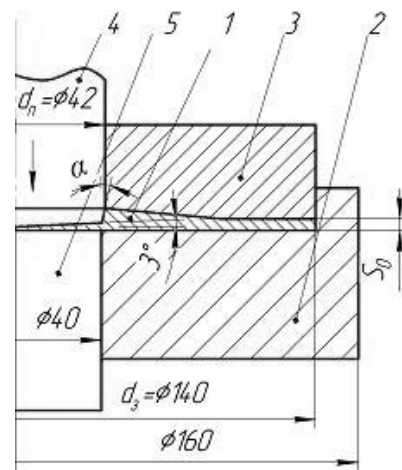


Рис. 2. Схема формоутворення отвору і профілювання заготовки видавлюванням



Рис. 4. Графік залежності зусилля видавлювання від переміщення пуансона

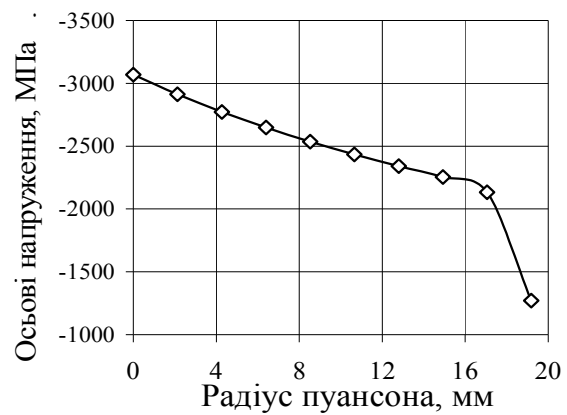


Рис. 5. Розподіл осьових напружень на торці пуансону при видавлюванні

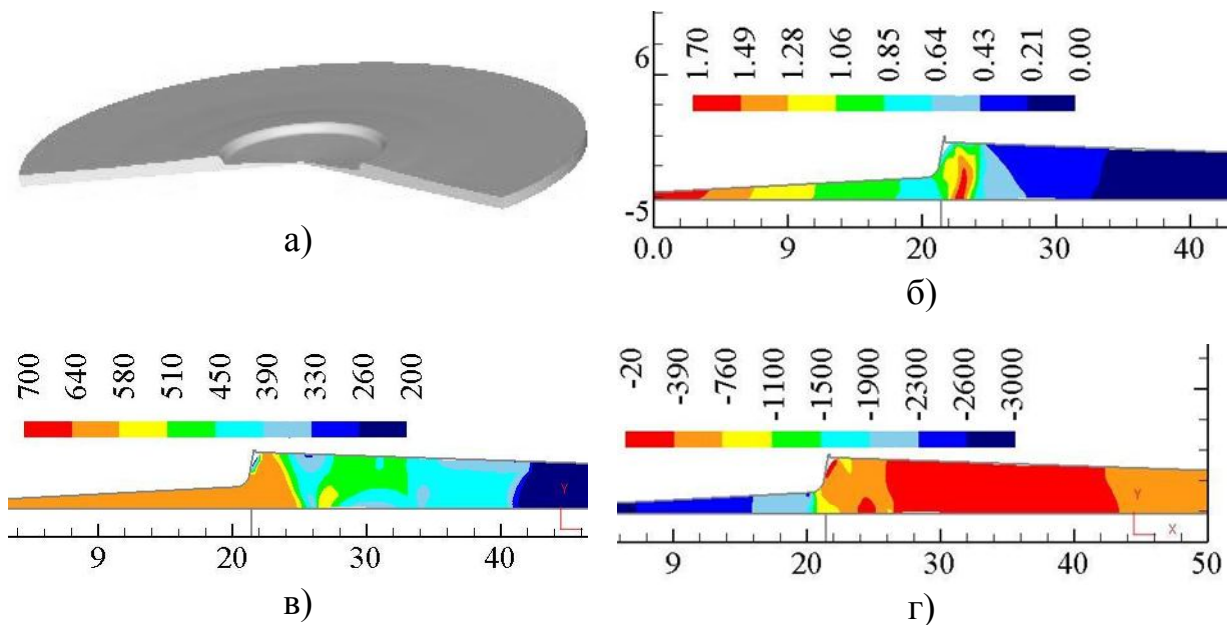


Рис. 6. Здеформована заготовка в розрізі після видавлювання (а) та розподіли інтенсивності деформацій ε_i (б), інтенсивності напружень σ_i (в) та осьових напружень σ_z (г) по об'єму заготовки

Для підвищення продуктивності праці процеси пробивання перемички і відборткування необхідно суміщати. Схема штампу для пробивання перемички і подальшого відборткування зображена на рис. 7. Спрофільовану заготовку 1 після видавлювання встановлюють на матрицю 2 таким чином, щоб перемичка була зі сторони пуансону 3 і фіксують притискачем 4. Матриця 2 опирається і закріплюється на плиті 5. Потовщені ділянки спрофільованої заготовки 1 опираються на обойму 6, яка містить паз для пружини 7. Під час руху пуансону 3 вниз спочатку проходить пробивання перемички 9, яка випадає в провальний отвір, а потім виконується відборткування спрофільованої заготовки 1. Під дією

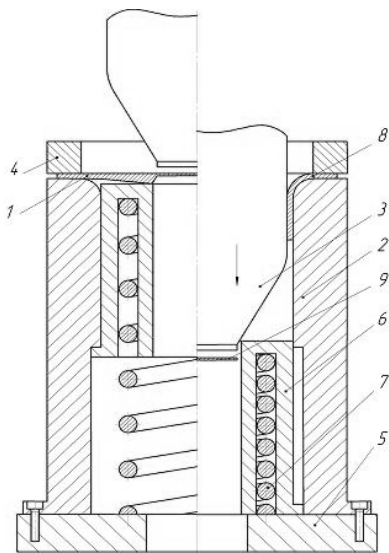


Рис. 7. Схема штампу для пробивання перемички і відборткування

виконується пуансоном 4. Розрахункова

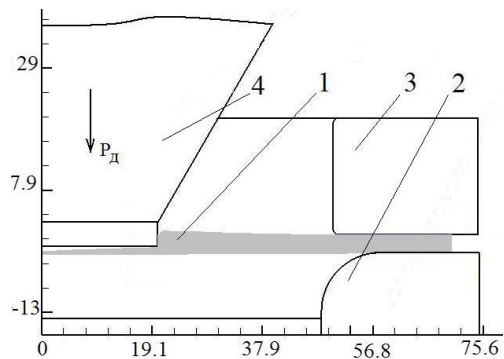


Рис. 8. Розрахункова схема пробивання перемички і подальшого відсорткування (розміри в міліметрах)



Рис. 9. Залежність зусилля відборткування від переміщення пуансону

пуансона 3 пружина 7 стискається і обойма 6 опускається вниз. Після процесу відборткування отримується заготовка 8 з рівними стінками і плоским торцем.

Моделювання відборткування виконувалося з урахуванням накопичених деформацій і напружень в заготовці, яка отримана видавлюванням. На рис. 8 зображена розрахункова схема пробивання

перемички і подальшого відборткування. Заготовка 1, яка отримана видавлюванням, встановлена на матріці 2 і зафіксована притискачем 3. Пробивання перемички і відборткування залежність зусилля відборткування P_d від переміщення пуансона показана на рис. 9. Розподіл нормальних напружень на поверхні заготовки, яка контактує з пуансоном при максимальному зусиллі відборткування зображений на рис. 10. Вказані напруження розподілені нерівномірно по довжині контактуючої поверхні між пуансоном і заготовкою. Значення напружень знаходиться в межах 45-105 МПа.



Рис. 10. Розподіл нормальних напружень на поверхні заготовки, яка контактує з пуансоном

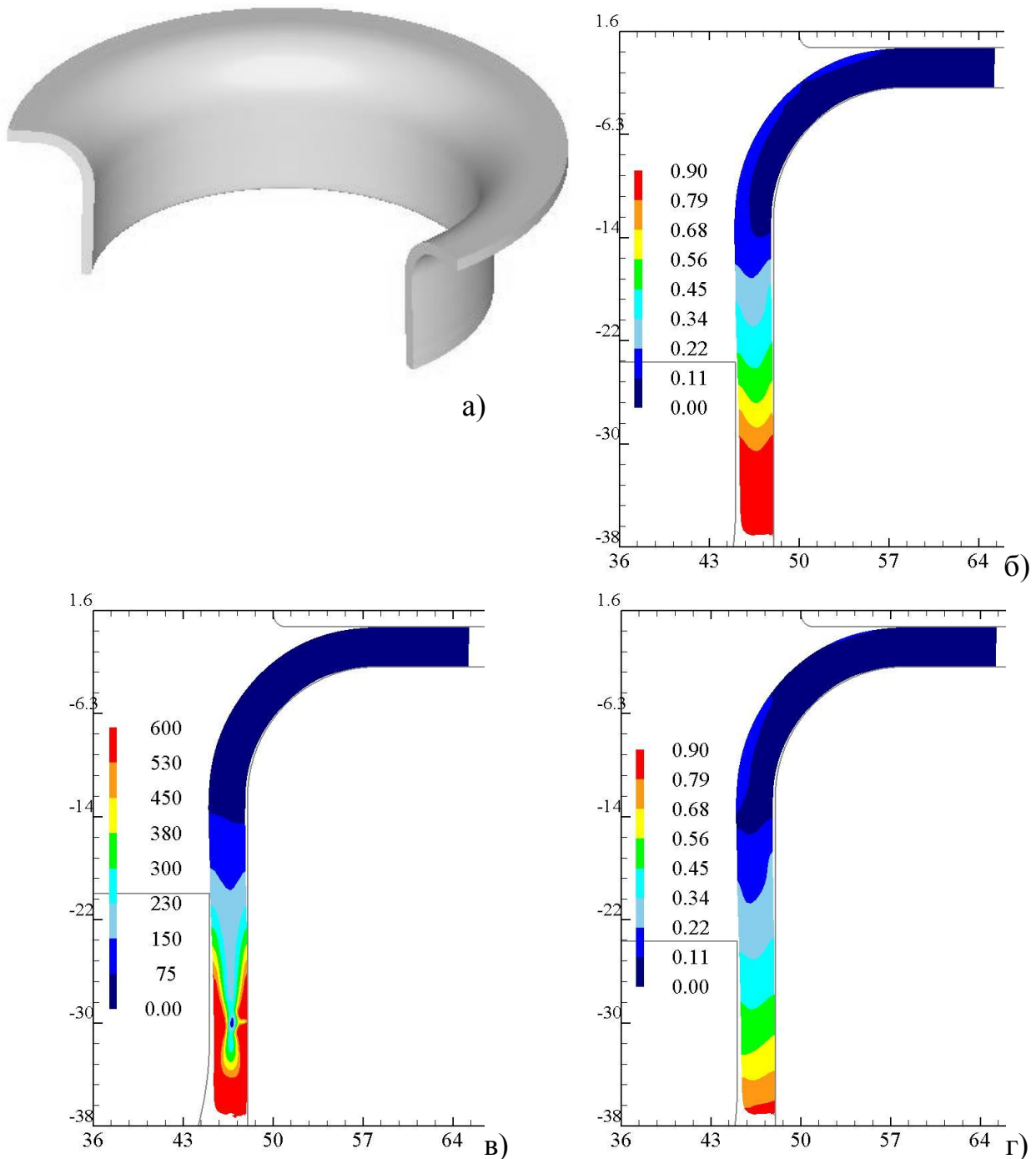


Рис. 11. Здеформована заготовка в розрізі після відбортуння (а) та розподіли ступеню використання ресурсу пластичності (б), інтенсивності деформацій ϵ_i (в), інтенсивності напружень σ_i (г) та по об'єму заготовки

На рис. 11 зображена zdeформована заготовка в розрізі після відбортуння та розподіли інтенсивності деформацій ϵ_i , інтенсивності напружень σ_i та ступеня використання ресурсу пластичності ψ zdeформованого металу по об'єму заготовки. В результаті відбортуння отримана постійна товщина стінки та плоский торець відбортеної частини (рис. 10а). Пропрацювання структури металу пластичною деформацією проходить по всьому об'єму відбортеної частини. Значення інтенсивності деформацій змінюється від $\epsilon_i=0,22$ на закінченні радіуса заокруглення з поступовим збільшенням до $\epsilon_i=0,9$ по стінці відбортеної

частини заготовки. Зміцнення здеформованого металу в відбортованій частині заготовки, як видно з розподілу інтенсивності напружень (рис. 10в), в порівнянні з умовною межею текучості вихідного металу, досягає значення 2,6 рази. Формоутворення відбортованої частини проходить без руйнування. Максимальне значення ступеню використання ресурсу пластичності складає 0,9.

Висновок. Розрахунковим шляхом встановлені параметри формоутворення отворів та профілювання листових заготовок видавлюванням, а також відбортування, які забезпечують постійну товщину стінки та плоский торець відбортованої частини.

Список літератури: 1. Романовский В. П. Справочник по холодной штамповке. 6-е изд., перераб. и доп. / В. П. Романовский - Ленингр. отд-ние: Машиностроение., 1979. - 520 с. 2. Жвик И.М. Способ отбортовки отверстий: А.С. СССР №570430. МПК В21D19/00. //Жвик И.М., Ляхович С.Р. – Оpubл. 30.08.77. Бюл. № 32. 3. Cheinz P. Способ отбортовки отверстий: Заявка ФРГ №2557564. МПК В21D51/18// Cheinz P.– Заявл. 20.12.75, опубл. 30.06.77. 4. Логунов Л.П. Способ отбортовки отверстий: А.С. СССР №1430136// Логунов Л.П. – Заявл. 05.11.86, опубл. 15.10.88. Бюл. № 38. 5. Соколов Л.Н. Способ получения отбортованных отверстий: А. С. СССР №1098619. МПК В21D35/00// Соколов Л.Н., Роганов Л.Л., Тарасов А.Ф., Мамотенко В.А., Каракуц Ю.С. – Заявл. 08.10.80, опубл. 23.06.84. Бюл. № 23.

УДК 621.73.043

МКРТЧЯН Е.А., аспирант, асс. каф. КИП ГВУЗ «ПГТУ», Мариуполь

СРАВНИТЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ ПРОЦЕССА ИЗГОТОВЛЕНИЯ ПОКОВКИ «ОСТРЯК» РАЗЛИЧНЫМИ ТЕХНОЛОГИЯМИ

Проведено сопоставление изготовления поковки «остряк» различными технологическими схемами штамповки. Проведено 3D-моделирование различных технологий штамповки методом конечных элементов. На основе анализа моделирования показано преимущество методом штамповки с закрытой торцевой полостью. Показано, что применение рациональной технологии штамповки позволит снизить обрызг и увеличить производительность.

Ключевые слова: сравнительный анализ, штамповка, моделирование, сила, поковка, рельс остряковый.

A comparison of obtaining forged 'ostryak' different technological schemes of stamping. 3D simulation is carried out by the method of finite elements of various technologies of stamping. Based on the analysis of simulation shows the advantage of metal punching with a closed end cavity. It is shown that the use of sound technology will reduce the punching scraps and increase productivity.

Keywords: comparative analysis, stamping, modeling, strength, forging, rail ostryakova.

Проведено зіставлення виготовлення поковки «гостряк» різними технологічними схемами штампування. Проведено 3D-моделювання різних технологій штампування методом кінцевих елементів. На основі аналізу моделювання показано перевагу методом штампування із закритою торцевою порожниною. Показано, що застосування раціональної технології штампування дозволить знизити обрізки та збільшити продуктивність.

Ключові слова: порівняльний аналіз, штампування, моделювання, сила, поковка, рейка острякова.

Деталь «Остряк» (рис. 1) является основной деталью стрелочного перевода. Для возможности устройства корневого крепления и сохранения преимуществ острякового специального низкого профиля, корневую часть остряка штампуют под профиль нормального путевого рельса.

В настоящее время поковка «остряк» изготавливается на Днепропетровском, Муромском и Керченском заводах по одинаковой технологии на гидравлических прессах силой 100 МН. Корень остряка штампуются в два перехода. На первом переходе (рис. 2, а) осуществляется разгонка стенки рельса. Головка и подошва рельса при этом практически не деформируются, а очаг деформации охватывает только область шейки рельса. На втором переходе (рис. 2, б) в открытом штампе оформляется полный профиль корня острякового рельса. По технологии изготовления поковки в открытом штампе необходимо выполнять обрезку облоя и калибровку поковки[1].



Рис. 1. Рельс остряковый ОР50 с выпрессованным корнем

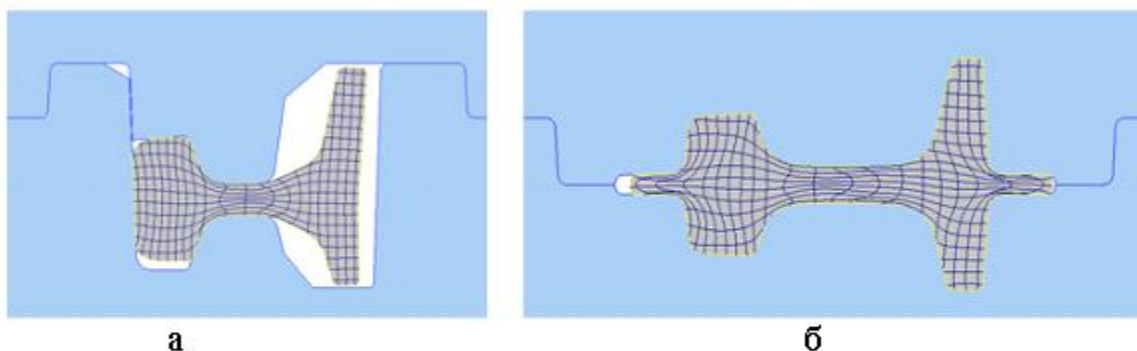


Рис. 2. Штамповка поковки «остряк» по существующей технологии
а - первый переход; б - второй переход

Недостатком данной технологии является низкая стойкость штампов, и наличие облоя. В результате стойкость штампов составляет - 250 штамповок.

Известен способ производства поковки «Остряк» немецкими стрелочными заводами (см. рис. 3). Данная технология состоит из пяти переходов. На первом переходе производят обрезку краевой части подошвы рельса для восстановления симметрии подошвы. Затем на втором переходе производят выбивку шейки рельса усеченным инструментом 1 для придания профилю острякового рельса симметричности. На третьем переходе производят разгонку стенки рельса путем деформации только области шейки рельса до окончательных её размеров. На четвертом - выправку подошвы рельса, на пятом переходе получают окончательную штамповку в штампах открытого типа. Данная технология имеет ряд недостатков: низкая производительность, большая трудоёмкость, большое количество переходов которые приводят к захламливанию поковки, необходимости подогрева поковки между переходами, то есть к увеличению стоимости изделия.

В работе [2] предложено заменить процесс изготовления данной поковки со штамповки на вальцовку в ковочных вальцах. Расчетным путем показано, что для осуществления процесса вальцовки потребуется три перехода. В качестве технологического оборудования предложено использовать двухопорные ковочные вальцы модели С1240. Вальцовочные штампы рекомендовано выполнять секторными, располагая каждый ручей в отдельном секторе. Наружный диаметр секторов принимать равным межцентровому расстоянию валков $D=900$ мм, внутренний диаметр секторов равным диаметру консоли рабочих валков ковочных вальцов $d_{\text{вн}}=600$ мм. Однако реализация этого способа требует наличия дорогостоящих ковочных вальцев.

В работе [3] проведено компьютерное моделирование данного процесса методом конечных элементов, которое показало возможность формирования профиля корня остряка вальцовкой, однако было выявлено, что при данном технологическом процессе происходит изгибание корня «остряка» вследствие несимметричности профиля рельса. Для исправления данного дефекта необходимо применять калибровку поковки. Выходом из данной ситуации может быть применение комбинированной технологии, состоящей из первых двух переходов вальцовкой и окончательной формирования корня острякового рельса в закрытом штампе на гидравлическом прессе.

В работе [4] предложена новая технология штамповки поковки «остряк», по которой деформирование корня остряка осуществляется только в области шейки острякового рельса (рис. 4). Для исключения деформации головки рельса она помещена в обойму, а для ограничения высоты рельса, свободное перемещение подошвы фиксировалось ограничителем. Моделирование и эксперимент показали эффективность данной технологии. Однако выполняли только моделировали только плоскую деформацию и в экспериментах исследовали только плоскую.

Целью данной работы является выявление рациональной технологии изготовления поковки «остряк» для чего необходимо выполнить их сравнительный анализ.

Данный анализ выполнен 3D-моделированием методом конечных элементов в программном комплексе QFORM. Свойства материалов заготовки сталь М71 при $t=1200$ °С $\sigma_{\text{в}}=55$ МПа, $t=1100$ °С $\sigma_{\text{в}}=80$ МПа, $t=1000$ °С $\sigma_{\text{в}}=110$ МПа, $t=900$ °С $\sigma_{\text{в}}=130$ МПа [5].

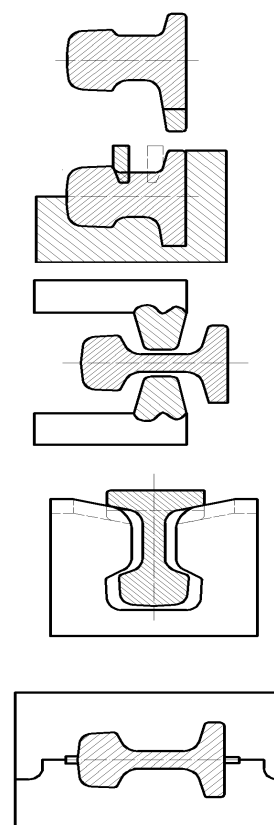


Рис. 3. Профилирование корня острякового рельса

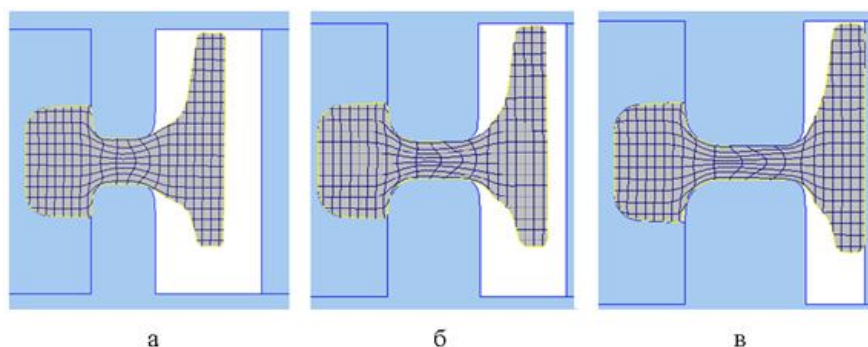


Рис. 4. Результаты математического моделирования процесса штамповки предлагаемой технологией: а – после первого перехода; б – после второго перехода; в – после третьего перехода

Конфигурация заготовки и ручья штампов были спроектированы в виде трехмерных твердотелых моделей в системе автоматизаций проектных работ SolidWorks 2010, затем полученная геометрия была импортирована в программный комплекс QFORM. Приняты начальные условия: начальная температура заготовки 1200 °С, температура подогрева штампов 250 °С, Время переноса заготовки от печи к прессу составляло 180 с, пауза между переходами 60 с. приняты согласно существующей технологии. Характеристики гидравлического пресса: номинальная скорость – 50 мм/с, максимальное усилие 100 МН.

Результаты моделирования, представлены на рисунке 5а., показали отчетливое формирование переходного участка поковки, а также полное заполнение гравюры штампов. Концевая часть поковки при этом имеет неровную поверхность (длина «языка» достигает 30 мм). Это меньше, чем по существующей технологии (длина «языка» достигает значения 70 мм), однако это значение остаётся все же достаточно высоким.

Для устранения данного дефекта была предложена новая конструкция штамповой оснастки и смоделирован новый процесс штамповки, при котором в ней ограничено свободное перемещение торцевой поверхности поковки. Результаты данного моделирования представлены на рисунке 5б. В результате применения штамповки с

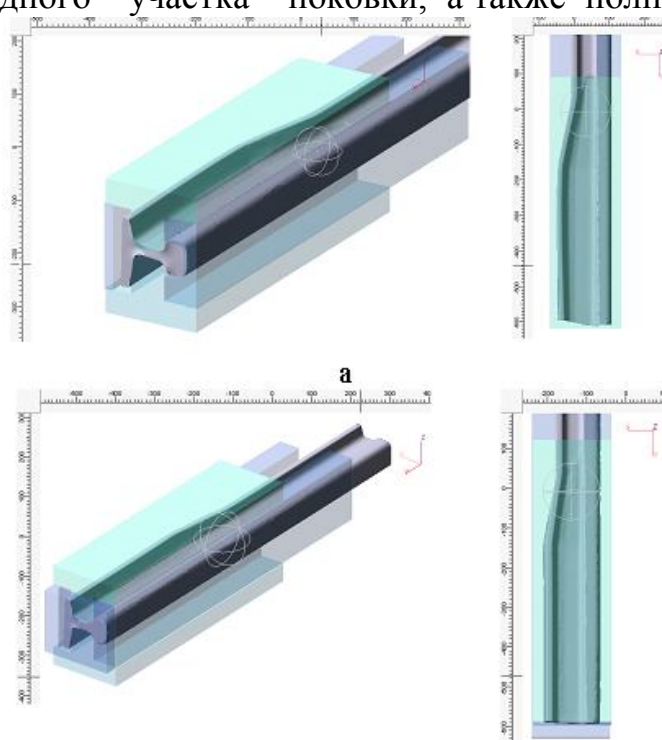


Рис. 5. Результаты математического моделирования процесса штамповки предлагаемой технологией: а – с открытой торцевой поверхностью; б – с закрытой торцевой поверхностью

закрытой торцевой поверхности длину «языка» удалось уменьшить до 10 мм.

В таблице 1 представлен сравнительный анализ основных технологических параметров различных технологий производства поковки «Остряк». Применение предлагаемой автором технологии штамповки с закрытой торцевой поверхностью (см. таблица) в три перехода имеет ряд преимуществ: минимальное количество переходов; отсутствие калибровки, подогревов и обрезки облоя; минимальная величина торцевой неровности, наименьшее усилие формоизменения.

Таблица - Сравнительный анализ различных технологий изготовления поковки «Остряк»

Вид	Общее число переходов	Калибровка	Обрезка облоя	Кол-во подогревов	Величина торцевого «языка»	Максимальная сила формоизменения, МН
Классическая немецкая технология	5	нет	нет	1	до 40 мм.	до 70
Существующая технология штамповки	4	да	да	нет	до 70 мм.	до 80
Изготовление вальцовкой	4	да	нет	нет	до 60 мм.	3,15
Изготовление вальцовкой в два перехода с последующей штамповкой	3	нет	нет	нет	до 60 мм.	до 40
Предлагаемая технология штамповки	3	нет	нет	нет	до 30 мм.	28
Предлагаемая технология штамповки с закрытой торцевой поверхностью	3	нет	нет	нет	до 10 мм.	28

ВЫВОДЫ

С помощью 3D-моделирования методом конечных элементов показано формоизменение поковки «остряк» штамповкой в три перехода по новой технологии с открытой и закрытой торцевой поверхностью.

Установлено, что применение технологии штамповки с закрытой торцевой поверхностью является более рациональным по сравнению с известными способами.

Список литературы: 1. Мансуров И.З. Специальные кузнечно–прессовые машины и автоматизированные комплексы кузнечно-штамповочного производства / И.З. Мансуров, И.М. Подробинник.– М.: Машиностроение, 1990.-344 с.2.Каргин Б.С. Совершенствование технологии изготовления поковки «Остряк» / Б.С. Каргин, Е.А.Мкртчян // Вісник Національного технічного університету "ХПІ". Збірник наукових праць. Тематичний випуск: Нові рішення в сучасних технологіях. - Харків : НТУ "ХПІ", 2010. -№43.-С. 120-125. 3. Каргин

Б.С. Теоретический анализ формоизменения поковки «остряк» вальцовкой / Теоретичні і прикладні задачі обробки металів тиском та автотехнічних експертиз. Збірник тех доповідей міжнародної науково-технічної конференції, м. Вінниця, 30 травня- 2 червня 2011 року.- Вінниця: ВНТУ, 2011. –С.139-141 4. Мкртчян Е.А. Разработка оптимального технологического процесса изготовления поковки «остряк» / Е.А. Мкртчян, Б.С. Каргин // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2011. - № 7. – С. 227-230. 5. Полухин П.И. Сопротивление пластической деформации металлов и сплавов / П.И. Палухин, Г.Я. Гун, А.М. Галкин.– М.: Металлуриздат, 1983.- 352 с.

УДК 621.438.002.2

ТИТОВ В.А., докт. техн. наук, проф., НТУУ “КПИ”, Киев

ЛАВРИНЕНКОВ А.Д., аспирант, НТУУ “КПИ”, Киев

БАСОВ А.Ю., нач. отдела АО “Мотор Сич”, Запорожье

ОЦЕНКА ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ФОРМООБРАЗОВАНИЯ МОНОКОЛЕСА ТИПА ДИФФУЗОР РАДИАЛЬНЫЙ ИЗОТЕРМИЧЕСКОЙ ШТАМПОВКОЙ ИЗ АЛЮМИНИЕВОГО СПЛАВА АК4-1

С помощью метода конечных элементов выполнено математическое моделирование процесса изотермической штамповки моноколеса авиационного двигателя. Проведен анализ напряженно-деформированного состояния отштампованной детали, оценено влияния геометрии заготовки и скорости деформирования на технологические параметры процесса.

За допомогою методу скінченних елементів виконано математичне моделювання процесу ізотермічного штампування моноколеса авіаційного двигуна. Проведений аналіз напружено-деформованого стану відштампованої деталі, оцінено вплив геометрії заготовки та швидкості деформування на технологічні параметри процесу.

The mathematical modeling of isothermal forming of the monowheel of aircraft engine was made by finite element method. The analysis of mode of deformation of stamped detail was carried out, the influence of workpiece's geometry and deformation velocity on technological parameters of process were estimated.

Надежность и ресурс современной авиационной техники в значительной мере зависит от эффективности авиационных двигателей и их комплектующих деталей. В связи с этим к деталям авиационных двигателей предъявляются высокие требования по параметрам качества, в первую очередь по механическим свойствам и точности [1, 2, 3].

Характерным видом деталей авиационных двигателей, к которым предъявляются высокие требования по качеству и эксплуатации в составе изделия являются моноколеса. Они представляют собой диски, выполненные единой с лопатками аэродинамической формы. В зависимости от функционального назначения по конструктивному признаку моноколеса разделяются на типы, которые отличаются взаимным расположением пера лопатки с диском [4, 5, 6].

В настоящее время моноколеса, как правило, изготавливаются методами механической обработки, в результате чего 50-80% металла уходит в стружку. Также при механической обработке моноколеса не удастся получить благоприятное распределение металла, которое бы способствовало максимальному сопротивлению возникающих в ходе эксплуатации нагрузок, вибронагрузок и т.д.

Перспективным способом получения моноколес является горячая объемная штамповка, применение которой позволяет получить благоприятное формирование текстуры материала в теле диска и лопатки, что обеспечивает повышенное сопротивление нагрузкам возникающим в ходе эксплуатации, обеспечивает увеличение ресурса детали, уменьшает затраты материала, а также значительно уменьшает трудоемкость ее изготовления на 50...60 %. При горячей штамповке моноколес возможно получить деталь с рабочими поверхностями (перо лопатки) не требующими последующей механической обработки или с минимальными припусками и напусками на последующую механическую обработку. Это позволяет сохранять полученные механические свойства материала, как результат течения его в полость ручья штампа [7, 8, 9].

Как видно из приведенных данных, для получения моноколес применяются паровоздушные молоты, высокоскоростные молоты или гидравлические прессы большого усилия. Применение оборудования, способного развивать значительные усилия при штамповке моноколес обусловлено тем, что в большинстве случаев производится точная штамповка деталей. Необходимо получить качественное заполнение штамповочного ручья, особенно в местах функциональных частей моноколеса, таких как перо лопатки. Также большой класс моноколес, особенно моноколеса класса – диффузор радиальный имеют малую относительную толщину диска $s_{отн} = \frac{h}{D}$, где h – толщина диска моноколеса, D – диаметр диска моноколеса. Одновременно с этим моноколеса имеют большое соотношение высоты пера лопатки к толщине диска $k = \frac{h_n}{h}$.

Данные особенности геометрии моноколес являются причиной затрудненного течения металла в полость штамповочного ручья соответствующего перу лопатки. Поэтому применение молотов и гидравлических прессов большого усилия необходимо для обеспечения полного заполнения ручья штампа.

Очевидно, что в случае закрытой, точной штамповки моноколес типа – диффузор радиальный ключевую роль в величине технологического усилия будут играть форма ручья, форма заготовки и ее расположение в штамповочном ручье, а также скорость деформирования.

Целью данной работы была оценка энергосиловых параметров и напряженно-деформированного состояния при формировании моноколеса типа диффузор радиальный в условиях изотермической штамповки из алюминиевого сплава АК4-1.

Для оценки влияния данных параметров на технологические параметры штамповки было проведено математическое моделирование процесса с

использованием программного комплекса DEFORM, а именно модуля DEFORM-3D, который позволяет отслеживать перемещение материальных частиц заготовки при заполнении полости ручья штампа. Это дает возможность оптимизировать технологические параметры процесса, такие как скорость деформирования, необходимое усилие деформирования, температуру нагрева и также геометрию ручья.

Деталь – моноколесо “Диффузор радиальный”, чертеж которой показан на рис. 1, является представителем деталей сложной конфигурации. Относительная толщина диска моноколеса составляет $s_{отн} = 0,009$, а отношение высоты пера лопатки к толщине диска - $k = 3,5$.

Эффективность реализации конструктивных решений большей частью определяются технологией. Проектирование технологического процесса должно обеспечивать увеличение производительности труда и качества изделия с одновременным уменьшением трудовых затрат на их изготовление. В связи с этим получение заготовки детали осуществляется методом изотермической штамповки.

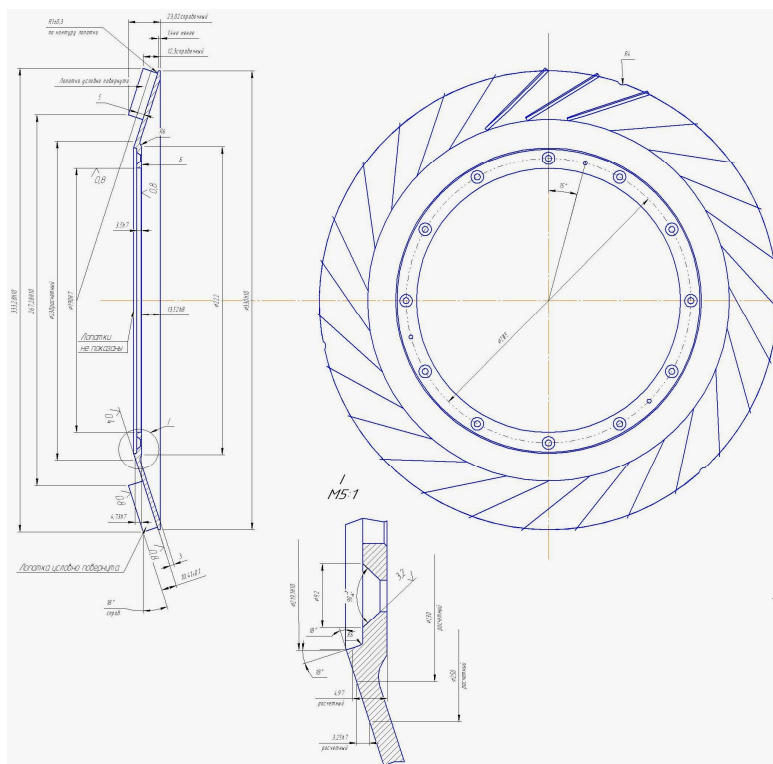


Рис. 1. Чертеж детали «Диффузор радиальный»

Деталь изготавливается из жаропрочного алюминиевого сплава АК4-1, химический состав которого приведен в табл. 1, а механические характеристики сплава при поставке в виде листа или плиты для данного сплава приведены в табл. 2.

Таблица 1 – Химический состав сплава АК4-1 в соответствии с ГОСТ 4784-97

Fe, %	Si, %	Mn, %	Ni, %	Cr, %	Ti, %	Al, %	Cu, %	Mg, %	Zn, %	Примеси, %
0,8-1,4	До 0,35	До 0,2	0,8-1,4	До 0,1	0,02-0,1	93,05-95,28	1,9-2,7	1,2-1,8	До 0,3	0,1

Таблица 2 – Механические характеристики сплава АК4-1

Сортмент	Предел прочности, МПа	Предел текучести для остаточной деформации	Относительное удлинение, %	Ударная вязкость, кДж/м ²	Термообработка
Лист	380	310	6	200	
Плита	385-390	295-395	6		Закалка, старение

При расчете использованы данные для зарубежного аналога по химическому составу сплава АК4-1 – алюминиевого сплава 2618. В библиотеке материалов DEFORM-3D для сплава 2618 есть три кривых деформирования для температур 260 °С, 370 °С и 480 °С (рис. 2).

Диаграмму истинных напряжений $\sigma_s = \sigma_s(\varepsilon_i, \dot{\varepsilon}, T)$ аппроксимировали ступенчатой зависимостью (где σ_s – истинное напряжение, ε_i – интенсивность деформаций, $\dot{\varepsilon}$ – скорость деформаций, T – температура).

Схема штамповки показана на рис. 3. Заготовка 1 укладывается в штамповое пространство, которое состоит из центральной вставки 3, формовочных матриц 4 и 5, и внешней вставки 6. Штамповка детали происходит при ходе пуансона 2 вниз с постоянной скоростью V_y . По данным, приведенным в [10], нижнему и верхнему интервалам штамповки сплава АК4-1 соответствуют температуры 430 °С и 470 °С соответственно. При моделировании процесса температура детали и инструмента соответствовала 450 °С. Принимая во внимание относительную толщину диска $S_{отн}$ выполнена оценка технологического усилия процесса в зависимости от геометрии заготовки и скорости деформирования. Исходя из этого, моделирование процесса проводилось с разными скоростями деформирования и формой заготовки.

Параметры технологического процесса для математического моделирования представлены в табл. 3. Влияние геометрии заготовки на технологическое усилие штамповки проводилось при одинаковой скорости перемещения пуансона (рис. 4). Размеры заготовки на рис. 4 соответствуют размерам, указанным в табл. 3.

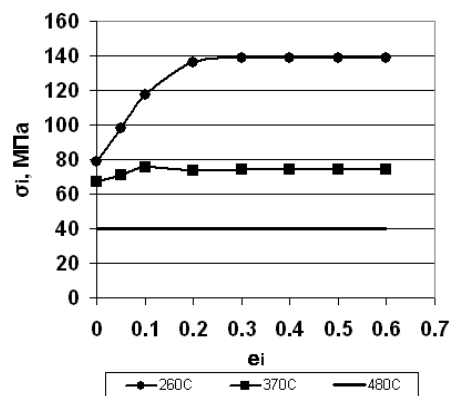


Рис. 2. Кривые упрочнения сплава АК4-1 (2618) при температурах 260 °С, 370 °С и 480 °С

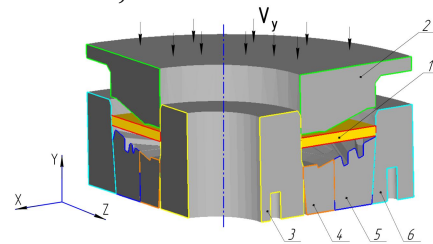
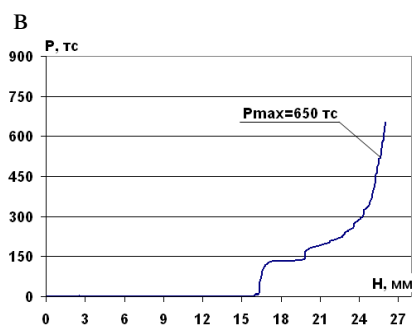
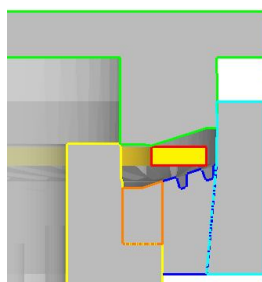
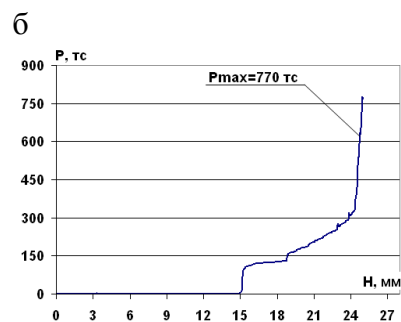
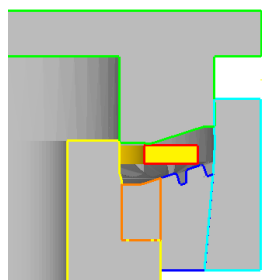
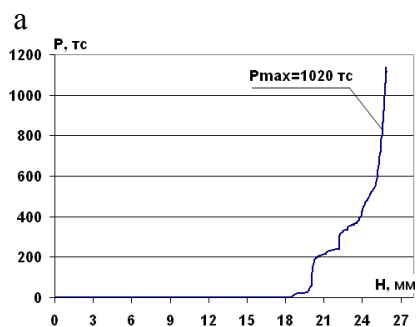
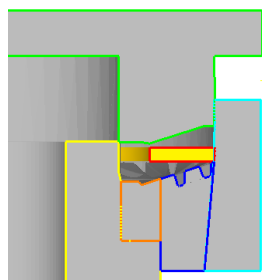
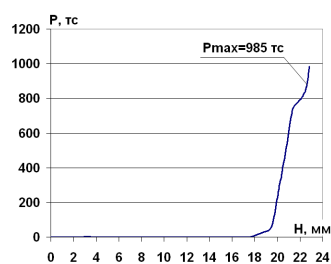
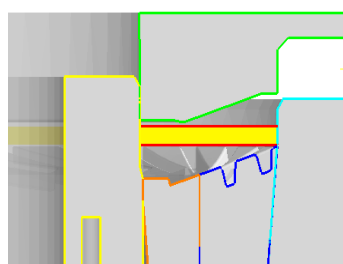


Рис. 3. Схема процесса: 1. Заготовка; 2. Пуансон; 3. Центральная вставка; 4. Формовочная матрица; 5. Формовочная матрица; 6. Внешняя вставка.

Таблица 3 – Параметры технологического процесса

№	Параметры технологического процесса	Показатель			
1	Материал заготовки	АК4-1			
2	Температура заготовки, °C	450			
3	Температура оснастки, °C	450			
4	Размеры заготовки, мм	а	б	в	г
	d	184	236	226	236
	D	344	344	315	326
	H	9,3	12,4	15,9	15,2
5	Материал заготовки	АК4-1			
6	Материал инструмента	абсолютно жесткий			
7	Смазка	жидкая			
8	Коэффициент трения	0,3			
9	Скорость пуансона, мм/с	0,001-10			



г

Рис. 4. Зависимость технологического усилия P от геометрии заготовки

Как видно из рис. 4, резкий рост усилия связан с полным заполнением рабочей полости штамповочных матриц. Это усилие зависит от геометрии заготовки. Максимальные усилия штамповки соответствуют геометрии заготовки на рис. 4, а, б. При геометрии заготовки показанной на рис. 4, а, заполнение полостей формовочной матрицы 4 (рис. 2) происходит быстрее, чем заполнение полостей штамповочной матрицы 5. Схема напряженного состояния в данной области – всестороннее сжатие. Компоненты тензора напряжения более интенсивно увеличиваются, чем в других областях заготовки, что обуславливает резкий рост усилия.

При форме заготовки, показанной на рис. 4, б, заполнение полостей формовочной матрицы 5 соответствующим перьям лопатки происходит быстрее, чем заполнение формовочной матрицы 4. В случае геометрии заготовки показанной на рис. 4, а и б, интенсивный рост усилия связан с затрудненным перераспределением металла из областей штамповочных матриц, где заполнение уже произошло в незаполненные области.

Минимальные технологические усилия штамповки обеспечиваются при форме заготовки, которые представлены на рис 4, г и д. При данных размерах заготовки заполнение полостей обеих формовочных матриц происходит более равномерно, чем в случаях с заготовками на рис. 4, а и б. Уменьшение необходимого усилия штамповки происходит также и за счет изменения геометрии формовочной матрицы 4 показанной на рис. 5.

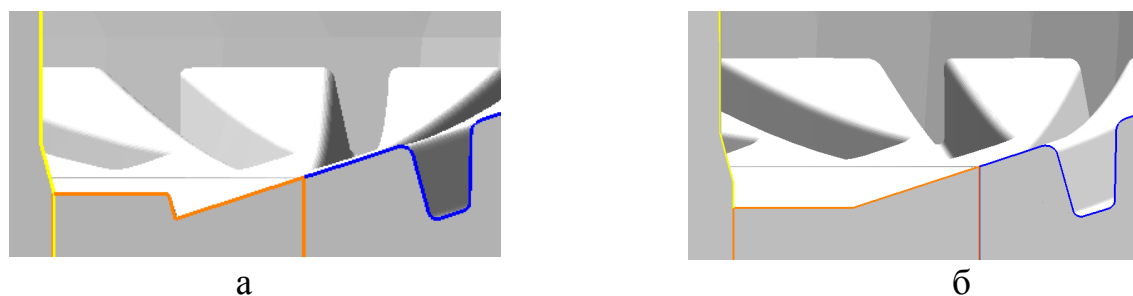


Рис. 5. Форма рабочей поверхности матрицы
а – при форме заготовки на рис. 4, а, б.
б – при форме заготовки на рис. 4, в, г.

Уменьшение необходимого технологического усилия штамповки обеспечивается за счет точного подбора геометрии формы заготовки, а именно внутреннего и наружного радиусов, и упрощения элементов формовочных матриц, где возможны зоны повышенного сопротивления деформации. Форма заготовки должна быть такой, при которой в момент завершения хода пуансона заполнение полостей штамповочных матриц происходило практически одновременно, без возникновения зон затрудненных деформаций.

На рис. 5 показана конечная форма заготовки детали «Диффузор радиальный», полученная в результате моделирования. Как видно происходит полное заполнение металлом полостей штамповочных матриц.

На рис. 6, а, показано распределение интенсивности деформации ε_i деформированной заготовки. Наибольшая интенсивность деформаций ε_i



Рис. 5. Отштампованная
заготовки детали
«Диффузор радиальный»

соответствует областям радиусного перехода от диска моноколеса к перу лопатки. Этим же зонам соответствует максимальная интенсивность напряжений σ_s (рис. 6, б).

Максимальная величина интенсивности напряжений в местах радиусного перехода составляет 42-48 МПа.

Осевые напряжения σ_y по объему металла детали являются сжимающими (рис. 6, в) с максимальным значением -247 МПа в местах полного заполнения металлом полостей штамповочной матрицы 5, соответствующим

перьям лопаток. Несколько ниже сжимающие напряжения в местах заполнения металлом полостей штамповочной матрицы 4, так как полное заполнение матрицы 4 происходит позже, чем заполнение полостей матрицы 5. На рис. 7, а и б, показано распределение интенсивности деформаций ε_i и интенсивности напряжений σ_s на конечном этапе штамповки в теле пера лопатки. Наибольшие значения интенсивности деформаций и напряжений соответствуют зонам радиусного перехода от диска моноколеса к перу лопатки. После прохождения металлом радиусного перехода происходит формовка пера лопатки, где значения ε_i и σ_s практически одинаковое по объему пера лопатки.

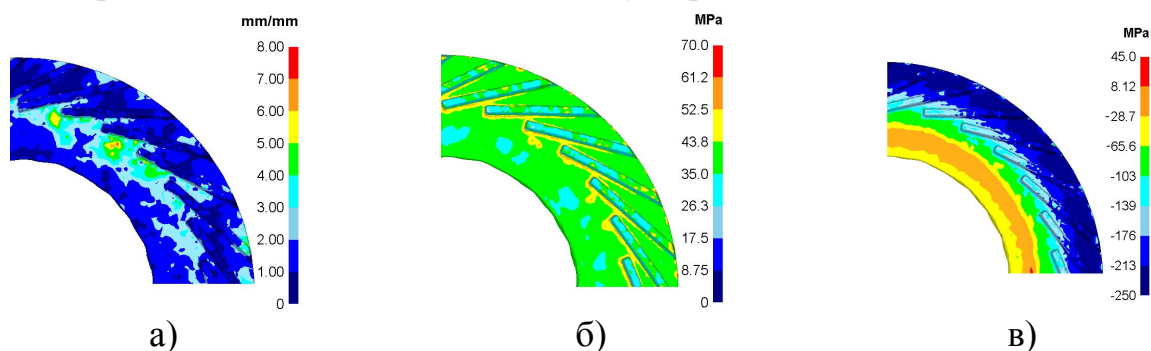


Рис. 6. Распределение интенсивности деформации ε_i (а), интенсивности напряжений σ_s (б) и осевых напряжений σ_y (в) деформированной заготовки

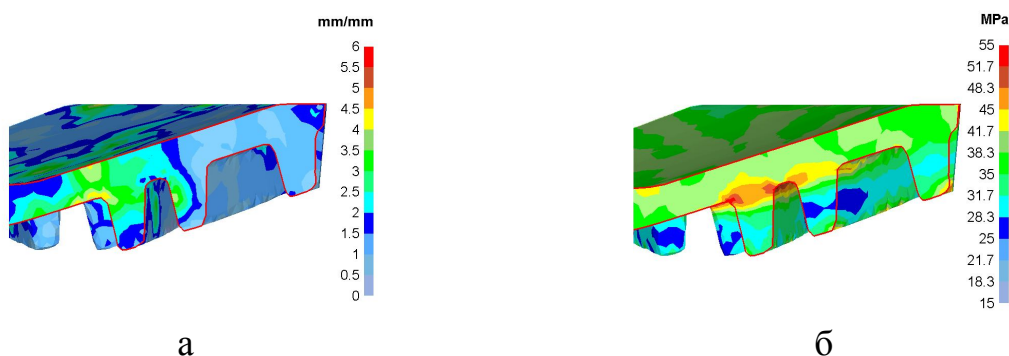


Рис. 7. Распределение интенсивности деформаций ε_i и интенсивности напряжений σ_i в характерном сечении – области пера лопатки

Распределение нормальных напряжений на поверхности пуансона показано на рис. 8.

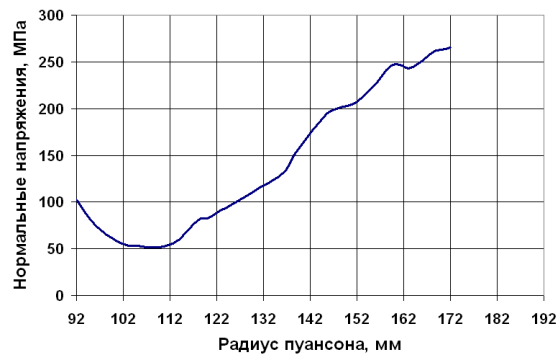


Рис. 8. Распределение нормальных напряжений на пуансоне.

При штамповке данной заготовки происходит интенсивное перераспределение и течение всего металла заготовки. На рис. 10 показано направление течения материала в плане (а) и в характерном сечении детали – теле лопатки (б).

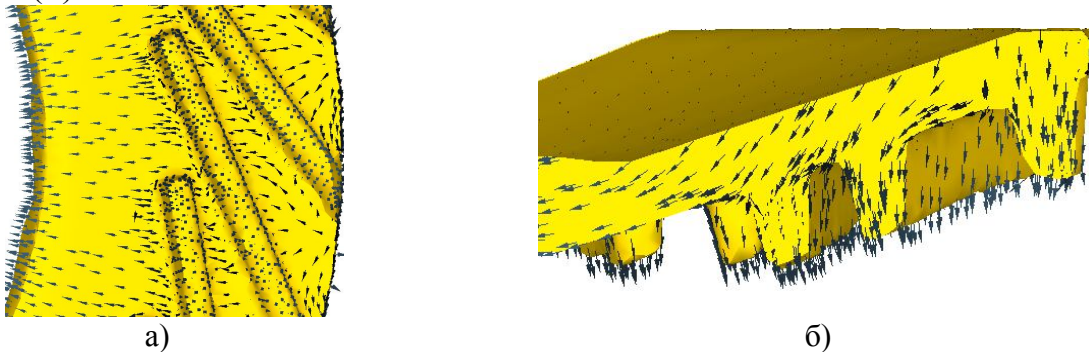


Рис. 9. Векторы перемещения металла при заполнении штамповочных матриц

Влияние скорости деформирования на технологическое усилие процесса было проведено при самой неблагоприятной форме и расположения заготовки, соответствующей рис. 4, а. Для этого была задана различная скорость перемещения пуансона, которая варьировалась от 0,001 до 10 мм/с. По результатам моделирования получен график зависимости технологического усилия от логарифма скорости перемещения пуансона. (рис. 10).

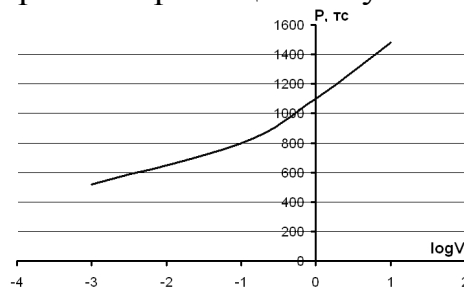


Рис. 10. Зависимость технологического усилия от скорости деформирования V , мм/с.

Как видно из графика скорость деформирования оказывает существенное влияние на технологическое усилие, это связано с тем, что данная деталь имеет множество очагов деформации – радиусных переходов от диска моноколеса к перьям лопаток.

Выводы:

1. Снижение необходимого технологического усилия процесса обеспечивается за счет выбора формы заготовки и ее расположения в штамповочном пространстве. В результате этого заполнение штамповочного пространства происходит равномерно без возникновения зон затрудненной деформации.

2. Установлена зависимость технологического усилия от скорости деформирования, которая позволяет регламентировать параметры процесса деформирования.

Список литературы: 1. Богуслаев В.А. Технологическое обеспечение и прогнозирование несущей способности деталей ГТД / В.А. Богуслаев, В.К. Яценко; В.Ф. Притченко. – К.: Манускрипт, 1993. – 332 с. 2. Богуслаев В.А. Технология производства авиационных двигателей / В.А. Богуслаев, А.Я. Качан, В.Ф. Мозговой. - Запорожье, изд. ОАО “Мотор Сич”, 2000. – 945 с. 3. Братухин А.Г. современные технологии авиастроения / А.Г. Братухин, Ю.Л. Иванова. – М.: Машиностроение, 1999. – 832 с. 4. Зубов В.П. Анализ конструктивно-технологических особенностей монолитных колес газотурбинных двигателей / В.П. Зубов, Г.А. Пудовина // Приложение к журналу “Авиационная промышленность”. – 1990. - №2. 5. Дмитриевский В.И. Нагнетатели и наддув авиационных двигателей / В.И. Дмитриевский, К.В. Холищевников. – М.: Оборонгиз, 1939. 6. Холищевников К.В. Теория и расчет авиационных лопаточных машин. М.: Машиностроение, 1976. 7. Данилов Ю.П. Новые технологии получения турбинных колес с лопатками / Ю.П. Данилов, И.И. Осипов, В.М. Воробьев // Авиационная промышленность. – 1974. - №12. – С. 18-19. 8. Осипов И.И. Высокоскоростная радиальная штамповка рабочих колес турбоагрегатов / И.И. Осипов, В.М. Воробьев // Авиационная промышленность. – 1976. - №2. 9. Воробьев В.М. Исследование и разработка новой технологии получения штампованных колес с лопатками / В.М. Воробьев, В.В. Тихонов // Сб “Повышение точности и качества при штамповке”. – М.: МДНТП. – 1975. С. 47-55. 10. Атрошенко А.П. Горячая штамповка труднодеформируемых материалов / А.П. Атрошенко, В.И. Федоров. – Ленинград. Машиностроение.- 1979. – 287 с.

УДК 612.431.75

ТИТОВ А.В., асист., НТУУ “КПИ”, Киев

МЕТОДИКА ВЫБОРА РЕЖИМОВ ВЫГЛАЖИВАНИЯ ДЕТАЛЕЙ В УСЛОВИЯХ ТРЕНИЯ БЛИЗКИХ К ГИДРОДИНАМИЧЕСКОМУ

Проведено теоретическое исследование влияния смазочного слоя жидкости на контактное взаимодействие инструмента и детали при выглаживании с использованием общих уравнений Навье-Стокса. Построены номограммы для практического выбора оптимизированных параметров скорости обработки и начальной вязкости смазки для создания условий близких к гидродинамическому трению.

Проведено теоретичне дослідження впливу змащувального шару рідини на контактну взаємодію інструмента і деталі при вигладжуванні з використанням загальних рівнянь Нав'є-Стокса. Побудовані номограми для практичного вибору оптимізованих параметрів швидкості обробки та початкової в'язкості змащування для створення умов близьких до гідродинамічного тертя.

The theoretical analysis of effect of lubricating layer on contact interaction of the instrument and the detail was accomplished using the Navier-Stokes equations. The nomograms for the choice of ironing force, velocity of the process and oil viscosity in ironing process were drawn.

Повышение надежности и ресурса изделий является важнейшей задачей современного машиностроения. Эти эксплуатационные характеристики определяют в целом эффективность таких изделий машиностроения как летательные аппараты и авиационные двигатели, автомобили, сельскохозяйственная техника, стволы стрелкового оружия, комплектующих изделий машиностроения (валов, втулок, вкладышей, цилиндров) и других изделий. Работоспособность и надежность машины, ее эксплуатационные качества в значительной степени зависят от качества поверхностей деталей [1].

Одним из наиболее широко применяемых для отделочно-упрочняющей обработки деталей газотурбинных двигателей (ГТД) методов поверхностного пластического деформирования является – алмазное выглаживание. В результате использования этого процесса обеспечивается качество поверхности деталей: снижается шероховатость поверхности, повышается ее микротвердость и износостойкость, формируются остаточные напряжения сжатия.

При выглаживании сталей контактное взаимодействие инструмент-деталь характеризуется малым коэффициентом трения 0,05 – 0,10. Поэтому процессы протекают устойчиво, а эффективность выглаживания определяется, как правило, усилием выглаживания и формой инструмента. Однако, при выглаживании изделий из сплавов ряда металлов (титан, цирконий, тантал) силы адгезионного взаимодействия велики. Что выражается в резком увеличении силы трения и налипании частиц обрабатываемого металла на рабочую поверхность индентора. Это делает затруднительным или, практически, невозможным выглаживание этих металлов и сплавов.

Очевидной является необходимость управления силами трения на контактной поверхности. Это направление работ приобретает в настоящее время приоритетное значение поскольку позволит проектировать процессы выглаживания для любых конструкционных материалов.

Экспериментальные и теоретические оценки показывают, что величина коэффициента трения на контактной поверхности не должна превышать 0,2...0,25. Это соответствует процессам, протекающим в условиях граничного трения или адсорбционной смазки (по Б.В. Дерягину) [2, 3], когда на трущихся поверхностях образуются тонкие (молекулярные) слои пленок, как правило углеводородов (карбоксилы -COOH, гидроксилы -OH, аминогруппы и др.). Эти пленки за счет высоких адсорбционных свойств закрепляются на поверхностях трущихся тел и не разрушаются при очень высоких давлениях.

Снижение коэффициента трения обеспечивает эффективность процесса выглаживания. Это может быть достигнуто при создании условий контактного взаимодействия, соответствующих гидродинамическому трению. Согласно теории гидродинамического трения (по Н.П. Петрову) [3], основными влияющими параметрами процесса взаимодействия являются – коэффициент вязкости смазки и скорость взаимного движения трущихся тел.

Авторами [4, 5, 6] отмечается, что изменение скорости выглаживания в рабочем диапазоне (до 4 м/с) практически не влияет на коэффициент трения при выглаживании закаленных сталей. При выглаживании мягких материалов –

незакаленных сталей, алюминия, бронзы с увеличением скорости коэффициент трения значительно уменьшается. Так, при выглаживании алюминиевого сплава Д16Т коэффициент трения уменьшается вдвое при увеличении скорости от 0,8 до 3,2 м/с.

Экспериментально показано, что увеличение коэффициента вязкости смазок вплоть до использования твердых смазок дает положительный результат [7, 8]. В качестве твердых смазок могут быть использованы полимерные покрытия, тонкие (напыленные) слои металлов и другие, в том числе ионно-вакуумные многослойные покрытия. Недостатком применения твердых смазок является необходимость их удаления после выполнения операции выглаживания. Такие дополнительные операции не только увеличивают общую трудоемкость обработки, но и могут влиять на окончательные свойства поверхностного слоя обработанных деталей.

Наиболее перспективным при обработке выглаживанием является создание условий гидродинамического или рубежного режима гидродинамического трения между инструментом и заготовкой при обработке. При этом коэффициент трения может быть достигнут в пределах 0,01...0,05. В случае рубежного режима гидродинамического трения происходит сглаживания шероховатости микрорельефа поверхности при наличии тонкого слоя жидкой смазки. Определяющим фактором достижения этих условий трения является значительное увеличение скорости обработки при выглаживании, при которой гидродинамическое давление смазки будет уравнивать деформирующие удельные усилия на контактной поверхности, в ряде случаев превышающие предел текучести материала обрабатываемой заготовки. При этом можно использовать подход описанный в статье [9] для процесса поверхностного пластического деформирования с высокими контактными напряжениями.

Данная статья является продолжением работы [10, 11], в которой на основании комплексного анализа процесса выглаживания установлены значимые факторы контактного взаимодействия инструмента и заготовки, которые формируют параметры качества деталей в зависимости от реализуемых параметров технологического процесса: удельное усилие взаимодействия инструмента с заготовкой и контактное трение на поверхности их взаимодействия. Установлено, что управление контактным взаимодействием инструмента и заготовки можно производить влияя на коэффициент трения за счет изменения вязкости смазки и скорости их взаимодействия. Наиболее благоприятным для реализации процесса выглаживания является рубежный режим гидродинамического трения между заготовкой и инструментом.

Целью данной работы является определение взаимосвязи между давлением в смазочной пленке со скоростью обработки и вязкостью смазки с использованием уравнений движения Навье-Стокса для выбора оптимизированных параметров процесса выглаживания деталей в условиях трения близких к гидродинамическому.

Расчетная схема процесса приведена на рис. 1.

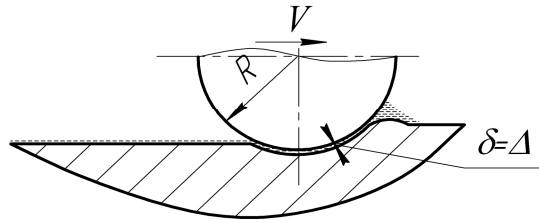


Рис. 1. Расчетная схема процесса выглаживания

$$p = \sigma_{rr} \quad (1)$$

где p – гидростатическое давление смазки между индентором и деталью; σ_{rr} – нормальное напряжение, действующее на контактной поверхности индентор-деталь при выглаживании.

В силу малости зазора между индентором и заготовкой считаем, что движение смазки имеет ламинарный режим, тогда составляющая радиальной скорости перемещений $V_r = 0$. Ввиду симметрии рассматриваемого сечения также считаем осевую компоненту равной $V_z = 0$. Тангенциальная скорость V_θ движения смазки в силу градиента давлений будет функцией координаты r .

$$V_z = V_r = 0, V_\theta = V_\theta(r) \quad (2)$$

В этом случае уравнения движения Навье-Стокса имеют вид:

$$\begin{aligned} \frac{\partial P}{\partial r} &= \rho \frac{V_\theta^2}{r}; \\ \frac{\partial P}{\partial \theta} &= \eta r \left(\frac{\partial^2 V_\theta}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial V_\theta}{\partial r} - \frac{V_\theta}{r^2} \right); \\ \frac{\partial P}{\partial z} &= 0. \end{aligned} \quad (3)$$

В результате решения уравнений (3) получена зависимость устанавливающая связь между давлением в смазочной пленке, а также скоростью обработки и вязкостью смазки, которые позволяют определять требуемое гидродинамическое давление.

$$\frac{P}{\left(\frac{V_0}{(R + \delta)} - \frac{\delta \cdot P}{2\theta R \eta} \right)^2} = \rho \cdot \frac{1}{\delta^2 (2R + \delta)^2} \cdot \left(\frac{1}{6} r^6 + \frac{4}{5} R r^5 + R^2 r^4 - \frac{4}{3} R^3 r^3 - 5 R^4 r^2 - 4 R^5 r + 4 R^6 \ln r + 4 \frac{R^7}{r} - \frac{1}{2} \frac{R^8}{r^2} \right), \quad (4)$$

Анализ зависимости (4) показывает, что гидростатическое давление смазки увеличивается с увеличением вязкости смазки и скорости обработки.

Достоверность полученных результатов была оценена при сравнении с известными решениями [12, 13]. Сравнение решения уравнения (4) с решением одномерного уравнения Рейнольдса для стационарного движения смазки с применением условия Зоммерфельда $p = 0$ при $x \geq 0$. Установлено, что погрешность определения не превышает 11 – 15 %.

Полученное уравнение (4), учитывая вязкость смазки и скоростные режимы обработки, позволяет оценить также влияние на гидростатическое давление геометрических параметров инструмента, а также состояния шероховатости поверхности инструмента и детали.

Уравнение (4) позволяет выбирать оптимизированные скорость обработки детали выглаживанием и необходимую вязкость смазки, которые обеспечивают противодействие смазочной пленки деформируемой поверхности детали для достижения условий гидродинамической смазки по условию

$$p \geq \sigma_n, \quad (5)$$

где σ_n - максимальные нормальные напряжения, которые возникают в месте контакта инструмента и обрабатываемой детали.

Учитывая высокий уровень контактных давлений (до 2000 МПа), считая жидкость (смазку) несжимаемой, а процесс изотермическим введена функциональная зависимость между вязкостью и давлением в виде

$$\eta(p) = \eta_0 e^{\alpha p}, \quad (6)$$

где η_0 - вязкость при атмосферном давлении и температуре T_0 , $\text{Па} \cdot \text{с}$

α - пьезокоэффициент вязкости, $\text{Па}^{-1} \cdot \text{с}^{-1}$.

При подстановке (6) в (4) получаем уравнение вида

$$p = \varphi(p, \eta(p)) \quad (7)$$

Решение уравнения (7) выполнено методом итераций.

На рис. 2 и рис. 3 приведены номограммы для выбора скорости обработки и вязкости смазки для обеспечения гидродинамических условий взаимодействия инструмента с деталью при выглаживании для фиксированных нормальных напряжений на контактной поверхности. Номограмма построена в пределах изменения скорости обработки от 0 до 20 м/с, которые характерны для выглаживания. Шкала вязкости смазки изменяется в зависимости от величины динамической вязкости минеральных масел до величин которые характеризуют жесткие материалы, например пластмассы и металлы.

Для σ_n , которая определяется из расчета процесса выглаживания, подбирается величина динамической смазки и скорости обработки по рис. 2, путем движения по линии $\sigma_n = \text{const}$ из множества пар η и V выбирают ту, динамическая вязкость которой при этих контактных напряжениях лежит в области значений жидких смазок. Для выбранной величины динамической смазки по графику рис. 3 определяют кинематическую вязкость требуемой смазки при нормальных условиях (определенных ГОСТом).

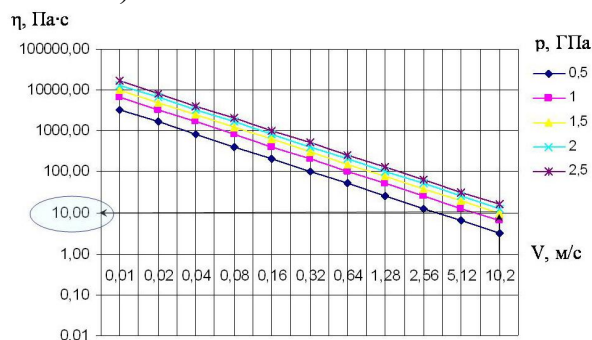


Рис. 2. Номограмма вязкость-скорость при различных значениях контактного давления

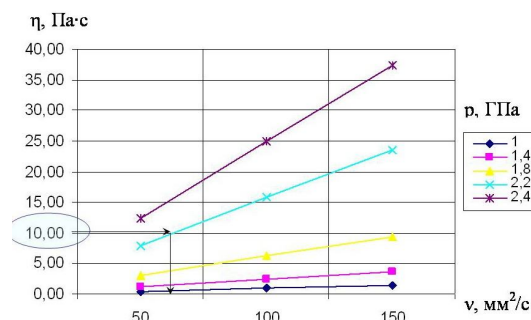


Рис. 3. Номограмма вязкость-скорость при различных значениях контактного давления

Дальнейшее уточнение математической модели контактного взаимодействия индентора с деталью может быть получено при принятии гипотезы смешанного режима трения, когда полная приложенная нагрузка воспринимается частично гидродинамическим действием и частично контактами неровностей на основе ранее разработанных моделей смешанной смазки Гюмбеля [14], Фогельполя [15], Кристена [16], Берте [17], Джонсона [18], Таллиана [19, 20] и других.

Выводы: Выполнено теоретическое исследование влияния смазочного слоя жидкости на контактное взаимодействие инструмента и детали при выглаживании с использованием общих уравнений Навье-Стокса. Получено уравнение, которое устанавливает взаимосвязь между давлением в смазочной пленке со скоростью обработки и вязкостью смазки. Для практического использования построены номограммы, которые позволяют производить выбор оптимизированных параметров процесса выглаживания деталей в условиях трения близких к гидродинамическому.

Список литературы: 1. Богуслаев В.А., Яценко В.К., Притченко В.Ф. Технологическое обеспечение и прогнозирование несущей способности деталей ГТД. – К.: Манускрипт, 1993. – 333 с. 2. Ахматов А.С. Молекулярная физика граничного трения. – М.: Гос. из-во физ.-мат. лит., 1963. – 472с. 3. Крагельский И.В. Трение и износ. – М.: Машиностроение, 1968.- 480 с. 4. Торбило В.М. Алмазное выглаживание. – М.: Машиностроение, 1972. – 105 с. 5. Михин Н.М. Трение в условиях пластического контакта. – М.: Наука, 1968. – С. 6. Хворостухин Л.А., Волков А.Ф. К вопросу о трении при алмазном выглаживании / Известия ВУЗов. Машиностроение. – 1969. – №7. 7. Розенберг О.А. К вопросу разработки технологических смазок для деформирующего протягивания деталей из сплава ВТ 1-0 / Розенберг О.А., Пащенко Е.А., Шейкин С.Е., Ростоцкий И.Ю. // Технологические системы, 2007, № 2(38) – С. 27-32. 8. Титов А.В. Особенности алмазного выглаживания сплава ВТ-23 с использованием твердой смазки / Титов А.В., Лабур Т.М., Пузырёв А.Л. // Вестник НТУУ «КПИ». Машиностроение. – К.: НТУУ «КПИ». – 2008. – № 53. – С. 202-207. 9. Титов В.А. Некоторые особенности контактного взаимодействия инструмента и заготовки при деформирующем протягивании отверстий / Титов В.А., Яворовский В.Н., Герасимов О.В. // Технологические системы, 2002, № 2(13) – С. 40-44 10. Титов В.А. Некоторые перспективные направления развития процессов выглаживания конструкционных материалов / Титов В.А., Титов А.В. // Вісник НТУ «ХПІ». – Харків: НТУ «ХПІ» - 2009. – № 32. – С. 78-86. 11. Титов А.В. Повышение эффективности выглаживания различных конструкционных материалов за счет управления скоростными и силовыми параметрами нагружения инструмента / Титов А.В. // Вісник НТУУ "Київський політехнічний інститут". Серія машинобудування. – К. НТУУ "КПІ". – 2010. – С. 121-125. 12. Rippel H.C.,

Decker O., Zudans Z. NASA Contributions to Fluid – Film Lubrication – A Survey, NASA SP – 5058, Washington, 1969. **13.** Чухос Х. Системный анализ в трибонике – М.: Мир, 1982. – 352 с. **14.** Gumbel L., Der Einfluss der Schmierung auf die Konstruktion, Jb. Schiff-bautechn. Ges., 18, 299 (1917). **15.** Vogelpohl G., Die Stribeck-Kurve als Kennzeichen des allgemeinen Reibungsverhaltens ge schmierter Gleitflächen, VDJ-Z., 96, 261 (1954). **16.** Christensen H., A theory of mixed lubrication, Proc. Instn. Mech. Engrs., London, 186, 421 (1972). **17.** Berthe D., Godet M., A more general form of Reynolds equation – application to rough surfaces, Wear, 27, 345 (1974). **18.** Johnson K. L., Greenwood J. A., Poon S. Y., A simple theory of asperity contact in elastohydrodynamic lubrication, Wear, 19, 91 (1972). **19.** Tallian T. E., The theory of partial elastohydrodynamic contacts, Wear, 21, 49(1972). **20.** Forbes E. S., Antiwear and extreme pressure additives for lubricants, Tribology, 3, 145 (1970)

УДК 621.438.002.2

ТИТОВ В.А., докт. техн. наук, проф., НТУУ «КПІ», Київ

ЗЛОЧЕВСЬКА Н.К., асистент кафедри МПМ та РП, НТУУ «КПІ», Київ

ЛАВРІНЕНКОВ А.Д., аспірант кафедри МПМ та РП, НТУУ «КПІ», Київ

ГАРАНЕНКО Т.Р., студент кафедри МПМ та РП, НТУУ «КПІ», Київ

ДОСЛІДЖЕННЯ ПАРАМЕТРІВ ПРОЦЕСУ ІЗОТЕРМІЧНОГО ПРЕСУВАННЯ ЗАГОТОВОК З ТИТАНОВИХ СПЛАВІВ

Выполнен анализ технологического процесса путем исследования влияния условий трения на контактирующих поверхностях заготовки и матрицы на напряжённо – деформированное состояние лопатки из сплава ВТ8 при изотермическом прессовании. Получено распределение скоростей течения металла и распределение осевых напряжений используя инженерную программу DEFORM-3D.

Виконаний аналіз параметрів технологічного процесу шляхом дослідження впливу умов тертя на контактних поверхнях заготовки та матриці на напружено-деформований стан заготовки лопатки зі сплаву ВТ8 при ізотермічному пресуванні. Отримано розподіл швидкостей течії металу та розподіл осьових напружень за допомогою інженерної програми DEFORM-3D.

The analysis of the process by studying the effect of the conditions of friction on the contacting surfaces of the workpiece and the matrix on the stress - strain state of the blade alloy VT8 isothermal compression. The distribution of current velocities and metal distribution of axial stresses using engineering software DEFORM-3D.

Вступ

Надійність та ресурс сучасної авіаційної техніки значною мірою залежить від ефективності авіаційних газотурбінних двигунів. Удосконалення авіаційних двигунів, в свою чергу, висуває нові вимоги к технологіям їх виготовлення. Зростання робочих температур та тиску вимагає більш широкого використання високоміцних та жаростійких сплавів. Тенденція скорочення кількості деталей приводить до ускладнення геометричних форм, а зниження маси двигуна призводить до використання деталей малої питомої жорсткості.

Виготовлення лопаток займає особливе місце в сучасному двинунобудуванні. Це зумовлено з наступними особливостями їх виготовлення [1,2]:

1. Відповідальне призначення лопатки в двигуні. Лопатки визначають надійність в роботі двигуна;

2. Ресурс роботи двигуна визначається працездатністю лопаток. У зв'язку з цим технологія виготовлення і контролю лопаток повинна забезпечувати стабільність якості їх виготовлення та виключити можливість встановлення їх на двигун з відхиленням по геометричним розмірам, якості поверхні, з металургійними та іншими дефектами;

3. Велика кількість лопаток – сучасний двигун налічує до 2000 лопаток різного типу;

4. Висока вартість металів, що використовується, тому технологічний процес виготовлення повинен гарантувати мінімальний відсоток браку.

Поєднання вказаних факторів визначає специфіку виробництва лопаток. Можливість застосування високопродуктивних методів і засобів виготовлення лопаток визначає відносно дешевизну масових деталей двигуна, а також можливість швидкої переналадки виробництва при переході з одного типу двигуна на інший.

Сучасні досягнення науки і техніки в металообробці створюють реальні можливості отримання деталей з складними геометричними формами маловідходними способами. В авіаційній промисловості широке розповсюдження знаходять високопродуктивні, ресурсозберігаючі процеси ізотермічного пресування, які дозволяють знизити витрати металу, отримати точні розміри поверхонь зменшити трудомісткість механічної обробки і покращити якість деталей. Суттєвою перевагою ізотермічного пресування є розширення границі гарячої обробки металів тиском, стає можливим штампування заготовок без штамповних ухилів з тонкими, вузькими та високими ребрами.

В роботах [3,4] наведені особливості технології виготовлення заготовок лопаток компресора із титанових сплавів. Показано, що якість деталей залежить від технологічних параметрів процесу, які досліджувались експериментально.

В даній роботі обґрунтування вибору параметрів технологічного процесу виготовлення лопатки без наступної механічної обробки зовнішніх і внутрішніх контурів виконано розрахунковими методами, що представляється актуальним науково-технічним завданням.

Мета роботи.

Метою роботи є оптимізація параметрів технологічного процесу шляхом дослідження впливу умов тертя на контактних поверхнях заготовки та матриці на напружено-деформований стан заготовки лопатки з титанового сплаву при ізотермічному пресуванні.

Результати дослідження.

Дослідження по ізотермічному пресуванню заготовок робочих лопаток компресору авіаційного двигуна проводилось за допомогою програми інженерного розрахунку DEFORM-3D, яка дозволяє моделювати технологічний процес для аналізу течії металу і розподілу температур та НДС під час процесу деформування. DEFORM-3D ґрунтується на метод скінчених елементів, який є одним із самих надійних і широко використовуваним розрахунковим методом.

Деталь, яку необхідно отримати ізотермічним пресуванням, показана на рис.1. Вказана деталь є заготовкою для виготовлення лопатки компресора ГТД.



Рис. 1. Заготовка лопатки компресора ГТД



Рис. 2 Роз'ємні напівматриці для пресування заготовок робочих лопаток

Штапування таких деталей в звичайних умовах має серйозні складнощі, так як інтенсивне падіння температури тонкого полотна лопатки спричиняє різке зростання навантажень на інструмент. Суттєва неоднорідність деформації, приводить до появи в поковці значних залишкових напружень і т.і. Тому лопатки, як правило, необхідно штапувати з великими припусками по перу, а їх наступна механічна обробка відрізняється високою трудомісткістю.

При ізотермічному деформуванні, що використано в роботі, разом з зусиллям штапівки зменшується пружна деформація системи прес – штамп, яка при звичайній штапівці порівняна з товщиною лопатки. Штаповані в ізотермічних умовах поковки лопаток відрізняються малими припусками на механічну обробку.

Форма заготовки складна, з особливо міцного та жаростійкого титанового сплаву ВТ-8 з границею текучості $\sigma_T = 950 - 1150 \text{ МПа}$. Після нагріву заготовки поштучно подаються к пресу і укладаються в контейнер штапа торцем вниз. Пуансоном здійснюють робочий хід вниз і виконують пресування.

Дослідження процесу формоутворення заготовки з титанового сплаву ВТ-8 здійснювалось при $980^\circ \pm 5^\circ \text{C}$. В процесі деформування утворення лопатки проходить двома потоками металу (осьовим і радіальним), тому використовують заготовки з оптимальними величинами діаметру і з нанесенням покриття, що забезпечує рівномірну течію металу і відсутність дефектів у вигляді заковів.

Матриця складається з двох половин і має деформуючу поверхню, яка відповідає профілю пера заготовки лопатки. Форма контуру матриці у місці переходу від приймача к отвору повинна бути виконана таким чином, щоб вона забезпечувала більш сприятливі умови течії металу і можливо менший знос матриці. Матрицю необхідно виконувати по розмірам «гарячого» виву. Висоту приймача вибираємо так, щоб забезпечити захід пуансона в матрицю до моменту зіткнення його з заготовкою. Матриця представлена на рис. 2.

Модель робочої порожнини штапу в DEFORM-3D показана на рис. 3.

Деформуючий інструмент вважався абсолютно жорстким. Тертя враховували на поверхні заготовки, яка контактує з поверхнями матриці.

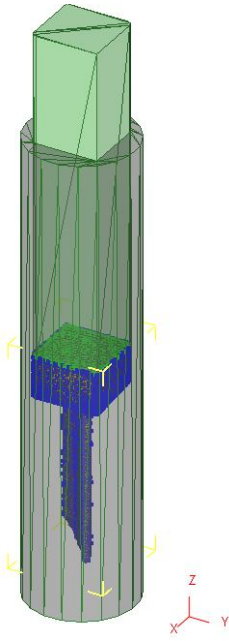


Рис.3. Модель робочої порожнини штампу в DEFORM-3D

Досліджувався вплив величини коефіцієнту тертя, приймали 0,3 та 0,1. Процес видавлювання розподілявся на певну кількість кроків навантаження.

Навантаження прикладали у вигляді крокового переміщення пуансона. Залежність зусилля пресування від переміщення пуансону представлена на рис.4. Зусилля спочатку зростає по мірі деформування заготовки по прямокутній поверхні з одночасною течією металу в робочу порожнину матриці, що формує перо лопатки. Спочатку проходить осадка циліндру без контакту матеріалу заготовки з стінками матриці. З подальшим осаджуванням наплив матеріалу стикається з площинами, зусилля починає рости, внаслідок зростання сил тертя. Це є неусталеною стадією пресування. Коли профіль проходить через радіуси галтелей процес пресування проходить в усталену стадію. Величина максимального зусилля склала $P_0 = 75 \text{ кН}$. З трьох графіків бачимо, що величина зусилля постійна і не залежить від коефіцієнту тертя.

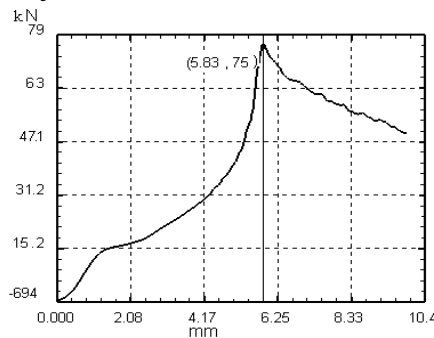


Рис.4. Графік залежності зусилля пресування від переміщення пуансона

На рис.5 представлений розподіл швидкостей течії металу, згідно якому можна зразок поділити на чотири зони.

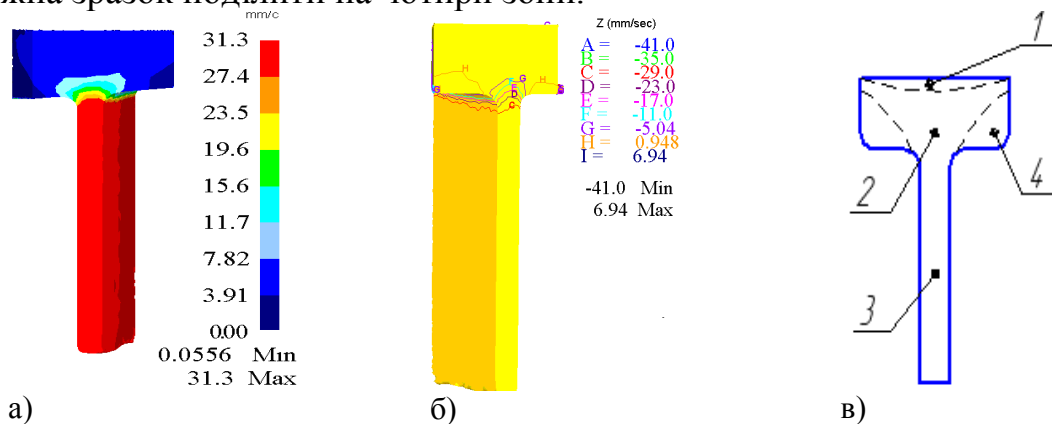


Рис.5. Розподіл швидкостей течії металу в характерному поперечному перерізі: а) ізолінії вектору швидкостей $\vec{V}_0$, б) ізолінії вектору швидкостей матеріальних часток поздовж осі пера лопатки $\vec{V}_z$, в) характерні зони поперечного перерізу зразка лопатки.

Перша зона, що контактує з пуансоном, майже не деформується внаслідок значних сил тертя. Друга зона має інтенсивну течію металу у порожнину пера лопатки. Третя зона сталої течії металу, де формується перо лопатки постійного поперечного перерізу. Четверта зона гальмування течії металу, яка обумовлена конструкторськими особливостями виробу.

В зонах I та IV течія металу утруднена, в наслідок малих деформацій структура металу рівно вісна, по характеру близька до вихідної структури (рис 6)

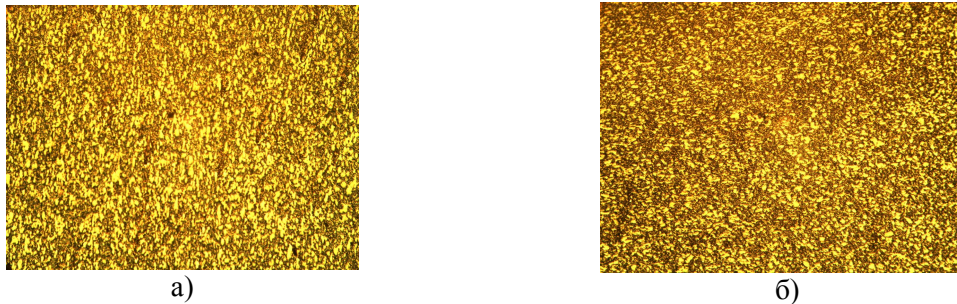


Рис. 6. Структура зон утрудненої деформації заготовки з сплаву ВТ8: а – зона I, б – зона IV

В зоні II знаходиться метал, який перетікає до пера лопатки. В наслідок інтенсивного деформування в цій зоні зерна вихідного сплаву витягується в напрямку течії металу, що показано на рис. 7.

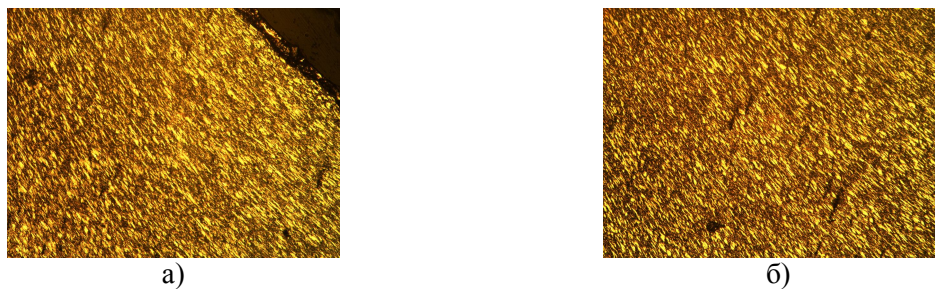


Рис. 7. Зона течії металу замкової частини заготовки до пера лопатки: а – радіусна частина галтелей зони II, б – перехідна зона (II-III) від замкової частини до пера лопатки

В зоні галтелей (рис. 7 а, б) спостерігається інтенсивна течія металу до границь стінки матриці. Інтенсивність деформацій збільшується до вісі симетрії профілю пера лопатки. Швидкість течії обумовлює розтягуючі напруження. По вісі симетрії утворюється інтенсивний потік металу, який призводить до великих деформацій матеріалу та подрібнення зерна.

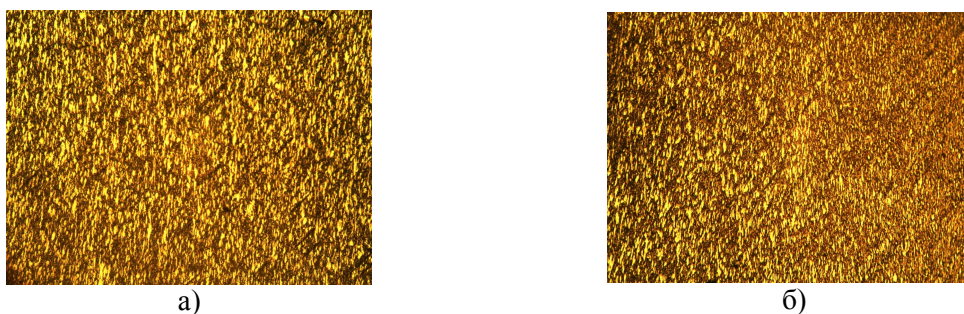


Рис. 8. Структура металу в напрямку вісі пера лопатки: а, б - різні ділянки повздож вісі пера лопатки

Повздовж профілю пера лопатки розподіл структури матеріалу зберігається.

В процесі пресування при формуванні профілю пера зберігається структура, яка утворилась при вході металу з замкової частини. Вона характеризується більшим подрібненням зерна в осередку вісі симетрії та зменшенням подрібнення в крайових зонах, що показано на рис. 8.

Напружений стан заготовки в процесі деформування показаний на рис.9 в залежності від коефіцієнту тертя.

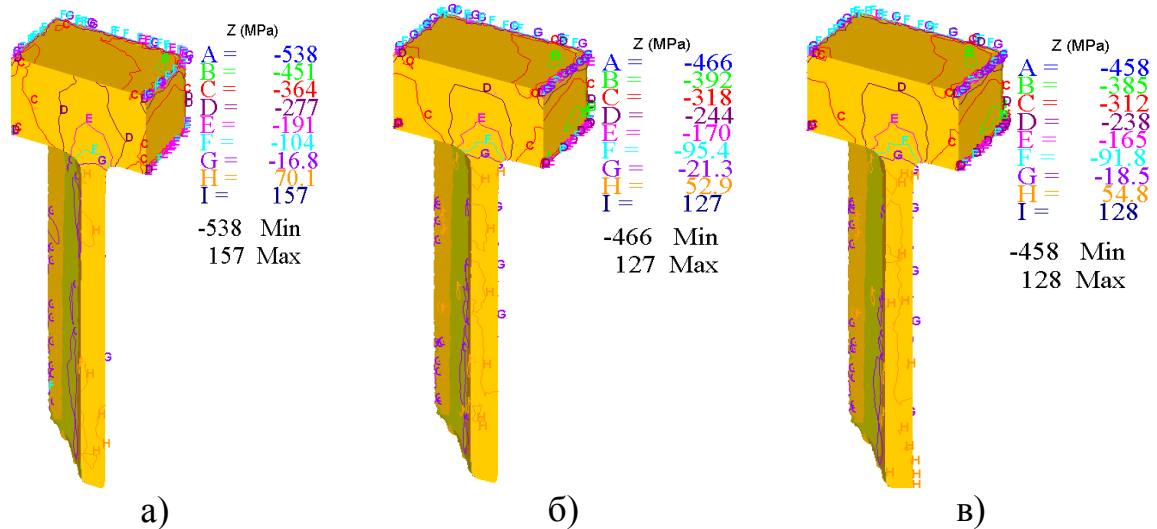


Рис.9. Розподіл осьових напружень σ_z : а) коефіцієнт тертя - 0.3, б) коефіцієнт тертя - 0.1, в) коефіцієнт тертя – 0.08.

Аналіз показує, що максимальні напруження стиску 538МПа відповідають коефіцієнту тертя $f_{mp} = 0.8$. Зі зниженням коефіцієнту тертя вони пропорційно зменшуються. У зоні II на вході до пера лопатки напруження σ_z зменшуються до величини від $104\text{—}92.8\text{МПа}$ до $21.3\text{—}16.8\text{МПа}$. Це пов'язано з збільшенням швидкості течії металу до пера лопатки.

Це явище призводить до появи розтягуючи напружень в зоні переходу від замкової частини до пера лопатки, які досягають величини $70.1\text{—}52.9\text{МПа}$, що може привести до пошкоджуваності металу. При цьому можна відмітити, що зменшення коефіцієнту тертя сприяє зменшенню розтягуючи напружень в цій зоні.

Необхідно також відмітити, що коефіцієнт тертя, як показано за результатами роботи, практично не впливає на енергетичні параметри ізоермічного пресування заготовки.

Висновки

1. Встановлено залежність параметрів технологічного процесу ізоермічного пресування заготовок лопаток з титанового сплаву ВТ8 при температурі 980°C в залежності від умов тертя на контактних поверхнях заготовки та матриці.

2. Показано на основі металографічних досліджень, що при пресуванні заготовки лопатки змінюється структура матеріалу в залежності від характерних зон течії металу. В зоні пера лопатки формується дрібнозерниста структура з

направленою орієнтацією зерен – текстурою. Ці результати підтвердженні шляхом розрахунку в системі DEFORM-3D.

3. Аналіз напруженого стану показав, що максимальні напруження стиску в осередку деформації перевищують 500МПа . По мірі течії матеріалу до зони переходу замкової частини в перо лопатки значно зменшуються. За рахунок швидкості течії металу в зоні переходу виникають розтягуючі напруження величиною $70.1\text{--}52.9\text{МПа}$, що може привести до пошкоджуваності металу. Встановлено, що зменшення коефіцієнту тертя сприяє зменшенню розтягуючі напружень.

4. В результаті роботи показано, що коефіцієнт тертя практично не впливає на енергетичні параметри деформування заготовки при ізотермічному пресуванні.

Список літератури: 1. *Богуслаев В.А.* Технологическое обеспечение эксплуатационных характеристик деталей ГТД. Часть I / *Богуслаев В.А., Муравченко Ф.М., Жеманюк П.Д., Колесников В.И. и др.* — Запорожье: ОАО "Мотор Сич", 2003 -396 с. 2. *Богуслаев В.А., Яценко В.К., Притченко В.Ф.* Технологическое обеспечение и прогнозирование несущей способности деталей ГТД . – К: Манускрипт, 1993. - 332 с. 3. *Тітов В.А.* Влияние параметров горячего выдавливания заготовок рабочих лопаток компрессора на качество их изготовления / *Тітов В.А., Ю.С. Кресанов, А.Я. Качан* и др. // Вісник двигунобудування. – З.: ВАТ «Мотор Січ». – 2009, №2, с. 108-115. 4. *Тітов В.А., Лавріненко А.Д., Злочевська Н.К.* Деякі особливості пластичного деформування металевих композиційних матеріалів з армуючими компонентами довільної форми // Вестник Национального технического университета Украины «Киевский политехнический институт». Серия «Машиностроение». – 2010. № 59. с. 5. *В.А. Тітов.* Особливості процесів формоутворення заготовок лопаток з титанового сплаву системи $\text{Ti} - \text{TiB}_2$ / *Тітов В.А., О.Я. Качан, О.Г. Моляр, Ю.С. Кресанов, Н.К. Злочевська* // Вестник Национального технического университета Украины «Киевский политехнический институт». Серия «Машиностроение». – 2011. № 61. с.95 -101

УДК 621.7.044

МОСЬПАН Д.В., асист., КрНУ, Кременчук

ШЛЫК С. В., асп., КрНУ, Кременчук

МОРОЗ Н.Н., канд. техн. наук, доц., КрНУ, Кременчук

ДРАГОБЕЦКИЙ В.В., докт. техн. наук, проф., КрНУ, Кременчук

СНИЖЕНИЕ ДЕФОРМИРУЮЩИХ УСИЛИЙ ПРИ ИЗГОТОВЛЕНИИ ЛИСТОВЫХ ДЕТАЛЕЙ С ЭЛЕМЕНТАМИ ЖЕСТКОСТИ

Наведені проблеми і задачі, які необхідно вирішити для вдосконалення виробництва листових деталей двигунів літальних апаратів. Визначено технологічні напрями при виробництві деталей двигунів. Розроблено технологічні процеси для двох класів деталей – оболонки подвійної кривизни і жолоба. Наводяться приклади практичного застосування результатів.

Listed the problems and tasks that must be resolved for improving the production of sheet parts of aircraft engines. Identified technological trends in the production of engine parts. Developed the

technological processes for two classes of parts – a double curvature shell and trough. The examples of practical application of results are given.

Приведены проблемы и задачи, которые необходимо решить для усовершенствования производства листовых деталей двигателей летательных аппаратов. Определены технологические направления при производстве деталей двигателей. Разработаны технологические процессы для двух классов деталей – оболочки двойной кривизны и желоба. Приводятся примеры практического применения результатов.

В большинстве случаев формообразование элемента или элементов жесткости производится путем изменения толщины заготовки. Значительные трудности связаны с получением крупногабаритных деталей из листа толщиной более 6...8 мм. Традиционные методы изготовления таких деталей требуют использования мощных штамповочных прессов, применение которых ограничивается экономическими возможностями и условиями, что не всегда приемлемо в конкретных условиях предприятий отрасли. Однако внедрить в производство методы обработки, связанные с использованием взрывчатых веществ довольно сложно [1, 2].

Одним из вариантов снижения штамповочных усилий является использование многоцикловой (последовательной) штамповки, когда элемент жесткости формуется последовательно по участкам ограниченной зоной очага деформации. Однако при последовательной штамповке на механических и гидравлических прессах трудно обеспечить равномерное распределение деформаций по детали и безопасные условия труда [2].

Многоцикловую (последовательную) штамповку элементов жесткости ряда деталей можно осуществить при последовательном выполнении операций, при которых формоизменение происходит при меньших усилиях [3].

Целью данного исследования является анализ, совершенствование и разработка новых процессов самопроизвольного формоизменения при обработке давлением листовых заготовок.

Для снижения деформирующих усилий, энергоемкости и повышения экологичности можно рекомендовать к использованию следующие устройства, способы, технические приемы, физические процессы:

1. Использование резонансных явлений, возникающих при формоизменении заготовки.
2. Формоизменение заготовки при возникновении локализации деформаций при растяжении и сжатии.
3. Концентрация и накопление энергии в импульсно-деформируемой заготовке.
4. Использование эффекта откола при импульсном формоизменении заготовки.
5. Использование и учет внутренних напряжений, которые возникли в деформируемой заготовке в технологических операциях, предшествующих формоизменяющим операциям (технологическая наследственность), для снижения деформирующих усилий в формоизменяющих и разделительных операциях листовой штамповки.
6. Использование реактивных составляющих деформирующих усилий для интенсификации процесса формоизменения.

7. Использование обратного хода пресса и его упругой разгрузки для выполнения технологических операций и операций интенсифицирующих процесс формоизменения.

8. Разработка устройств для штамповки листовых заготовок кристаллизующейся жидкостью, «разбухающими» металлами и использование процесса эпитахии для создания высоких давлений.

9. Использование эффектов электро- и сверхпластичности.

10. Использование локального нагружения для формоизменения.

Детали типа «верхний лист» грузового вагона с единичным элементом жесткости в условиях единичного или мелкосерийного производства можно изготовить методом свободной гибки. Образование элементов жесткости происходит в основном путем растяжения материала, находящегося у их основания. Плоские элементы заготовки практически не деформируются. При длине элемента жесткости 15 – 20 его ширины, деформацией заготовки в направлении длины элемента жесткости из-за ее малости можно пренебречь и деформированное состояние считать плоским, а напряженное – линейным. Деформации по поперечному сечению элемента жесткости распределяются неравномерно. Максимальное утонение материала у полукруглых элементов жесткости наблюдается по оси симметрии их поперечного сечения. Ребро жесткости листа верхнего грузового вагона, как правило, изготавливается методом формовки на прессах усилием 5 – 6 МН (при толщине стенки 8 мм) и 7 – 8 МН (при толщине стенки 10 мм). Материал заготовки – сталь 09Г2С, ее длина 1000 мм. И, если вагоностроительные предприятия располагают оборудованием соответствующей мощности и размерами штамповочного пространства, то ремонтные – испытывают значительные трудности при изготовлении длинномерных деталей из-за отсутствия необходимого оборудования.

Усилие для штамповки-формовки цилиндрического ребра жесткости из стали 09Г2С по данным Романовского [8] ориентировочно может быть рассчитано по формуле:

$$P = L \cdot S \cdot \sigma_g \cdot (0,7 \div 1), \quad (1)$$

где L – длина ребра жесткости;

S – толщина заготовки;

σ_g – временное сопротивление разрушения (граница прочности).

Усилие штампования ребра жесткости для стали 09Г2С толщиной $S = 8$ мм, длиной ребра $L = 1000$ мм и $\sigma_g \approx 50$ кГ/мм² составляет

$$P = 1000 \cdot 50 \cdot 8 = 400000 \text{ кГ} = 400 \text{ т}$$

Усилие одноугловой гибки [1] составит

$$P_1 = 1,25 \cdot B \cdot S \cdot \sigma_g \cdot k_2 = 50 \text{ т} \quad (2)$$

При разгибании полок усилие составит $2K_3 P_1 = 90 \div 100 \text{ т}$, где K_3 – коэффициент, учитывающий эффект Баушингера. Кроме того, при последующем разгибании полок происходит самопроизвольное оформление элемента жесткости под действием реактивного момента

$$M_P = P_1 \cdot a, \quad (3)$$

где a – длина плоского элемента листа.

Таким образом, усилие формоизменения при замене формовки гибкой уменьшается в 4 раза. Более точное решение задачи с использованием уравнения равновесия, условия пластичности и совместности пластических деформаций, дает такое же соотношение по уменьшению деформирующего усилия. Схема процесса свободной самопроизвольной гибки изображена на рис. 1.

Известны огромные преимущества методов локального деформирования заготовок, в частности, сферодвижной штамповки, торцевой раскатки, профилирования и др. В этих процессах усилие деформирования снижается в 8 – 12 раз. Дальнейшим развитием метода локальной деформации может стать способ гибки вдавливанием жесткого инструмента в плоскую заготовку, находящуюся на жестком основании. При вдавливании пуансона происходит самопроизвольный изгиб заготовки. Проведя последовательные надавливания пуансоном на заготовку, можно получить деталь заданной формы. Разработан специальный пуансон, совершающий поступательное и вращательное движение для получения детали типа «желоб» (рис. 2).

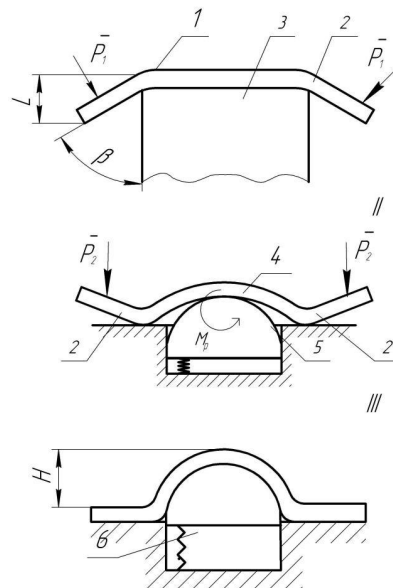


Рис. 1. Схема самопроизвольного формоизменения рифта: P_1 , P_2 – деформирующие усилия; M_I – реактивный момент; 1 – 4. Заготовка и ее элементы; 5 – 6. Подпружиненный пуансон; I – III. Последовательность операций

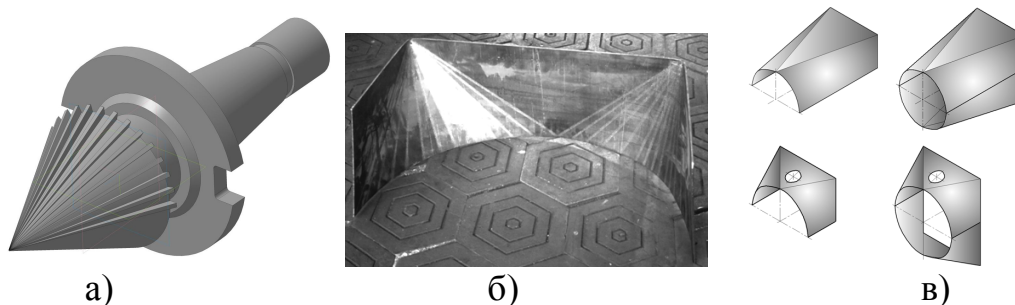


Рис. 2. Пуансон (а) и детали (б, в), полученные вдавливанием жесткого инструмента в заготовку

Выводы. В работе выявлены и систематизированы основные методы формообразования, направленные на снижение энергоемкости процесса и снижения деформирующих усилий. Наиболее эффективно это достигается при штамповке кристаллизирующейся жидкостью при замене операций формовки гибкой с самопроизвольным формоизменением и гибкой вдавливанием жесткого инструмента.

Список литературы: 1. *Кривцов В.С.* Стан і перспективи застосування імпульсних джерел енергії для технологічних процесів обробки матеріалів [Текст] / *Кривцов В.С., Борисевич В.К.* // Авіаційно-космічна техніка і технологія. – 2007. - №11 (47) – с. 10–17. 2. *Борисевич В.К.* Багатофакторність фізичних явищ при вибуховій металообробці [Текст] / Борисевич В.К., Драгобецький В.В., Троцько О.В. // Авіаційно-космічна техніка і технологія. – 2007. - №11 (47) – с. 62–72. 3. *Романовский В.П.* Справочник по холодной штамповке. [Текст] / *Романовский В.П.* – Л.: Машиностроение, 1979. – 520 с.

УДК 621.961.001

СЫЧУК Ю.Т., зав. лабораторией каф. ДМ и ПТМ, ЗНТУ, Запорожье
ЧИГИРИНСКИЙ В.В., докт. техн. наук, проф., зав. каф. ОМД, ЗНТУ, Запорожье

ИССЛЕДОВАНИЕ МЕХАНИЗМА РАЗДЕЛЕНИЯ ПРИ ПРОБИВКЕ ГОРЯЧЕКАТАНОЙ МАЛОУГЛЕРОДИСТОЙ СТАЛИ РИФЛЕННЫМИ ПУАНСОНАМИ

Установлена неоднородность деформированного состояния пробиваемой заготовки вдоль периметра рифленой рабочей поверхности пуансона. Определено влияние рифленой рабочей поверхности пуансона на размеры зоны пластической деформации, величину перемещения металла заготовки по торцу рифленого пуансона, образование трещин скола при пробивке.

Встановлена неоднорідність деформованого стану заготовки, яка пробивається, вздовж периметру рифленої робочої поверхні пуансону. Визначено вплив рифленої робочої поверхні пуансону на розміри зони пластичної деформації, величину переміщення металу заготовки по торцю рифленого пуансона, утворення тріщин сколу при пробивці.

Discovered heterogeneity strain state of punched blanks along the perimeter of the working surface of the corrugated punch. Defined the effect of grooved working surface of the punch for the size of the zone of plastic deformation, the displacement of the metal piece on the end face corrugated punch, shear cracks in the punching.

Качественные характеристики деталей, изготавливаемых из толстолистовых горячекатаных малоуглеродистых сталей в значительной мере определяются износостойкостью рабочего инструмента разделительных штампов, в частности пробивных пуансонов. Повышенная износостойкость пробивных пуансонов обеспечивается при минимальной нагрузке на их режущие кромки путем уменьшения размеров зоны пластической деформации [1,2,3]. Одним из способов уменьшения последней является применение для пробивки пуансонов с макрогеометрией рабочей части в виде совокупности продольных рифлений [4].

В работе [5] отмечается возможность создания условий активного управления процессом разделения заготовки путем оптимизации макрогеометрии рабочих частей штампа как на этапе пластического разделения, так и на этапе разрушения заготовки. При этом в данной работе отмечается важность изучения процесса зарождения и развития трещины скола с целью изыскания возможности управления процессом разрушения заготовки при разделительных операциях.

В качестве штампуемого материала применялась горячекатаная листовая сталь марки Ст3кп/пс толщиной 3 мм. Механические свойства указанной стали приведены в таблице ($\sigma_{0,2}$ - предел текучести, σ_B - предел прочности, δ_5 - относительное удлинение).

Таблица – Механические свойства стали Ст3кп/пс

$\sigma_{0,2}$	σ_B	δ_5
МПа		%
260	430	30

Эксперимент проводился при поэтапной пробивке образцов указанной стали в виде дисков $\varnothing 36$ мм шлифованным и рифленным пуансонами $\varnothing 9,1$ мм при двустороннем технологическом зазоре, равном 15% от толщины заготовки. Для характеристики профиля продольных рифлений (рис. 1) на рабочей части пуансона был применен обобщенный показатель X_* [6], учитывающий соотношение участков выступов и впадин, а также угла и глубины впадин на боковой поверхности рабочей части пуансона

$$X_* = 1 - \left(\frac{p}{t}\right) \operatorname{tg} \alpha, \quad (1)$$

где t - шаг рифлений;

p и 2α - глубина и угол впадины рифления;

l - длина стороны впадины рифления.

Показатель X_* рифленного пуансона, применяемого при эксперименте, составлял 0,7.

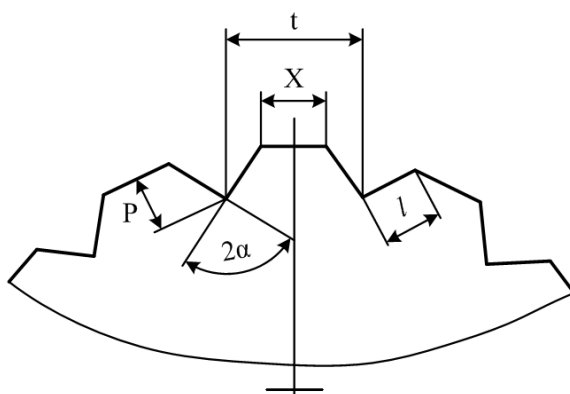
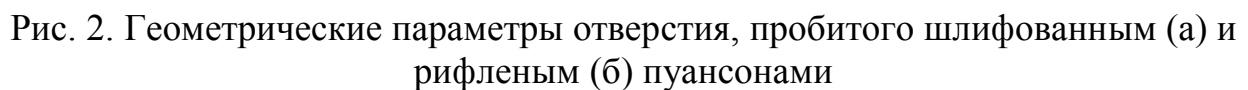


Рис. 1. Профиль рифлений на боковой поверхности рабочей части пробивного пуансона

Поэтапная пробивка осуществлялась без прижима в лабораторном штампе [7] на кривошипном прессе мод. К2326 усилием 400 кН. При этом на дисках $\varnothing 36$ мм рабочим ходом ползуна прессы при его последовательном увеличении на 5% (0,15 мм) получали отпечатки шлифованным и рифленным пуансонами до момента

Для установления направления и величины перемещения металла заготовки в зонах утяжки и смятия выполнялась поэтапная пробивка дисков $\varnothing 36$ мм с лунками на полированной плоскости дисков. Лунки наносились вдоль координатных осей на расстоянии 0,1 мм друг от друга в зоне предполагаемой утяжки и смятия и на расстоянии 0,2 мм в остальной зоне. Уменьшение расстояния между диаметрально противоположными точками деформированного образца свидетельствовало о перемещении металла заготовки к центру пуансона, увеличение – о перемещении в противоположном направлении аналогично методике, приведенной в работе [8].



В начальный момент пробивки происходит упругий изгиб заготовки под действием режущих кромок пуансона и матрицы, причем некоторое время заготовка находится в соприкосновении только с вершинами режущих кромок пуансона и матрицы. После этого начинаются деформации смятия в зоне контакта с торцевой поверхностью пуансона и матрицы и утяжка у боковой поверхности рабочей части инструмента. При этом начало образования зоны смятия $B_{\text{ш}}$ под торцом шлифованного пуансона заметно при рабочем ходе пуансона, равном 5% толщины заготовки (рис. 3, точка 1 графика $B_{\text{ш}}$). При пробивке рифленым пуансоном зона смятия $B_{\text{р}}$ образуется уже при рабочем ходе пуансона, равном 3-4% толщины заготовки (рис. 3, точка 1 графика $B_{\text{р}}$). Это обстоятельство

объясняется следующим: на стадии изгиба заготовки рифленый пуансон контактирует с последней только площадками выступов рифлений X (рис. 1), вследствие чего местное смятие от отдельных выступов рифлений осуществляется при меньших энергосиловых затратах, а следовательно, меньшем рабочем ходе, чем смятие от сплошной режущей кромки шлифованного пуансона.

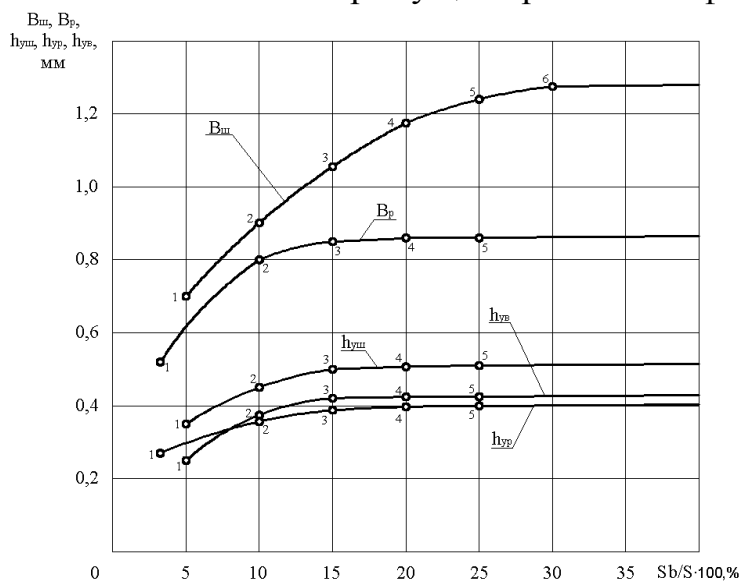


Рис. 3. Зависимость геометрических параметров отверстия, пробитого шлифованным ($h_{уш}$, $B_{ш}$) и рифленым (B_p , $h_{ур}$, $h_{ув}$) пуансонами, от относительного рабочего хода пуансона $Sb/S \cdot 100$

По этой причине более раннее образование зоны смятия при пробивке рифленым пуансоном сопровождается меньшей утяжкой $h_{ур}$, чем при пробивке шлифованным пуансоном $h_{уш}$ (рис. 3, точки 1 графиков $h_{ур}$ и $h_{уш}$). Одновременно с образованием зоны смятия B_p происходит заполнение металла заготовки профиля рифления и начало образования утяжки во впадинах рифлений $h_{ув}$ (рис. 3, точка 1 графика $h_{ув}$).

В обоих случаях на стадии образования зон смятия $B_{ш}$ и B_p наблюдается перемещение металла заготовки по торцу пуансона в направлении его центра. При этом из-за разности условий течения металла у выступов и впадин рифлений результирующее значение перемещения металла заготовки по торцу рифленого пуансона в среднем на 25% меньше, чем при пробивке шлифованным пуансоном.

При рабочем ходе рифленого пуансона до 10% толщины заготовки одновременно с увеличением ширины зоны смятия B_p возрастает дополнительная утяжка в объемах заготовки, примыкающих к впадинам рифлений $h_{ув}$ (рис. 3, точка 2 графика $h_{ув}$). Величина $h_{ув}$ определяется значением обобщенного показателя X_* . В процессе пробивки шлифованным пуансоном наблюдается увеличение зоны смятия $B_{ш}$ (на 10% больше, чем при пробивке рифленым пуансоном) и утяжки h_y (рис. 3, точки 2 графиков $B_{ш}$ и h_y), а также увеличение деформации продавливания, характеризуемой шириной блестящего пояса $h_{пш}$.

Дальнейшее увеличение рабочего хода пуансона (до 15% от толщины заготовки) в обоих случаях приводит к увеличению зон смятия $B_{\text{ш}}$ и $B_{\text{р}}$ (рис. 3, точки 3 соответствующих кривых), что свидетельствует о продолжающемся перемещении металла заготовки к центру пуансона. При пробивке шлифованным пуансоном наблюдалось некоторое снижение роста утяжки $h_{\text{уш}}$ (рис. 3, точка 3 графика $h_{\text{уш}}$) и увеличение ширины блестящего пояска $h_{\text{пш}}$. Пробивка рифленным пуансоном сопровождалась неравномерной утяжкой вдоль профиля рифлений. Вследствие "упора" заготовки в площадки выступов рифлений X происходит уменьшение роста $h_{\text{ур}}$ (рис. 3, точка 3 графика $h_{\text{ур}}$), тогда как металл заготовки, находящийся во впадинах рифлений, продолжает изгибаться под действием внутреннего угла впадины рифлений (рис. 3, точка 3 графика $h_{\text{уз}}$).

Увеличение рабочего хода рифленного пуансона до 20% толщины заготовки характеризуется уменьшением роста зоны смятия $B_{\text{р}}$; при этом величина утяжки в объемах металла заготовки, находящихся во впадинах рифлений, $h_{\text{уз}}$ достигает своего наибольшего значения (рис. 3, точки 4 графиков $B_{\text{р}}$ и $h_{\text{уз}}$). Наблюдаемая неоднородность деформированного состояния вдоль контура рифленной режущей кромки (сдвиг – вблизи площадок выступов рифлений X , смятие – под торцами рифлений и растяжение с изгибом – в объемах заготовки, контактирующих с впадинами рифлений) приводит к первоначальному образованию скалывающих трещин от пуансона. Первоначальное образование скалывающих трещин происходит в объемах заготовки, примыкающих к впадинам рифлений, где растягивающие напряжения и деформации достигают своего наибольшего значения. Образование скалывающих трещин от впадин рифлений при рабочем ходе пуансона, равном 20% толщины заготовки, подтверждается максимумом силовой диаграммы при указанном рабочем ходе.

При пробивке шлифованным пуансоном на данном этапе продолжается увеличение зоны продавливания (блестящего пояска $h_{\text{пш}}$), а также рост пояска смятия $B_{\text{ш}}$ (рис. 3, точка 4 графика $B_{\text{ш}}$).

Увеличение рабочего хода рифленного пуансона до 25% толщины заготовки характеризуется раскрытием трещин скалывания в зонах заготовки во впадинах рифлений, слиянием их между собой и распространением в глубину заготовки. Вследствие этого прекращается перемещение металла заготовки по торцу пуансона, что иллюстрируется постоянством ширины пояска смятия $B_{\text{р}}$, величины утяжки во впадинах рифлений $h_{\text{уз}}$ и незначительным увеличением утяжки $h_{\text{ур}}$ у площадки рифлений X (рис. 3, точки 5 графиков $B_{\text{р}}$, $h_{\text{уз}}$ и $h_{\text{ур}}$). При пробивке шлифованным пуансоном на данном этапе наблюдается увеличение ширины зоны смятия $B_{\text{ш}}$ (рис. 3, точка 5 графика $B_{\text{ш}}$) и блестящего пояска $h_{\text{пш}}$.

При дальнейшем увеличении рабочего хода пуансона (до 30% толщины заготовки) в обоих случаях возникают скалывающие трещины у режущих кромок матрицы. Образование первой скалывающей трещины от матрицы при пробивке шлифованным пуансоном подтверждается большей высотой блестящего пояска

на детали $h_{\text{пш}}$, который при полном разделении заготовки превышает блестящий поясик на отходе $h_{\text{пм}}$ в 2 раза, что согласуется с данными работы [9].

При пробивке рифленным пуансоном на данном этапе отход полностью отделяется от детали.

Полное отделение отхода от заготовки при пробивке шлифованным пуансоном происходит при рабочем ходе пуансона, равном 45% от толщины заготовки.

Выводы

Сравнительный анализ последовательных этапов пробивки рифлеными и шлифованными пуансонами показал следующее.

1. Процесс пробивки заготовки рифленным пуансоном качественно состоит из тех же видов деформации (прогиб, смятие, утяжка, продавливание, трещинообразование), что пробивка шлифованным пуансоном.

2. Отличительными особенностями пробивки рифленным пуансоном являются следующие:

а) неоднородность деформированного состояния заготовки вдоль контура рифленой рабочей части;

б) образование скалывающихся трещин от режущих кромок пуансона и матрицы при пробивке рифленным пуансоном происходит практически одновременно;

в) меньшее, чем при пробивке шлифованным пуансоном перемещение металла заготовки по торцу пуансона (в среднем на 25%), что снижает его торцевой износ;

г) меньшая, нежели при пробивке шлифованным пуансоном, протяженность очага деформации.

Список литературы: 1. Михаленко Ф.П. Определение интенсивности напряжений и деформаций в пластической области при вырубке-пробивке тонколистового металла / Михаленко Ф.П., Гулиев А.И. // Кузнеч.-штамповоч. пр-во. – 1988. – №6. – С.13-16. 2. Смолянинов В.П. Определение зоны пластической деформации при вырезке листового металла / Смолянинов В.П., Шевченко М.М., Спирина С.И. // Кузнеч.-штамповоч. пр-во. – 1976. – №2. – С.19-22. 3. Цанко И. Цанков. Штамповочное резание по прямоугольному контуру посредством рифленных пуансонов с плоско-параллельными режущими кромками / Цанко И. Цанков, Емил С. Костов (пер. с болг.) // Электропромышленность и приборостроение. – 1980. – Т.5. – №12. – С.459-462. 4. Юдович С.З. Влияние состояния поверхности пуансонов на силовой режим, износостойкость инструмента и качество деталей при пробивке листовой малоуглеродистой стали / Юдович С.З., Сычук Ю.Т., Фурманов Ю.А., Глазков В.А. // Кузнеч.-штамповоч. пр-во. – 1973. – №4. – С.17-19. 5. Соловцов С.С. Состояние и перспектива развития разделительных процессов обработки металлов давлением / Соловцов С.С. // Кузнеч.-штамповоч. пр-во. – 1981. – №8. – С.34-36. 6. Нагорный Ю.И. Расчет работы разделения при пробивке рифленным пуансоном / Ю.И. Нагорный, Ю.Т. Сычук, С.З. Юдович // Изв. ВУЗов, М. – М.: изд. МГТУ им. Н.Э. Баумана. – 1990. – №2. – С.91-94. 7. А.с. 416125 СССР, М. Кл. В21с 51/00. Устройство к штампу для измерения усилий на пуансоне / С.З. Юдович, Л.И. Живов, Б.Н. Чумаков, Ю.Т. Сычук, В.И. Дубина, Ю.А. Фурманов, В.А. Глазков / (СССР). – №1764047/25-27; Заявлено 28.03.72; Оpubл. 25.02.74, Бюл. №7. – 3с. 8. Хмара С.М. Течение металла по пояску смятия при вырубке / Хмара С.М., Смолянинов В.П., Спирина С.И., Шевченко М.М. // Кузнеч.-штамповоч. пр-во. – 1973. – №3. – С.23-26. 9. Михаленко Ф.П. Стойкость разделительных штампов. 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1986. – 224с.

ДОЛМАТОВ А.И., докт. техн. наук, проф., НАКУ «ХАИ», Харьков

ЖОВНОВАТЮК Я.С., науч. сотр., НАКУ «ХАИ», Харьков

ЖИТНЯЯ О.С., техник, НАКУ «ХАИ», Харьков

ОНИЩЕНКО С.В., магистр НАКУ «ХАИ», Харьков

ПРИМЕНЕНИЕ СПЕЦИАЛЬНЫХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРИЕМОВ ПРИ ЭЛЕКТРОГИДРОИМПУЛЬСНОЙ ШТАМПОВКЕ ЛИСТОВЫХ ДЕТАЛЕЙ С ЛОКАЛЬНЫМИ ЭЛЕМЕНТАМИ БОЛЬШОЙ КРИВИЗНЫ

Проанализированы различные технологические способы электрогидроимпульсной штамповки (ЭГШ) локальных элементов большой кривизны (с характерным радиусом меньшим 10 толщин заготовки). Представлены результаты опытной штамповки листовых деталей с данными конструктивными элементами. Даны рекомендации по применению рассмотренных технологических способов.

Проаналізовані різні технологічні способи електрогідроімпульсного штампування (ЕГШ) локальних елементів великої кривизни (з характерним радіусом меншим 10 товщин заготовки). Представлені результати дослідного штампування листових деталей з даними конструктивними елементами. Надані рекомендації з використання розглянутих технологічних способів.

Different manufacturing techniques of electrohydraulic impact forming (EHF) of high curvature local elements (with a characteristic radius less than 10 thicknesses of blank) are analyzed. The results of the experimental forming of sheet components with these structural elements are presented. Recommendations for manufacturing techniques application are given.

1. Анализ проблемы

Схемы электрогидравлической штамповки широко и успешно используются в производстве широкой номенклатуры листовых деталей. Обычно используется один жесткий инструмент – матрица или пуансон, прижимная плита и разрядная камера. Процесс штамповки может осуществляться с эластичной диафрагмой, чтобы предотвратить контакт воды с поверхностью листовой заготовки (сухой процесс) и без диафрагмы, чтобы улучшить эффективность преобразования электрической энергии в энергию пластической деформации (мокрый процесс).

Многие листовые детали имеют большую глубину или имеют локальные элементы (ребра, бобышки, углы малого радиуса, пуклевки и т.п.), изготовление которых с использованием обычных схем ЭГШ невозможно или очень дорого. С целью эффективного изготовления деталей с такими элементами применяются специальные технологические способы

Специальные технологические приемы позволяют улучшить процесс штамповки путем применения дешевой (по сравнению со стоимостью основной оснастки) дополнительной оснастки, ковриков, проставок, модификации основной оснастки, улучшения организации процесса штамповки.

Целью этой работы является изучение практического применения нескольких специальных технологических приемов и разработка рекомендаций по их использованию в процессах ЭГШ.

2. Результаты эксперимента

Эксперимент выполнялся в технологическом блоке экспериментальной электрогидравлической установки УЭГШ-2, оборудованном разрядным блоком (рис. 1), в котором можно разместить 52 изолированных электрода. Общим противоэлектродом служит разрядная плита с отверстиями. Энергия подается к электродам от генератора импульсных токов по 22-м контурам с рабочим напряжением до 40 кВ [1].

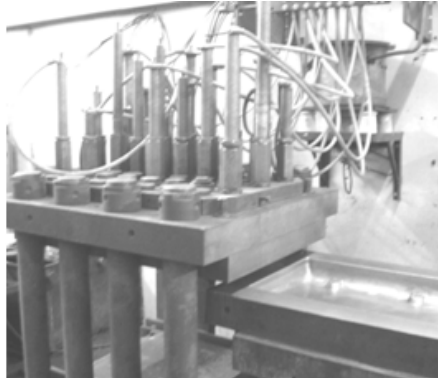


Рис. 1. Общий вид многоэлектродного разрядного блока электрогидравлической установки УЭГШ-2

2.1 Применение промежуточных плит

Проблемой при штамповке глубоких угловых элементов коробчатых листовых деталей является избыточное утонение и разрыв листового металла в процессе штамповки. Установлено, что, когда заготовка касается дна матрицы, процесс вытяжки и подача фланца в полость матрицы практически останавливаются. Штамповка угловых элементов осуществляется за счёт растяжения той части заготовки, которая не соприкасается с поверхностью матрицы (рис. 2). Кривая, показанная на рис. 2, б построена с учетом следующих допущений: 1) штамповка углового элемента осуществляется постепенно за несколько шагов (обычно ЭГШ выполняется за несколько разрядов) с приращениями Δh вдоль боковой стенки матрицы и Δl вдоль ее дна; 2) участок листовой заготовки представлен равносторонним треугольником, который является основанием пирамиды с вершиной в донном углу (вблизи радиуса r); 3) для каждого шага штамповки исходная площадь равна площади равностороннего треугольника A_i и конечная площадь равна сумме площадей A_{i+1} боковой поверхности усеченной пирамиды и равностороннего треугольника; 4) объёмы металла при деформировании равны для начального и конечного момента для каждого шага деформирования; 5) толщины деформированного участка заготовки t_i и t_{i+1} равномерно распределены по площадям A_i и A_{i+1} соответственно.

Очевидно (рис. 2, б), что в случае глубоких углов, листовой металл быстро теряет пластичность из-за концентрации деформаций в быстро сокращающемся участке заготовки, вследствие чего возникают разрывы. Этот теоретический анализ многократно подтверждался практикой ЭГШ коробчатых листовых деталей. В этом случае оправдано применение промежуточных плит для глубокой вытяжки. Суть способа состоит в подаче достаточного количества листового материала в полость матрицы для дальнейшей штамповки угловых элементов.

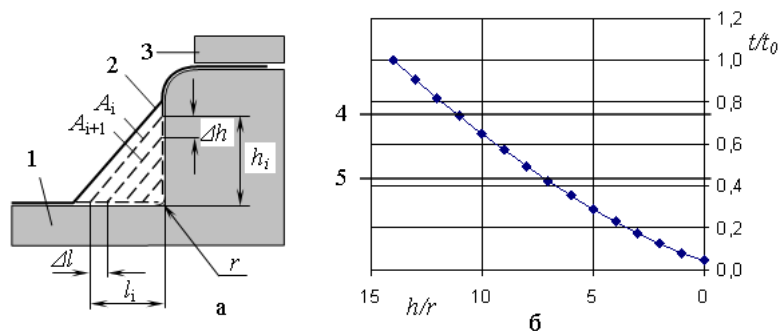


Рис. 2. Схема штамповки углового элемента (а) и зависимость относительной толщины заготовки t/t_0 от относительной глубины h/r (б): 1. Угловой участок матрицы; 2. Листовая заготовка; 3. Прижимная плита; 4. Предел пластичности малопластичных металлов; 5. Предел пластичности высокопластичных металлов; t_0 – толщина листа перед штамповкой углового элемента; r – радиус дна матрицы

Полуфабрикат, который подвергся глубокой вытяжке, имеет высоту большую, чем окончательная деталь (рис. 3). На последующих этапах штамповки материал заготовки перераспределяется и заполняет углы без разрывов. На окончательной стадии избыток материала перемещается вдоль донной поверхности матрицы в направлении угла (рис. 3, б и 3, в).

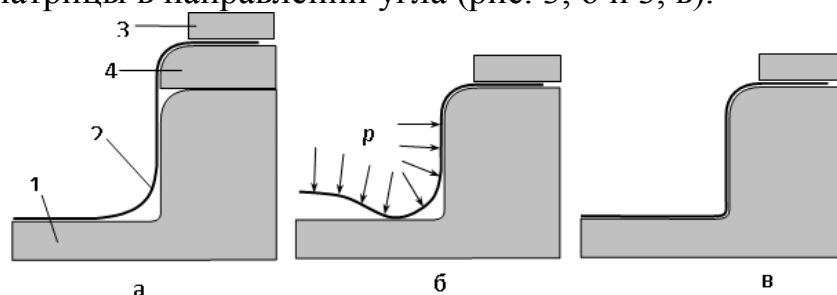


Рис. 3. Последовательность штамповки углового элемента с промежуточной плитой:
а. Вытяжка предварительной формы; б. Уменьшение высоты полуфабриката;
в. Формовка и калибровка: 1. Угловой элемент матрицы; 2. Листовая заготовка;
3. Прижимная плита; 4. Промежуточная плита

С целью изготовления угловых элементов глубоких деталей также используются другие способы. Радиус перетяжного ребра матрицы выполняют большим по сравнению с прямолинейными участками, где желательна большая сопротивляемость вытяжке для стабилизации процесса. Оба способа позволили отладить процесс ЭГШ для изготовления коробчатых деталей (рис. 4) из высокопрочного алюминиевого сплава АМгб толщиной 2 мм.

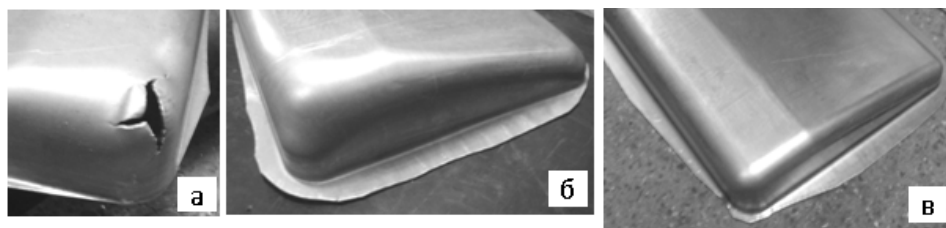


Рис. 4. Участки коробчатой детали: а. С разрывом в углу, отштампованная непосредственно в окончательную матрицу; б. Большей глубины, отштампованная с промежуточной плитой; в. Без разрыва за счет применения специальных технологических приемов

2.2 Применение ковриков

Коврики рекомендуется использовать в случае очень маленьких радиусов локальных элементов, которые являются причиной разрушения листового металла вдоль данных радиусов из-за концентрации растягивающих напряжений в комбинации с напряжениями изгиба. Обычно это такие элементы как бобышки или донный рельеф (пуклевки, канавки) с малыми радиусами (равными от 1 до 5 толщин листовой заготовки). Целью применения ковриков является набор материала для данного элемента при его предварительной формовке и уменьшение растягивающих напряжений при последующей калибровке.

Например, в матрице (см. рис. 1) штампуют коробчатую деталь из алюминиевого листа толщиной 2 мм. На детали выполнены 3 бобышки с радиусом ребра 4 мм, что составляет 2 толщины листа (рис. 5). На этапе формовки донных локальных элементов алюминиевый лист разрушается вдоль указанных радиусов. Установка на бобышке резинового коврика толщиной 5 мм увеличивает радиусы и позволяет набрать материал вокруг бобышки. Перед калибровкой этот материал не соприкасается с матрицей и поэтому может быть легко деформирован для образования нижнего радиуса бобышки.

С целью предотвращения складкообразования из-за возникающих напряжений сжатия рекомендуется принимать площадь рассматриваемого элемента до калибровки на (2...4)% меньше, чем площадь элемента готовой детали. В нашем случае окончательная площадь бобышки с прилегающими областями составила 7760,7 мм² (рис. 5, а), а площадь элемента до калибровки – 7644,7 мм² (рис. 6, а и 6, б), что дало разницу лишь 1,52 %. Этот прием позволил получить окончательную форму бобышки без разрывов и без значительного изменения формы отверстия (рис. 6, в). Это означает, что напряжения в листовом материале достаточны для деформирования, но меньше разрушающих. Отверстия просверлены для облегчения процесса деформирования и уменьшения напряжений на верхнем радиусе бобышки. Изготовление отверстий предусмотрено конструкцией коробчатой детали.

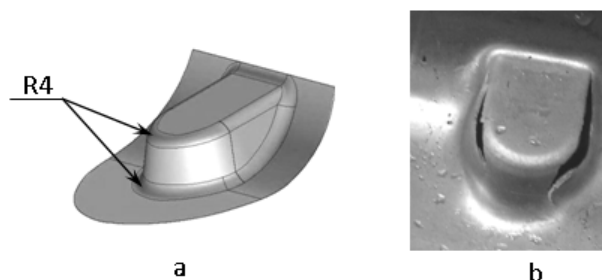


Рис.5. 3D модель бобышки (а) с прилегающей зоной, вовлеченной в процесс ее формообразования и трещины на бобышке (б), изготовленной в матрице без предварительной формовки

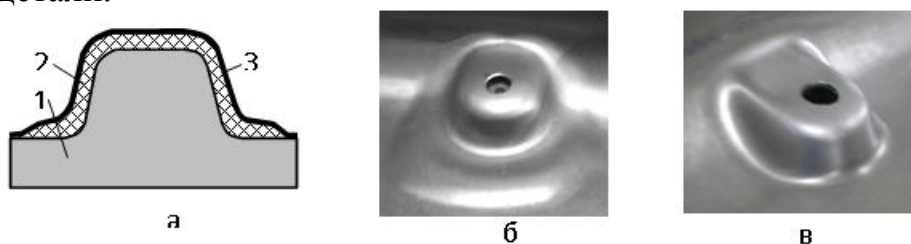


Рис.6. Схема применения коврика (а), бобышка, полученная с резиновым ковриком до окончательной деформации (б) и бобышка, откалиброванная в окончательную матрицу (в): 1. Элемент матрицы; 2. Коврик; 3. Листовая заготовка

2.3. Последовательное использование матрицы и пуансона

При штамповке трудно деформируемых материалов и листов большой толщины способом ЭГШ, возникают сложности при формообразовании элементов малого радиуса. В этом случае технологически и экономически эффективным может быть специальный технологический прием, состоящий в последовательном использовании матрицы и пуансона. Например, при производстве крупной профилированной детали (рис. 7, а) из углеродистой стали толщиной 2 мм возникли сложности при выполнении радиуса 6 мм, что составляет 3 толщины листа. В этом случае возникает объёмное напряжённо-деформированное состояние, а не двухосное. Верхний радиус 4 мм сравнительно легко получается при импульсном нагружении. Однако с целью формообразования малых донных радиусов (R_1 и R_2 на рис. 7, а) необходимо на стадии калибровки приложить сосредоточенные усилия (рис 7, б), т.е. использовать традиционный способ “матрица-пуансон”. Однако традиционная штамповая оснастка в несколько раз дороже оснастки для ЭГШ.

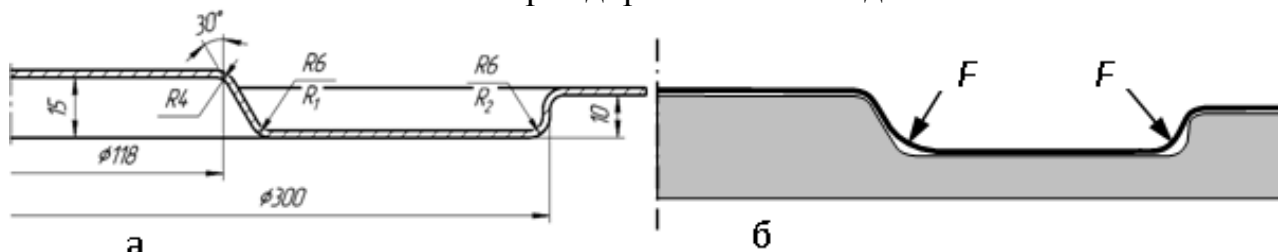


Рис. 7. Эскиз круглой детали из стали 20 толщиной 2 мм (а) и схема требуемого сосредоточенного нагружения давлением F на этапе калибровки в оснастке типа матрица

Решением этой проблемы является применение оснастки типа пуансон (рис. 8). В этом случае распределённая нагрузка давления p воздействует на большую площадь предварительно деформированной заготовки и, таким образом, создает большое деформирующее усилие, которое концентрируется на малых контактных поверхностях. Большое усилие, создаваемое сравнительно малым давлением p способно выполнить объёмное деформирование и сформировать окончательные радиусы R_1 и R_2 . В этой схеме усилие прижатия Q передается прижимным кольцом.

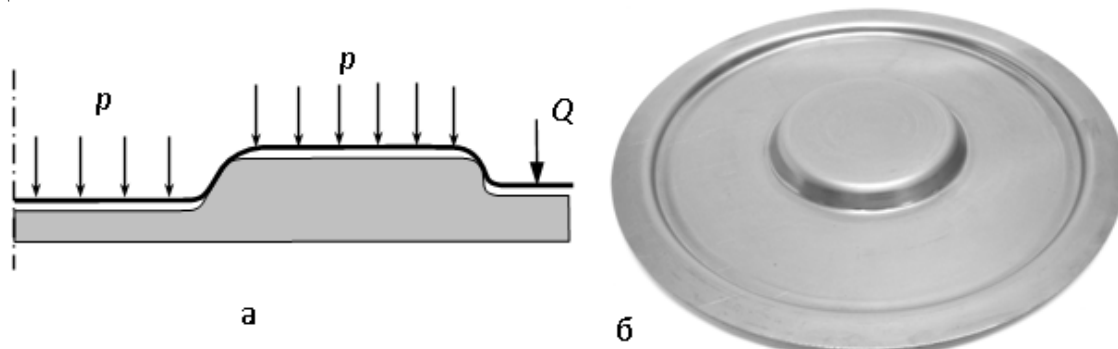


Рис. 8. Схема требуемого распределенного нагружения давлением p на стадии калибровки в оснастке типа пуансон (а) и общий вид отштампованной детали (б)

3. Обсуждение результатов экспериментов

Результаты проведенных экспериментов показали, что большое количество деталей сложной формы с локальными элементами большой кривизны невозможно изготовить способами обычно применяемыми в ЭГШ. Это связано с особенностями импульсного характера нагружения и свойствами среды (воды) для передачи нагружающего воздействия. Эти особенности определяют механизм деформации листовой заготовки, который отличается от механизма деформирования при использовании жестких пуансона и матрицы.

Кроме использования промежуточных плит для глубокой вытяжки, также применяемых для обычной штамповки в инструментальных штампах, способ ЭГШ имеет свои особенности на этапах формовки и калибровки локальных элементов. Перетяжной радиус с изменяемой величиной вдоль контура полости матрицы или перетяжной плиты часто используется для регулирования подачи элементов фланца заготовки при глубокой вытяжке. Литературные источники рекомендуют выбирать значение перетяжного радиуса исходя из соотношения $r = (5..10)t$, где t – толщина листового материала. Эта рекомендация не принимает в расчёт другие важные факторы, оказывающие влияние на стабильность процесса глубокой вытяжки (чтобы предотвратить складко- и гофрообразование): глубина вытягиваемой детали и радиус полости матрицы в плане.

Анализ результатов экспериментов, полученных в лаборатории ЭГШ ХАИ, позволяет предложить следующую зависимость для вычисления максимального значения перетяжного радиуса:

$$r_{max} = k \cdot \frac{t^3 \cdot R}{H},$$

где t – толщина заготовки, мм; R – радиус перетяжного ребра матрицы в плане, мм; H – глубина полости матрицы, мм; $k = 20 \text{ мм}^{-2}$ – размерный коэффициент.

Значение, рассчитанное по вышеприведенной формуле, является максимальным, позволяющим осуществить глубокою вытяжку без складкообразования, малые гофры разравниваются перетяжным ребром, когда фланец движется в полость матрицы. Формула работает до момента, когда ширина технологического фланца становится минимальной и его край останавливается (при завершении процесса глубокой вытяжки) на начальной точке радиуса r_{max} .

Применение гибких ковриков является эффективным и недорогим приемом при изготовлении листовых деталей с локальными элементами с высоким качеством в условиях мелкосерийного производства. Однако их использование не ограничено только локальными элементами. Для деталей типа коробка проблемные угловые элементы могут быть изготовлены за счет набора материала на большом профилированном коврике, уложенном на дно матрицы, что подобно схеме штамповки, представленной на рис. 3.

Последовательное применение матрицы и пуансона эффективно для листовых деталей большой толщины, высокой прочности и малой пластичности.

Способ концентрации энергии кумуляцией на газовых полостях эффективен для труднодеформируемых материалов при изготовлении сравнительно малых

локальных элементов. Однако газовые полости часто невозможно разместить внутри разрядной камеры. Их применение значительно увеличивает подготовительное время штамповки.

Концентрация давления с применением электродных пар направленного воздействия позволяет увеличить в 1,2...2 раза давление ударной волны, и в 2...4 раза импульс гидротока. Это повышение достигается за счет отражающих и направляющих поверхностей, расположенных вокруг электрода и разрядного промежутка. Однако такие электроды требуют устройств позиционирования в требуемых местах заготовки.

Применение проволочек для стабилизации электрических разрядов и управление полями нагружения достаточно хороший способ [2]. Однако он требует сравнительно большого подготовительного времени. Также не существуют надежные механизмы подачи проволочки в межэлектродный промежуток.

Применение термообработки листовой заготовки, как технологического приема, имеет несколько направлений: отжиг всей заготовки на определенном этапе штамповки, отжиг отдельных участков полуфабриката (локальный отжиг) для обеспечения пластичности этих участков, горячая штамповка заготовок из малопластичных материалов; локальный нагрев определённых участков заготовки для облегчения глубокой вытяжки или формовки локальных элементов большой кривизны.

4. Выводы

Применение специальных технологических приемов, рассмотренных выше, позволяет значительно расширить технологические возможности способа ЭГШ для производства высококачественных листовых деталей.

Лаборатория ЭГШ ХАИ проводит исследования по совершенствованию технологических приемов, расширению их применения к деталям сложных пространственных форм из высокопрочных материалов.

Список литературы: 1. *Knyazyev M.K.* Application of Multi-Electrode Discharge Blocks in Small-Batch Production of Aircraft Components / *M.K. Knyazyev* // Proceedings of the 3rd International Conference "Supply on the Wings", 11-14.11.2008. – Frankfurt-am-Main, Germany, 2008. – 14 p. 2. *Krasik Ya.E.* Underwater Electrical Wire Explosion and Its Applications / *Ya.E. Krasik, A. Grinenko, A. Sayapin, S. Efimov, A. Fedotov, V.Z. Gurovich, V.I. Oreshkin* // IEEE Transactions On Plasma Science. – 2008. – Vol. 36, No. 2. – P. 423-434.

СТЕБЛЮК В.І., докт. техн. наук, проф., НТУУ “КПІ”, Київ

ОРЛЮК М.В., канд. техн. наук, доц., НТУУ “КПІ”, Київ

РОЗОВ Ю.Г., канд. техн. наук, ХНТУ, Херсон

ШКАРЛУТА Д.Б., інж., НТУУ “КПІ”, Київ

ВОЛОЧІННЯ ТРУБЧАСТИХ ВИРОБІВ ЧЕРЕЗ МАТРИЦІ ЗІ СПЕЦІАЛЬНИМ ГВИНТОВИМ ПРОФІЛЕМ

За допомогою комп'ютерного моделювання у середовищі DEFORM-3D підтверджена можливість зміни схеми напружено-деформованого стану в осередку деформації при волочінні трубчатих виробів через матриці зі спеціальним гвинтовим профілем. Розроблені рекомендації для подальших досліджень процесу.

Ключові слова: матриця, волочіння, трубчастий виріб, заготовка, гвинтовий профіль, зсув.

С помощью компьютерного моделирования в среде DEFORM-3D подтверждена возможность изменения напряженно-деформированного состояния в очаге деформации при волочении трубчатых изделий через матрицы со специальным винтовым профилем. Разработаны рекомендации для дальнейших исследований процесса.

Ключевые слова: матрица, волочение, трубчатое изделие, заготовка, винтовой профиль, сдвиг.

By means of the computer modelling in the environment of DEFORM-3D there has been confirmed the possibility of changing the intense-deformed state in the deformation centre when drawing the tubular items through matrixes with a special screw profile. Recommendations for further research of the process have been developed.

Keywords: matrix, drawing, tubular item, workpiece, screw profile, shift.

Вступ. Серед усієї номенклатури трубчастих виробів з внутрішнім профілем найбільш складними у виготовленні є стволи стрілецької зброї.

Ствол — це найважливіша і найвідповідальніша деталь стрілецької зброї, яка за рахунок теплової енергії від згорання порохового заряду визначає параметри внутрішньої балістики: лінійну та кутову швидкості кулі при її русі вздовж каналу ствола, напрямок і початкову швидкість кулі в момент вильоту із ствола.

Тому стволи мають задовольняти наступним вимогам [1]:

- забезпечувати значний пружний опір стінок ствола дії високого тиску порохових газів;
- мати високу живучість (опірність механічній дії провідних пристроїв куль і руйнівній дії порохових газів, що мають великий тиск і високу температуру);
- забезпечувати задану початкову швидкість кулі та її стійкий політ у повітрі;
- забезпечувати відсутність залишкової деформації від дії випадкових сил при службовому використанні та значних вібраціях при пострілі;
- стінки ствола не мають перегріватись внаслідок інтенсивної стрільби (надмірний нагрів зменшує живучість).

На рис. 1 показана типова конструктивна схема ствола стрілецької зброї.

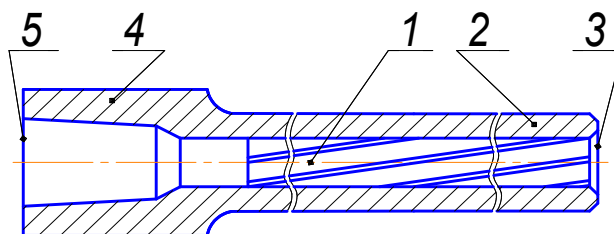


Рис. 1. Ствол вогнепальної зброї:

1 — канал ствола; 2 — дульна частина; 3 — дульний зріз;
4 — казенна частина; 5 — казенний зріз

В будові каналу ствола прийнято виділяти: патронник, направляючу (провідну) частину, з'єднувальний конус (кульовий вхід).

Провідна частина нарізного ствола задає кулі напрям польоту, а завдяки нарізам — додатково обертальний рух.

Форма нарізу в профілі поперечного перетину ствола може бути різною. Найбільш поширені прямокутні, трапецієвидні, округлі (секторні) і сегментні профілі. Останнім часом все ширшого застосування набуває полігональна нарізка.

Полігональна нарізка — це нарізка, яка в поперечному перетині ствола має форму геометричної фігури. Найбільшого поширення набули стволи з шестикутною нарізкою (рис. 2). В даний час вона застосована в пістолетах «Дезерт» (Ізраїль), «Глок» (Австрія), пістолет-кулеметах «Ельф» конструкції КБ СТ (Україна), «Каштан» (Російська Федерація).

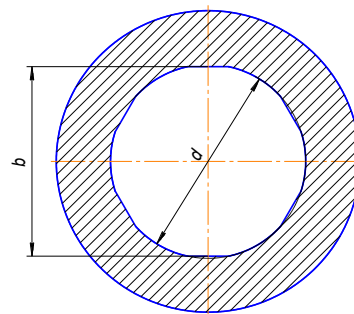
Як стверджують фахівці, полігональні стволи забезпечують точніший напрям польоту кулі і мають більшу живучість.

Традиційно технологія виготовлення ствола [2] складається з наступних операцій: одержання заготовки, утворення каналу, виготовлення нарізів, виготовлення патронника, хромування каналу та патронника, зовнішня обробка, правка.

При виробництві стволів найвідповідальнішими є операції створення каналу ствола та наступне отримання нарізів (або полігонів), оскільки провідна частина забезпечує таку важливу характеристику ствола як живучість.

Найчастіше канал в заготовці виготовляють за схемами: попереднє суцільне свердління, розгорткування, чистове розгорткування (або хонінгування чи протягування). Останнім часом в якості фінішної операції все частіше застосовується електрохімічна обробка.

Рис. 2. Схема полігональної нарізки



Але ці схеми засновані на методах обробки з видаленням металу з поверхні, що обробляється. Загальним недоліком цих методів (крім значної втрати металу) є трудомісткість процесів, необхідність великої кількості високоточного обладнання та фахівців високої кваліфікації. Тому вказані методи наразі застосовуються переважно для виробництва особливоточної стрілецької зброї спеціального призначення. Для масового і крупносерійного виробництва бойової

стрілецької зброї для найбільш трудомістких операцій виготовлення каналу ствола розробляються методи, що базуються на холодному пластичному деформуванні металу.

Після виготовлення гладкого каналу ствола з необхідною точністю та шорсткістю поверхні йому потрібно надати необхідний профіль – створити нарізи або полігональну форму.

Нарізи в стволах калібрів 4...30 мм в теперішній час в більшості випадків виконують радіальним куванням. Окрім радіального кування нарізи в стволах таких калібрів можна виготовити шпалеруванням, протягуванням, електрохімічною обробкою або дорнуванням [2].

Проте кожен з цих способів має суттєві недоліки. Для радіального кування необхідне складне обладнання. Шпалерування, протягування та електрохімічна обробка – це способи, пов'язані з видаленням металу.

Дорнування каналів стволів з нарізами виникло в зв'язку з необхідністю підняти продуктивність їх виготовлення. Суть процесу проста: через канал продавлюється інструмент – дорн, більшого діаметру ніж канал. На дорні є виступи по кількості нарізів з розмірами та нахилом, що відповідає нарізам. Дорн виготовляється з твердих сплавів або інструментальних сталей з твердосплавними вставками. При проходженні через канал дорн видавлює профіль одразу всіх нарізів. Швидкість продавлювання дорна через канал довжиною до 500...600 мм складає приблизно 1 м/хв.

При зовнішній простоті, процес ускладнюється тим, що контактний тиск настільки великий, що навіть при наявності рідкого змащення на поверхні каналу та дорна утворюється налипання, які виводять в брак як виріб, так и дорн. Процес дорнування став стабільним по якості каналу тільки після того, як канал був покритий твердим змащенням. В якості твердого змащення використовується підшар міді, який після цього видаляється з каналу ствола електрохімічним методом. Окрім цього повністю не вирішена проблема усунення залишкових напружень після дорнування (залишкові напруження викликають додаткову вібрацію при пострілах). Через це при виготовленні стволів високоточної зброї цей метод не застосовується.

Тому наразі залишається потреба в нових нетрадиційних, високопродуктивних схемах внутрішнього профілювання з локалізацією осередку деформування та збільшення інтенсивності накопичення пластичних деформацій без загрози руйнування та універсальних методах, придатних як для виготовлення гладкого напівфабрикату, так і для його подальшого профілювання без застосування механічної та електрохімічної обробки, як досить витратних та непродуктивних методів, пов'язаних до того ж з екологічним забрудненням навколишнього середовища.

Серед перспективних технологій [3] в першу чергу можна виділити:

- одержання каналу ствола гідроекструзією;
- прокатування на спеціальних станах;
- одержання профілю прокатуванням в калібрах на оправці;

- одержання профілю волочінням через матрицю зі спеціальним гвинтовим профілем.

Якщо перші три способи досліджені досить ґрунтовно, то процес одержання профілю волочінням через матрицю зі спеціальним гвинтовим профілем є новим.

Метою роботи є перевірка можливості впливати на компоненти деформації зсуву та дотичні напруження в осередку деформації при волочінні за рахунок застосування гвинтової геометрії деформуючих кромek матриці.

На рис. 3. показані схеми НДС осередку деформації, які можуть мати місце при деформуванні в таких матрицях.

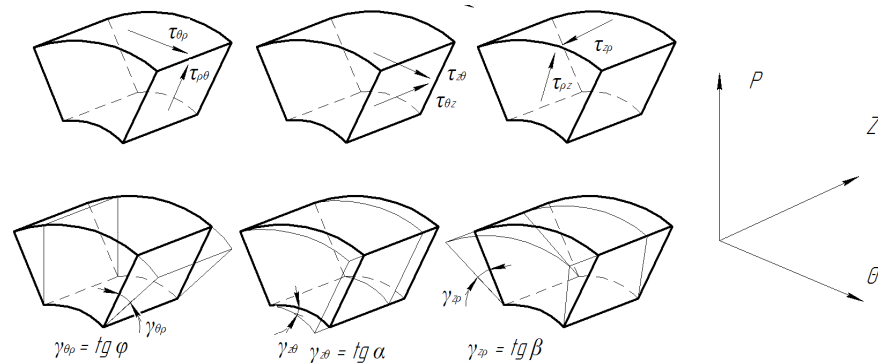


Рис. 3. Напружено-деформований стан тіла при деформуванні у матриці зі спеціальним гвинтовим профілем.

Оскільки натурні експерименти є досить затратними, тому для виявлення особливостей та основних закономірностей запропонованого процесу було виконано моделювання процесу волочіння порожнистої заготовки з одночасним профілюванням внутрішнього каналу на оправці (рис. 4) через матриці з різною геометрією робочих кромek.

Моделювання здійснювалось за допомогою пакету програмних засобів DEFORM-3D Version 6.1, розроблених фірмою Scientific Forming Technologies Corporation.

Оправка має шестикутну полігональну форму з розмірами $d = 9$ мм та $b = 8,3$ мм. Кут нахилу полігонів – $6^\circ 30'$.

Заготовка – трубчаста. Внутрішній діаметр заготовки $d_{вн} = 9,05$ мм, зовнішній – $d_{зн} = 15$ мм. Матеріал заготовки – сталь 20

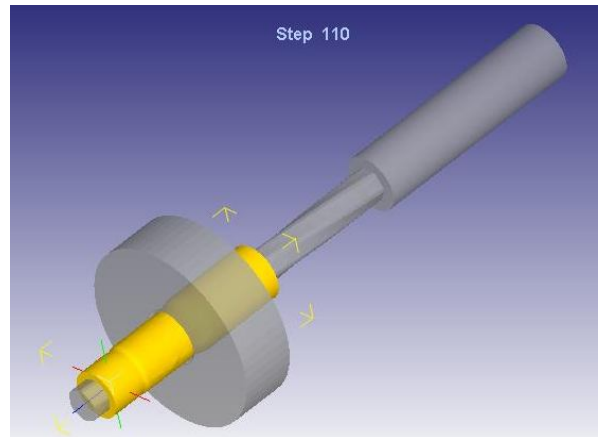


Рис. 4. Процес волочіння на оправці.

Для порівняння результатів було виконане моделювання процесу волочіння в матриці, що мали таку геометрію робочих кромek:

- циліндричну з кутом робочої конічної частини $\alpha = 15^\circ$ (рис. 5а);
- гвинтову одно західну постійної висоти з $\alpha = 15^\circ$ та кутом підйому робочої кромки $\beta \approx 4,8^\circ$ (рис. 5б);
- гвинтову двох західну постійної висоти з $\alpha = 15^\circ$ та кутом підйому робочої кромки $\beta \approx 9,5^\circ$ (рис. 5в).

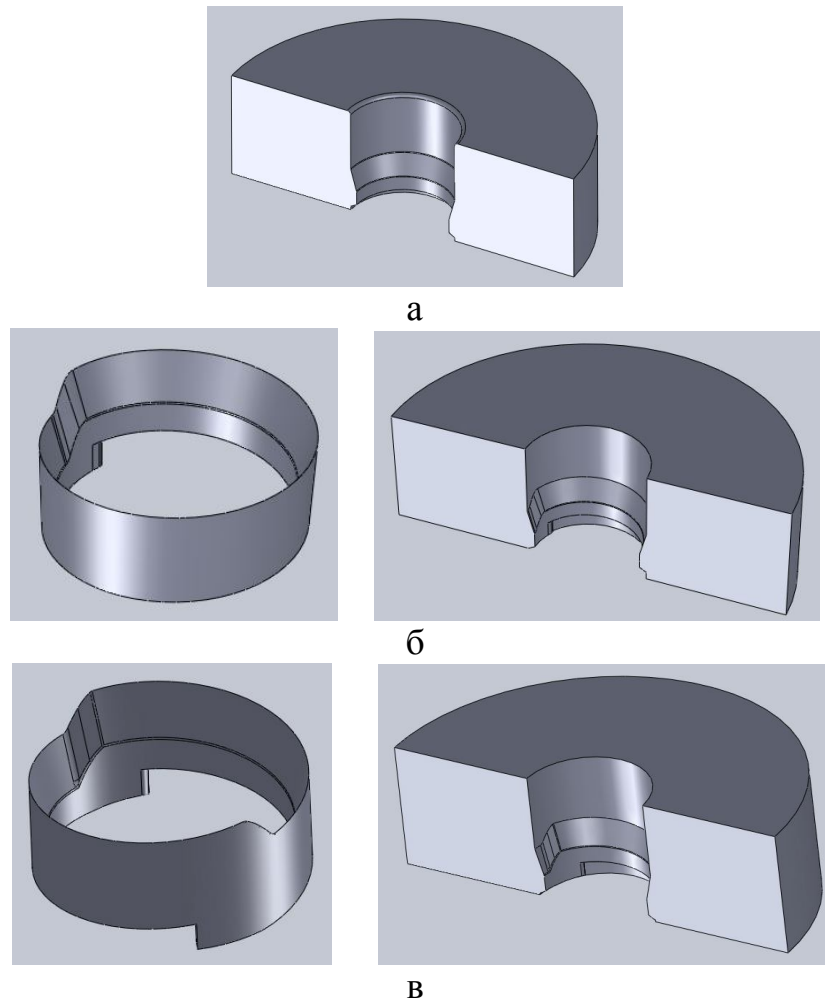


Рис. 5. Геометрія робочих кромки матриць:

а - матриця з циліндричною робочою кромкою; б - матриця з гвинтовою одно західною робочою кромкою постійної висоти; в - матриця з гвинтовою двох західною робочою кромкою постійної висоти.

При моделюванні процесу волочіння інструменту надавався лише поступальний рух зі швидкістю $v = 5$ мм/с.

В результаті моделювання були отримані наступні результати.

При волочінні як через матрицю з циліндричною робочою кромкою, так і через матриці з гвинтовими кромками, необхідний профіль було отримано (рис.6).

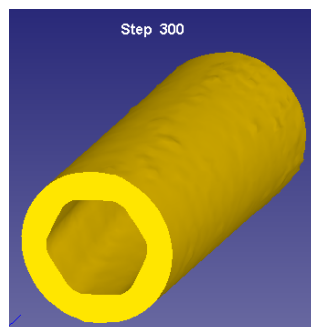


Рис. 6. Результат моделювання процесу волочіння.

Також в результаті моделювання були отримані діаграми «зусилля – шлях». Середнє робоче зусилля (на сталій стадії процесу) становило:

- волочіння через матрицю з циліндричною кромкою, $N = 2,23 \cdot 10^4$
- волочіння через матрицю з одно західною гвинтовою кромкою, $N = 2,2 \cdot 10^4$
- волочіння через матрицю з двох західною гвинтовою кромкою, $N = 2,24 \cdot 10^4$

Як видно з отриманих даних, застосування матриць з гвинтовими кромками постійної висоти при поступальному русі інструмента мало впливає на зусилля процесу волочіння в порівнянні з використанням матриці з циліндричною робочою кромкою (різниця знаходиться в межах інженерної похибки 5%).

Розподіл інтенсивності напружень в процесах волочіння через матрицю з циліндричною кромкою та через матриці з гвинтовими кромками (рис. 7) також відрізняється не набагато і в залежності від ступеню деформації становить 620...660 МПа.

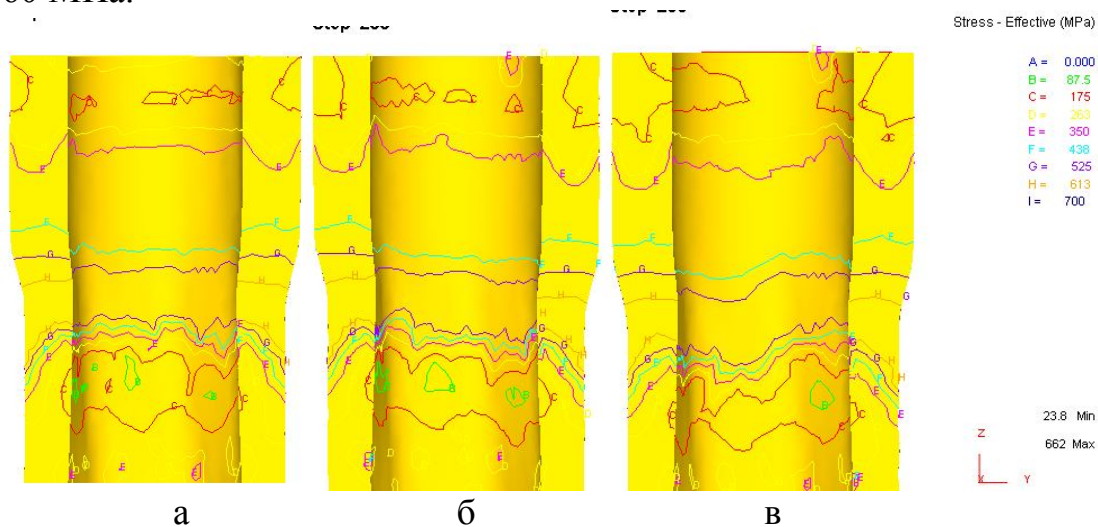


Рис. 7. Розподіл інтенсивності напружень при волочінні:

а - через матрицю з циліндричною кромкою; б - через матрицю з одно західною гвинтовою кромкою постійної висоти; в - через матрицю з двох західною гвинтовою кромкою постійної висоти.

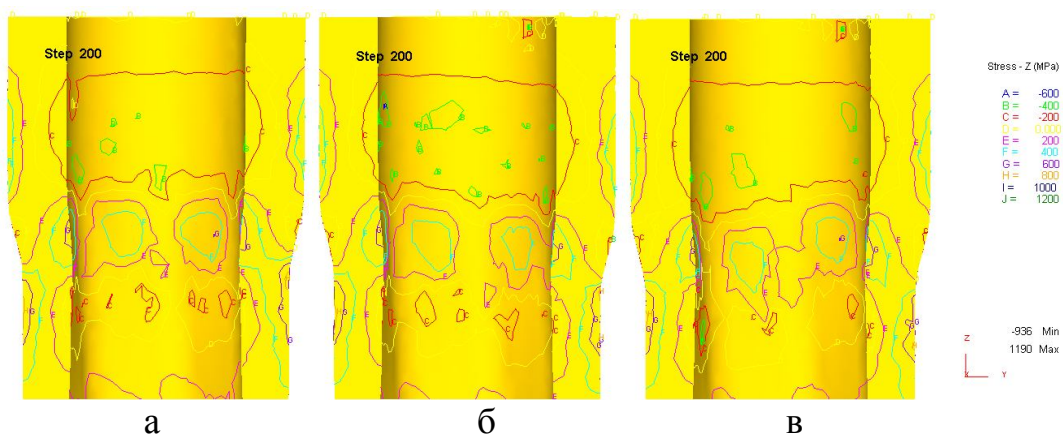


Рис. 8. Розподіл напружень σ_z при волочінні:

а - через матрицю з циліндричною кромкою; б - через матрицю з одно західною гвинтовою кромкою постійної висоти; в - через матрицю з двох західною гвинтовою кромкою постійної висоти.

Але як видно з рис. 8 застосування матриць з гвинтовими кромками дає хоча і незначне, але зниження розтягуючих напружень σ_z в небезпечному перерізі.

А зниження розтягуючих напружень при незмінній інтенсивності напружень в небезпечному перерізі підтверджує наше припущення про збільшення дотичних напружень в осередку деформації.

Відповідно зміна схеми напружено-деформованого стану викликає зміну схеми розподілу інтенсивності деформацій по перетину здеформованого напівфабрикату (рис. 9).

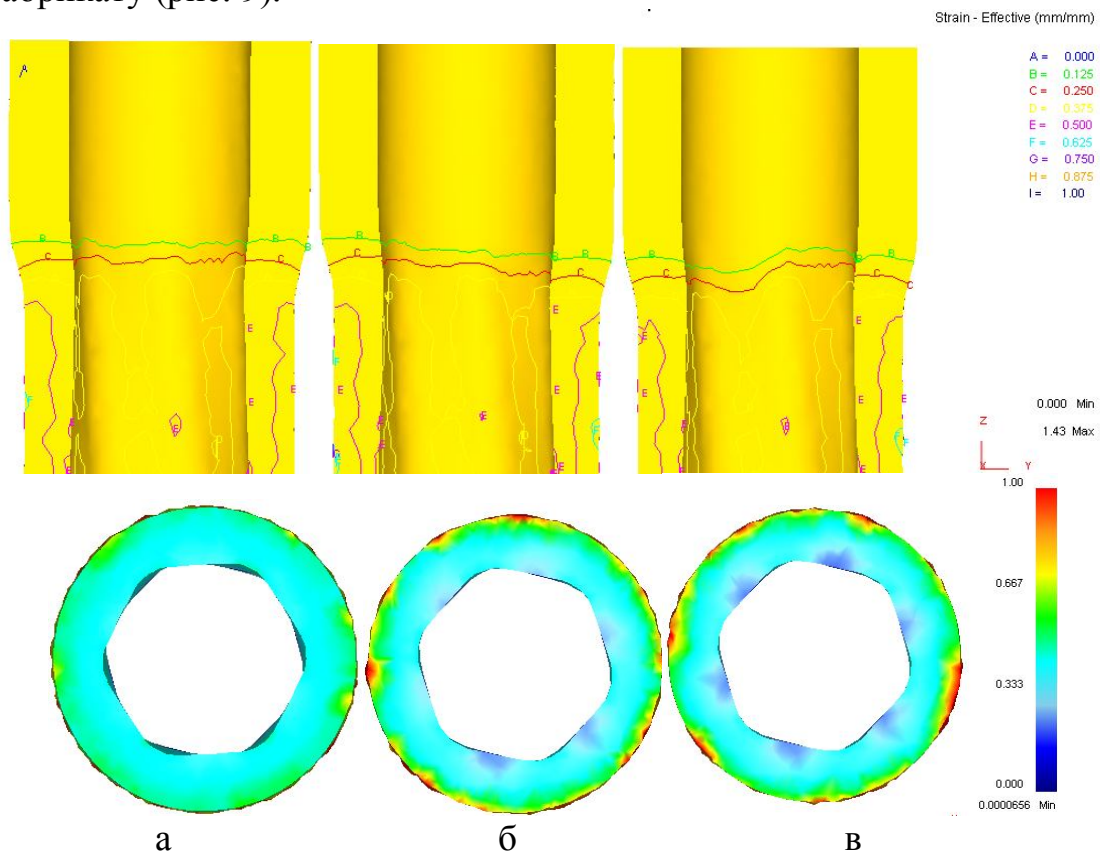


Рис. 9. Розподіл інтенсивності деформацій при волочінні:

а - через матрицю з циліндричною кромкою; б - через матрицю з одно західною гвинтовою кромкою постійної висоти; в - через матрицю з двох західною гвинтовою кромкою постійної висоти.

Так при волочінні через матрицю з циліндричною кромкою (рис. 9а) спостерігається більш рівномірний розподіл інтенсивності деформацій по перерізу напівфабрикату від 0,3...0,35 на внутрішній поверхні до 0,6...0,65 на зовнішній.

При волочінні через матриці з гвинтовими кромками (рис. 9б, 9в) інтенсивність деформації дещо зменшується на внутрішній поверхні напівфабрикатів (до 0,25 на плоскій частині полігонів) і збільшується на зовнішній до 0,8...0,85, створюючи ефект бандажу, що повинно покращити пружні властивості стінки отриманого напівфабрикату.

Однак як видно з рисунків, інтенсивність деформації при цьому збільшується нерівномірно по периметру отриманого напівфабрикату. А ця

рівномірність може викликати в подальшому небажану деформацію ствола при термообробці та в процесі його експлуатації. Більш рівномірний розподіл в даному випадку забезпечує матриця з двох західною гвинтовою кромкою.

Висновки. Запропонований новий спосіб внутрішнього профілювання товстостінних труб має фундаментальну відмінність від уже існуючих, оскільки виконання робочої поверхні матриці у вигляді гвинтової лінії викликає зсуви в трьох взаємно перпендикулярних площинах і призводить до збільшення дотичних напружень в осередку деформації, а отже, згідно умови пластичності, зменшення нормальних розтягуючих.

Проведене комп'ютерне моделювання процесів з різною геометрією робочої кромки матриці з одного боку підтвердило зроблені припущення, з іншого боку показало, що для досягнення суттєвого ефекту по зменшенню розтягуючих напружень в небезпечному перетині та збільшення рівномірності деформацій по товщині стінки заміни циліндричної робочої кромки на гвинтову недостатньо. Тому в подальших дослідженнях для збільшення дотичних напружень та деформацій зсуву в осередку деформації доцільно матриці надавати не тільки поступальний рух, а й обертальний навколо осі заготовки.

Список літератури: 1. *Бабах Ф.К.* Основы стрелкового оружия. – СПб.: ООО «Издательство «Полигон», 2003. – 253 с. 2. *Туктанов А.Г.*, Технология производства стрелково – пушечного и артиллерийского оружия: учебник для студентов вузов. – М.: Машиностроение, 2007. - 375 с. 3. *Стеблюк В. І., Шкарлута Д. Б., Лагно Ю. В., Розов Ю. Г.* Сучасні технології виготовлення стволів стрілецької зброї// Артиллерийское и стрелковое вооружение. – 2007. – № 4. – с. 18 – 22.

УДК 621.791.76: 621.7.044.2

ЗАГОРЯНСКИЙ В.Г., канд., техн., наук, доц.,

ПУЗЫРЬ Р.Г., канд., техн., наук, доц.,

КНУ имени Михаила Остроградского, Кременчуг

ПОЛУЧЕНИЕ СВАРКОЙ ВЗРЫВОМ ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКИХ МЕДНО-АЛЮМИНИЕВЫХ СЛОИСТЫХ КОМПОЗИТОВ

Статья посвящена созданию технологии сварки взрывом медно-алюминиевой композиции. Исследования механических и электрофизических свойств полученных композиций показали приемлемые с качественной и количественной точки зрения значения этих свойств, таких как угол изгиба, прочность на отрыв слоев, сопротивление биметалла срезу, переходное электрическое сопротивление. Результаты механических и электрофизических испытаний позволяют использовать разработанную технологию в промышленном масштабе.

Стаття присвячена створенню технології зварювання вибухом мідно-алюмінієвої композиції. Дослідження механічних і електрофізичних властивостей отриманих композицій показали прийнятні з якісної і кількісної точки зору значення цих властивостей, таких як кут вигину, міцність на відрив шарів, опір біметала зрізу, перехідний електричний опір. Результати механічних і електрофізичних випробувань дозволяють використовувати розроблену технологію в промисловому масштабі.

Article is devoted creating of technology of explosion welding of copper-aluminium composition. Researches of mechanical and electrophysics properties of the got compositions which rotated the acceptable from the high-quality and quantitative point of view values of these properties are conducted, such as a corner of bend, durability on tearing away of layers, resistance of bimetal to the cut, transitional electric resistance. The results of mechanical and electrophysics tests allow to use the developed technology in an industrial scale.

При производстве электротехнического оборудования на предприятиях Украины, в частности на предприятии "АМВ Ампер" (г. Кременчуг), выпускающем высоковольтную аппаратуру, в качестве токоподводящих шин используются медные листы. В связи с дороговизной листовой меди (цена листового проката меди М1 составляет около 100 грн/кг) возникла необходимость в замене медных листов аналогичным или близким по проводящим свойствам материалом.

Наиболее рациональным решением таких задач как экономия дорогостоящей меди и снижение потерь электроэнергии в контактных узлах силовых электрических цепей является применение получаемых сваркой взрывом качественных медно-алюминиевых или сталемедных композиционных деталей электрических цепей.

Опыт использования в энергетике, электрометаллургии и других отраслях биметаллических медно-алюминиевых токоподводящих элементов [1-5] позволяет считать перспективным использование биметалла алюминий-медь при производстве электротехнического оборудования.

При изготовлении токоведущих шин и проводов взамен меди все чаще применяется алюминий или медно-алюминиевая композиция.

Технологические особенности сваркой взрывом позволяют обеспечить высокие электрофизические характеристики, а также надежные механические свойства композиционных элементов. Кроме того, биметаллические проводники имеют, как правило, меньшую массу и более высокую коррозионную стойкость.

Основу технологического процесса составляет сварка взрывом биметаллических заготовок толщиной 8...10 мм с последующей их холодной прокаткой до требуемой толщины. Из полученных листов с высокой чистотой поверхности вырезаются либо штампуются готовые изделия нужных типоразмеров и форм.

Цель работы – обосновать технологию сварки взрывом требуемой слоистой медно-алюминиевой композиции, используя материалы предыдущих исследований и известные методики; исследовать механические и электрофизические свойства полученных композиций для оценки приемлемости и эффективности использованной технологии.

Задача состояла в том, чтобы сваркой взрывом получить медно-алюминиевую композицию при таких требованиях: материал основы (неподвижной пластины) - алюминиевый лист из алюминия АД0 толщиной 8 мм, материал плакирующего слоя (метаемой пластины) - медный лист из меди М1 толщиной 2 мм.

В качестве основного слоя использовались пластины из листового проката алюминия (межгосударственный стандарт ГОСТ 21631-76. Листы из алюминия и алюминиевых сплавов. Технические условия) марки АД0 (межгосударственный стандарт ГОСТ 4784-97. Алюминий и сплавы алюминиевые деформируемые. Марки) толщиной 8 мм, размеры в плане - 400×100 мм.

В качестве плакирующего слоя использовались пластины из листового проката меди (межгосударственный стандарт ГОСТ 495-92. Листы и полосы медные. Технические условия) марки М1 (ГОСТ 859-2001. Медь. Марки; также химический состав указан в ГОСТ 1535-2006. Прутки медные. Технические условия) толщиной 2 мм, размеры в плане - 400×100 мм.

Технологический процесс подготовки к сварке взрывом и непосредственно сварки взрывом сравнительно небольших по размерам заготовок можно представить последовательностью следующих основных операций [6,7 и др.]:

- 1) выбор схемы сварки и расчет режимов сварки;
- 2) анализ физико-механических свойств исходных составляющих;
- 3) подготовка контактных поверхностей к плакированию;
- 4) подготовка основания;
- 5) установка свариваемых заготовок;
- 6) подготовка заряда взрывчатого вещества (ВВ) и его установка (засыпка) на метаемую пластину;
- 7) монтаж электровзрывной цепи;
- 8) непосредственная сварка пакета.

При сварке медно-алюминиевой композиции была применена прямая схема с параллельным расположением пластин без бокового нависания.

Величина зазора определяется в основном толщиной метаемой пластины, обычно ее принимают равной $h = (1 \dots 1,5)\delta_1$ [6,7].

Зазор между свариваемыми пластинами составлял 2 мм, принятый равным толщине метаемой медной пластины.

Чтобы обеспечить высокую и стабильную прочность соединения, необходимо выдержать равномерную по всей поверхности свариваемых листов оптимальную для данного сочетания металлов величину начального зазора h [6].

Неравномерность начального зазора приводит к изменению параметров соударения на отдельных участках, что вызывает неоднородность структуры и свойств сварного соединения по площади биметаллического листа. В нем также появляются непривары, пузыри, иногда даже разрушение плакирующего слоя. Требуемый зазор между листами обеспечивают установкой каких-либо опор (проставок) по всей поверхности с определенным интервалом. Опоры не должны деформироваться под действием массы плакирующего листа с зарядом взрывчатого вещества, смещаться при установке листов или транспортировке пакета, ухудшать качество сварки.

В качестве опор применялись спички без головок.

Практика сварки взрывом показала, что прогиб исходных листовых заготовок не должен превышать 5...10 мм на погонный метр [8]. Несоблюдение этого требования приводит к недопустимому колебанию сварочного зазора и, как

следствие, к нестабильности свойств биметаллических заготовок по площади вплоть до отсутствия прочности или появления непроваров.

Исходные материалы не должны иметь внутренних дефектов (включений, пор, трещин), в противном случае возможно разрушение.

Поверхности подготавливаемых к сварке заготовок в исходном состоянии почти всегда покрыты загрязнениями (окалиной, ржавчиной; влагой, пылью, оксидными пленками, маслом, консервационным материалом и др.)

В связи с тем, что листы основного и плакирующего слоя являются в холоднокатаным материалом, изначально имеющим удовлетворительные геометрические свойства поверхности и низкую шероховатость, их поверхность подвергалась шлифовке до необходимой шероховатости $Ra \leq 6,3$ мкм, при этом одновременно поверхность освобождалась от имеющихся окисных пленок.

Важным этапом подготовки контактных поверхностей к плакированию является обезжиривание. Обычно за ним следуют или ему предшествуют другие способы обработки поверхности. Наибольшее распространение при сварке взрывом получили органические растворители [9].

Обезжиривание выполнялось акриловым растворителем.

В качестве основания использовалась стальная плита толщиной 30 мм с размерами в плане 1000×500 мм.

На подготовленное основание укладывалась нижняя (неподвижная) пластина, а затем с определенным зазором параллельно устанавливалась метаемая пластина.

Для проведения сварки взрывом необходимо, чтобы свариваемые пластины располагались на определенном расстоянии друг от друга, высота заряда над всей метаемой пластиной сохранялась одинаковой [9].

Высота заряда сохраняется одинаковой над всей пластиной благодаря применению специальных контейнеров под взрывчатое вещество. После установки метаемой пластины на ней располагают контейнер (коробку) под заряд взрывчатого вещества, высота бортов которого равна требуемой толщине слоя заряда. Обычно контейнер изготавливают из плотного картона, фанеры или досок. Контейнер представляет собой открытую сверху коробку с дном, в котором вырезано отверстие по размеру неподвижной пластины. Дно вырезают для того, чтобы взрывчатое вещество непосредственно прилегало к поверхности пластины, иначе прослойка воздуха между картоном и пластиной разрушает поверхность последней. Высота контейнера рассчитывается по зависимости [9]:

$$H = \frac{27}{8} \delta_1 \frac{\rho_1}{\rho_e} \frac{v_{\max}}{D} \left(1 - \frac{v_{\max}}{D} \right)^{-2}, \quad (1)$$

где $v_{\max}$ на 20-40% превышает скорость метания.

Для взрывчатого вещества был изготовлен из картона контейнер по контуру свариваемых пластин высотой 30 мм (по расчету получено 27 мм).

Подбор взрывчатого вещества представляет собой сложную задачу. Дополнительные трудности возникают вследствие того, что свойства взрывчатого вещества зависят от окружающей среды – ее влажности, температуры, времени пребывания взрывчатого вещества на воздухе и т.п. причин. Также проблемным

является то обстоятельство, что промышленные взрывчатые вещества в большинстве случаев не пригодны для сварки из-за высокой скорости детонации.

Для сварки взрывом наиболее применимы взрывчатые вещества на основе аммиачной селитры – аммониты, аммотолы. В подавляющем большинстве случаев для решения практических задач в мировой практике используют свежеприготовленные смеси аммонита № 6ЖВ (или его аналогов) с аммиачной селитрой, кварцевым песком, поваренной солью, тальком и др. инертными наполнителями. Эти смеси хорошо изучены, а их детонационные характеристики представлены в виде таблиц, графиков или эмпирических зависимостей, используя которые и предварительно задавшись составом смеси, определяют высоту заряда H , обеспечивающую необходимую скорость детонации $D = v_k$.

Использовалось широко применяемое при сварке взрывом взрывчатое вещество – смесь аммонита № 6ЖВ и гранулированной аммиачной селитры в соотношении 1:1.

Свойства аммонита № 6ЖВ регламентирует межгосударственный стандарт ГОСТ 21984-76. Вещества взрывчатые промышленные. Аммонит № 6ЖВ и аммонал водоустойчивые. Технические условия.

Аммонит № 6ЖВ – сыпное взрывчатое вещество (тротил – 79%, аммиачная селитра – остальное). Удельная теплота взрыва – 4,3 МДж/кг. Насыпная плотность – 0,8...0,85 г/см³. Скорость детонации – 3,6...4,8 км/с. Критический диаметр детонации открытого заряда – 10...13 мм.

Масса взрывчатого вещества принимается равной массе метаемой пластины, откуда, зная плотность взрывчатого вещества, находится необходимая высота заряда взрывчатого вещества. Опытные данные показывают [9], что аммонит № 6ЖВ имеет плотность 0,8...0,9 г/см³, смеси аммонита с аммиачной селитрой – 0,9...1,0 г/см³.

Высота слоя взрывчатого вещества была принята равной 25 мм.

Для подрыва взрывчатого вещества применялся электродетонатор ЭД-8ПМ, установленный в центре засыпанного в картонный контейнер взрывчатого вещества.

Режимы сварки взрывом, принятые на основе экспериментального и производственного опыта, и проверенные экспериментально, обеспечили получение сварного шва требуемой геометрии и достаточной прочности.

Механические испытания полученных медно-алюминиевых композиций проводились в соответствии с методиками для биметаллов, приведенных в [7,11].

При испытании на изгиб с разгибом образцы загибают вокруг оправки диаметром, равным удвоенной толщине листа, на угол 45, 60, 90 и 120 ° (плакирующим слоем внутрь и наружу). Нарушения соединения при этом обычно не происходит. Затем образцы разгибают до появления расслоя. Напряжения, вызывающие расслоение образца при этом способе, выше, чем при обычном испытании на изгиб. Это позволяет выявлять разницу в прочности соединения партии образцов, прошедших испытания на обычный изгиб без расслоения.

Испытания на изгиб с помощью ударного штампа на оправке радиусом 5 мм медным слоем наружу четырех образцов размерами 10×15×200 мм (принято в

соответствии с [12]) показали, что угол предельный угол изгиба α_n во всех случаях превышает 25° .

Изменение прочности на отрыв слоев сваренного взрывом медно-алюминиевого композита показало, что $\sigma_{отр}$ для четырех образцов лежит в пределах 80...95 МПа.

Испытание на срез сварных соединений показало, что разрыв соединения происходит не по шву, а по наименее прочному материалу пары - алюминию, прочность на разрыв составила 88...65 МПа, что удовлетворяет требованиям, предъявляемым к биметаллу.

В результате проведенных опытов по измерению единичного переходного электросопротивления медно-алюминиевого биметалла с различным содержанием оплавленного металла в сварном шве установлено, что в соединении с практически «чистой» границей (относительное количество оплавов по длине не превышает 5%) $\rho L_{пер}$ составляет приблизительно 30...35 мкОм·мм².

ВЫВОДЫ. 1. Разработана технология сварки взрывом медно-алюминиевого композита М1+АД0 толщиной 2+8 мм. Для этого сочетания материалов и их толщин экспериментально опробована методика подготовки под сварку соединяемых материалов и заряда взрывчатых веществ, на основании экспериментального и производственного опыта определены параметры взрывчатого вещества и режимы сварки.

2. Проведены исследования механических и электрофизических свойств полученных сваркой взрывом композиций, которые показали приемлемые с качественной и количественной точки зрения значения этих свойств, таких как угол изгиба, прочность на отрыв слоев, сопротивление биметалла срезу, переходное электрическое сопротивление. Результаты механических и электрофизических испытаний позволяют использовать разработанную технологию в промышленном масштабе.

Список литературы: 1. Слоистые композиты на основе алюминия и их свойства / Ю. П. Трыков, Л.М.Гуревич, В. Г. Шморгун. – М.: Металлургиздат, 2004. – 230 с. 2. Исследование электрофизических характеристик сваренных взрывом биметаллических соединений / В.С. Седых, В.Я. Смелянский, В.А. Хрипунов, О.Н. Еронов // Сварка взрывом и свойства сварных соединений: Сб. науч. тр. ВПИ. – Волгоград: ВПИ, 1989. - С. 14-22. 3. Энергосберегающие композиционные элементы токоподводящих узлов силовых электрических цепей / Е.А. Чугунов, В.И. Лысак, С.В. Кузьмин, А.П. Пеев и др. // Энергетик. – 2001. - №9. – С. 13-15. 4. Исследование свариваемости взрывом, структуры и свойств медно-алюминиевого биметалла / С.В. Кузьмин, В.И. Лысак, А.П. Пеев // Изв. ВолгГТУ. Сер. Сварка взрывом и свойства сварных соединений: Межвуз. сб. науч. ст. / ВолгГТУ. - Волгоград, 2006. - Вып. 2, № 9. - С. 37-45. 5. Медно-алюминиевые композиционные материалы, полученные сваркой взрывом / И.С. Лось, Д.Б. Крюков, А.В. Хорин // Известия ВолгГТУ. Сер. Сварка взрывом и свойства сварных соединений. Волгоград. – 2010. - №5. – С. 88-92. 6. Биметаллы / Л.Н. Дмитриев, Е.В. Кузнецов, А.Г. Кобелев и др. - Пермское книжное изд., 1991. – 415 с. 7. Технология слоистых металлов: Учебн. пособие / А.Г. Кобелев, И.Н. Потапов, Е.В. Кузнецов. – М.: Металлургия, 1991. – 248 с. 8. Сварка и свариваемые материалы: В 3-х т. Т. II. Технология и оборудование. Справ. изд./Под ред. В.М. Ямпольского. – М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана. – 1996. – 574 с. 9. Соннов А.П. Технология сварки и резки металлов взрывом. – Волгоград: Изд-во ВПИ, 1984. – 70 с. 10. Казак Н.Н. Свойства и области применения сварных соединений, полученных сваркой взрывом: учеб.

пособие. – Волгоград: ВПИ, 1984. – 77 с. **11.** Исследование свариваемости взрывом, структуры и свойств медно-алюминиевого биметалла / С.В. Кузьмин, В.И. Лысак, А.П. Пеев // Изв. ВолгГТУ. Сер. Сварка взрывом и свойства сварных соединений: Межвуз. сб. науч. ст. / ВолгГТУ. – Волгоград, 2006. – Вып.2, №9. – С. 37-45.

УДК 621.77

МИХАЛЕВИЧ В. М., докт. техн. наук, проф., ВНТУ, Вінниця
КРАЄВСЬКИЙ В. О., канд. техн. наук, доц., ВНТУ, Вінниця

ОПТИМІЗАЦІЯ ГАРЯЧОГО ЦИКЛІЧНОГО ДЕФОРМУВАННЯ ІЗ ПАУЗАМИ

В работе сформулирована и решена задача определения параметров горячего циклического деформирования с паузами, при которых за заданное время материал получает наибольшую деформацию. Проведен сравнительный анализ результатов оптимизации с известными экспериментальными данными деформирования с постоянной скоростью.

У роботі сформульована та розв'язана задача визначення параметрів гарячого циклічного деформування із паузами, при яких за заданий час матеріал здобуває найбільшу деформацію. Проведений порівняльний аналіз результатів оптимізації із відомими експериментальними даними деформування із сталою швидкістю.

In the work the problem of definition of parameters of hot cyclic deformation with pauses at which the material receives the greatest deformation for set time is formulated and solved. The comparative analysis of optimisation results with known experimental data of deformation with constant speed is carried out.

У роботі [1] сформульована задача визначення оптимального режиму гарячого пластичного деформування, при якому за заданий час t_* матеріал здобуває без руйнування найбільшу деформацію ε_*

$$\begin{aligned} \varepsilon_* &= \int_0^{t_*} \dot{\varepsilon}_u(\tau) \cdot d\tau \rightarrow \max, \\ \left\{ \begin{aligned} &\int_0^{t_*} \varphi(t_* - \tau; I(\tau)) \cdot f(\dot{\varepsilon}_u(\tau)) \cdot d\tau = 1, \\ &\int_0^t \varphi(t - \tau; I(\tau)) \cdot f(\dot{\varepsilon}_u(\tau)) \cdot d\tau \leq 1, \forall t \in (0, t_*), \end{aligned} \right. \end{aligned} \quad (1)$$

де t, τ – час; $\varphi(t - \tau, I(\tau))$ – ядро спадковості; f – деяка функція; $\dot{\varepsilon}_u(\tau)$ – швидкість деформування.

При розв'язанні задачі (1) в області неперервних функцій виникли труднощі із врахуванням останньої умови [2]. Тому надалі розв'язок шукався в області кусково-сталих функцій. На основі існування розв'язку для двоетапної зміни швидкості деформування зроблено висновок, що шуканий розв'язок задачі (1) відноситься до класу деформування із змінною швидкістю [3]. У роботі [4] досліджено процес гарячого деформування із паузами і відмічено, що під час паузи відбувається відновлення пластичності матеріалу. Модель накопичення

пошкоджень спадкового типу що використовується в математичній формалізації задачі (1) описує даний ефект [4]. Очевидно, що можна спробувати використати ефект відновлення пластичності матеріалу під час паузи для оптимізації процесу гарячого деформування.

$$\psi(t) = \int_0^t \varphi(t - \tau; I(\tau)) \cdot f(\dot{\varepsilon}_u(\tau)) \cdot d\tau, \quad (2)$$

Мета даної роботи визначити оптимальний режим гарячого циклічного деформування із паузами, при якому за заданий час матеріал здобуває найбільшу деформацію.

Зміна швидкості $\dot{\varepsilon}_u(t)$ при застосуванні циклічного режиму деформування із паузами, що складається із k повних циклів і одного неповного тривалістю t_k , визначається як

$$\dot{\varepsilon}_u(t) = \begin{cases} \dot{\varepsilon}_u, & 0 \leq t \leq t_n, \\ 0, & t_n \leq t \leq t_n + t_n, \\ \dots \\ \dot{\varepsilon}_u, & (i-1)t_n + (i-1)t_n \leq t \leq it_n + (i-1)t_n, \\ 0, & it_n + (i-1)t_n \leq t \leq it_n + it_n, \\ \dots \\ \dot{\varepsilon}_u, & t_* - t_k \leq t \leq t_*, \end{cases} \quad (3)$$

де t_n , t_k – час деформування із швидкістю $\dot{\varepsilon}_u$, t_n – час паузи, $i = \overline{1, k}$.

При цьому накопичення пошкоджень у матеріалі відбувається за законом

$$\psi(t) = \begin{cases} \frac{\dot{\varepsilon}_u}{a^n} \cdot t^n, & t \leq t_n; \\ \frac{\dot{\varepsilon}_u}{a^n} \cdot (t - t_n), & t_n < t \leq t_n + t_n; \\ \frac{\dot{\varepsilon}_u}{a^n} \left[\sum_{i=1}^j \left[(t - (i-1) \cdot (t_n + t_n))^n - (x - it_n - (i-1) \cdot t_n)^n \right] + \right. \\ \quad \left. + (t - j \cdot (t_n + t_n))^n \right], & j \geq 1, t - j(t_n + t_n) \leq t_n; \\ \frac{\dot{\varepsilon}_u}{a^n} \left[\sum_{i=1}^j \left[(t - (i-1) \cdot (t_n + t_n))^n - (x - it_n - (i-1) \cdot t_n)^n \right] + \right. \\ \quad \left. + (t - j \cdot (t_n + t_n))^n - (x - j \cdot (t_n + t_n) - t_n)^n \right], & j \geq 1, t - j(t_n + t_n) \geq t_n, \end{cases} \quad (4)$$

де $j = \text{цiле} \left\{ \frac{t}{t_n + t_n} \right\}$; a , n – параметри матеріалу при заданих умовах деформування.

Із врахування (3) і (4) задача (1) набуде вигляду

$$\begin{aligned}
\varepsilon_* &= k \cdot t_n \cdot \dot{\varepsilon}_u + t_k \cdot \dot{\varepsilon}_u \rightarrow \max, \\
\frac{\dot{\varepsilon}_u}{a^n} \sum_{i=1}^k &\left[((k-i+1)(t_n + t_n) + t_k)^n - ((k-i)(t_n + t_n) + t_n + t_k)^n \right] + t_k^n = 1, \\
\frac{\dot{\varepsilon}_u}{a^n} \sum_{i=1}^k &\left[((k-i)(t_n + t_n) + t_n)^n - (k-i)^n (t_n + t_n)^n \right] + t_k^n \leq 1, \\
0 &\leq t_k \leq t_n, \\
0 &\leq t_n \leq \frac{t_*}{k}, \\
0 &\leq t_n \leq \frac{t_*}{k} - t_n.
\end{aligned} \tag{5}$$

де при заданій кількості повних етапів k цільова функція ε_* залежить від чотирьох параметрів $\dot{\varepsilon}_u$, t_n , t_k .

Врахувавши, що

$$t_* = kt_n + kt_n + t_k \tag{6}$$

і визначивши із першої умови (5) $\dot{\varepsilon}_u$ отримаємо задачу знаходження екстремуму функції двох змінних

$$\varepsilon_*(t_n, t_n) = \frac{a^n (t_* - k \cdot t_n)}{\sum_{i=1}^k \left[((k-i+1)(t_n + t_n) + t_k)^n - ((k-i)(t_n + t_n) + t_n + t_k)^n \right] + t_k^n}. \tag{7}$$

Для даної функції отримали нескінченну множину критичних точок

$$t_n = t_n; t_n = 0. \tag{8}$$

які відповідають режиму деформування із стаціонарною швидкістю. Так як

$$\frac{\partial^2 f}{\partial t_n^2} \cdot \frac{\partial^2 f}{\partial t_n^2} - \left(\frac{\partial^2 f}{\partial t_n \partial t_n} \right)^2 \bigg|_{(t_n, 0)} = - \left(a^n t_*^{1-2n} (n^2 - n) \sum_{i=1}^k i (t_* - it_n)^{n-2} \right)^2 < 0. \tag{9}$$

функція (7) екстремумів не має, тому максимальне її значення знаходиться лише на границі області, що визначається нерівностями задачі (5).

Розглянемо експериментальні дані неперервного кручення зразків із сталі 14X17H2 при температурі 1150°C [5]. Загальний вигляд функції (7) для даного матеріалу зображений на рис. 1.

При деформуванні із постійною швидкістю максимальна деформація $\varepsilon_* = 1.8$. Розв'язавши задачу (5) за допомогою MathCad-функції Maximize, отримали такі параметри оптимальної схеми циклічного деформування із паузами:

$$t_n = 1.778c, t_n = 1.194c, t_k = 0.284c, \dot{\varepsilon}_u = 0.1c^{-1}. \tag{10}$$

Максимальна деформація, яку здобуває матеріал без руйнування із застосуванням схеми (10) $\varepsilon_* = 1.809$. Тобто спостерігається незначне збільшення максимальної деформації у порівнянні із деформуванням із сталою швидкістю, але яке, очевидно, не

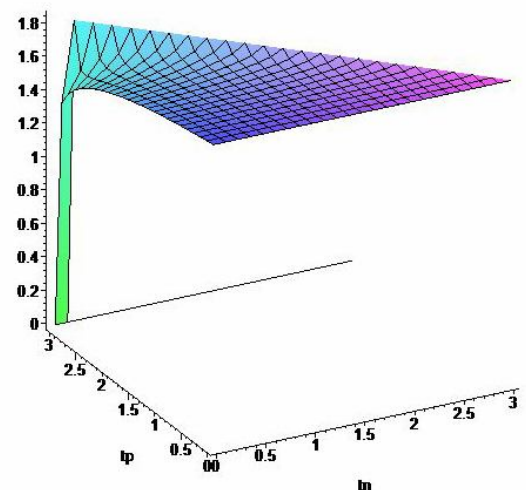


Рис. 1. Розрахунок за формулою (7)

відповідає затратам на впровадженні відповідної технології, яка б строго дозволила відтворити режим деформування(10). Ефект від оптимізації буде вищим, якщо розглядати матеріали у яких більш яскраво виражена залежність пластичності від швидкості деформування.

Динаміка зміни накопичення пошкоджень у матеріалі та накопиченої деформації при застосуванні циклічного деформування із паузами з параметрами (10) зображена на рис. 2 та 3.

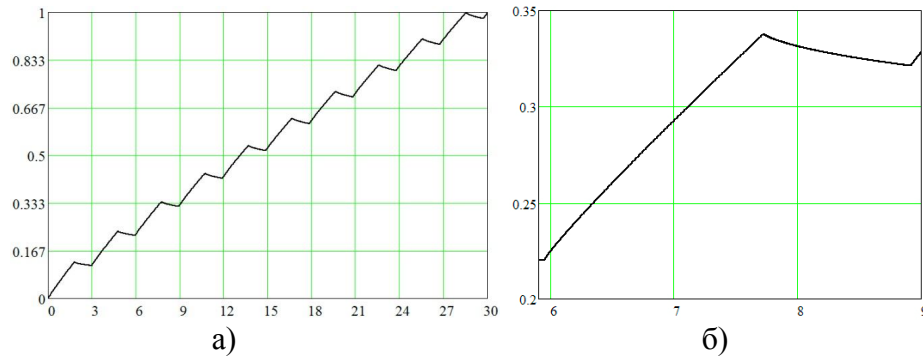


Рис. 2. Динаміка зміни накопичення пошкоджень (а), теж саме для ділянки що розглядається окремо (б).

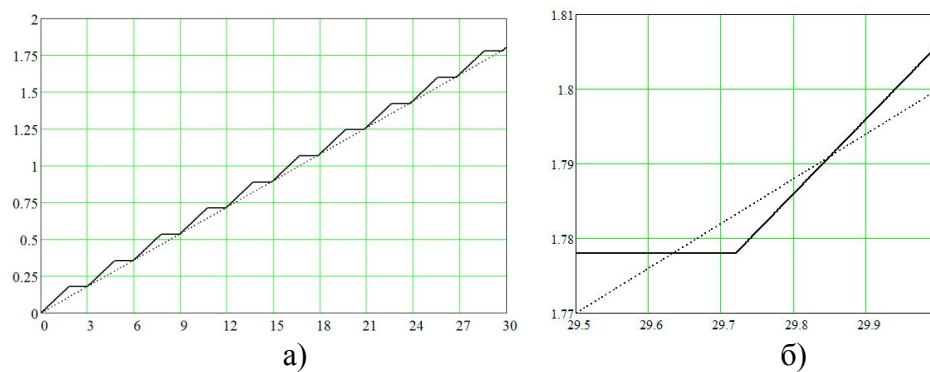


Рис. 3. Динаміка зміни накопиченої деформації (а), теж саме для ділянки що розглядається окремо (б).

Висновки. У роботі сформульована та розв'язана задача визначення параметрів гарячого циклічного деформування із паузами, при яких за заданий час матеріал здобуває найбільшу деформацію. Проведений порівняльний аналіз результатів оптимізації із відомими експериментальними даними деформування із сталою швидкістю.

Список літератури: 1. Михалевич В. М. Формулювання варіаційної задачі для моделі накопичення пошкоджень при гарячому деформуванні / В. М. Михалевич, В. О. Краєвський // В зб.: «Обработка материалов давлением». Сборник научных работ. – Краматорськ, 2009. – №2(21). – С. 12-16. – ISBN 978-966-379-339-9. 2. Михалевич В. М. Вісесиметрична осадка циліндричних заготовок / В. М. Михалевич, В. О. Краєвський, Ю. В. Добрянук // Наукові нотатки: міжвузівський збірник (за напрямом «Інженерна механіка»). – Луцьк: – 2009 – Випуск 25, ч. 1 – С. 241-249. – ISBN 5-7763-8653-5. 3. Михалевич В. М. Поиск решения вариационной задачи при горячем деформировании / В. М. Михалевич, В. О. Краєвський // В зб.: «Обработка материалов давлением». Сборник научных работ. – Краматорськ, 2010. – №1(22). – С. 38-43. 4. Михалевич В. М. Тензорні моделі накопичення пошкоджень / В. М. Михалевич – Вінниця: "УНІВЕРСУМ–Вінниця", 1998 – 195 с. ISBN 966-7199-20-7. 5. Богатов А. А. Влияние горячей прерывистой деформации на пластичность металла / А. А. Богатов, М. В. Смирнов, В. А. Криницын и др. // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1981. – №12. – С. 37-40.

УДК 621.983.3.001 – 621.983.7.004

МАКОВЕЙ В. А., канд. техн. наук, доц., НТУУ “КПИ”, Киев
ПРОЦЕНКО П. Ю., аспирант, НТУУ “КПИ”, Киев

ИССЛЕДОВАНИЕ ЛОКАЛЬНОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ ТРУБЫ ПРИ ПРОФИЛИРОВАНИИ ВИНТОВЫХ КАНАВОК

Проведено моделирование нескольких вариантов обкатки роликом канавки на трубе с использованием программного пакета Deform 3D. В качестве профилирующих инструментов для получения винтовых канавок на тонкостенной трубе применяются ролики и оправка. Исследовано влияние диаметра ролика на напряженно-деформированное состояние и локализацию деформации.

Проведено моделювання декількох варіантів обкатки роликом канавки на трубі з використанням програмного пакета Deform 3D. В якості профілюючих інструментів для отримання гвинтових канавок на тонкостінної труби використовуються ролики і оправка. Досліджено вплив діаметра ролика на напружено-деформований стан і локалізацію деформації.

The simulation of several variants of the roller profiling groove on the pipe using a software package Deform 3D. As a profiling tool for helical groove in a thin-walled tube are used rollers and the mandrel. The influence of the diameter of the roller on the stress-strain state and the localization of deformation was investigated.

Известным способом изготовления винтообразных труб является обкатка роликом с использованием оправки. Его осуществляют путем последовательной локальной пластической деформации стенки трубы при постоянном вращении трубчатой заготовки с закрепленной внутри нее винтовой оправкой и взаимосвязанном поступательном перемещении формообразующих элементов в виде тел качения вдоль оси обрабатываемой детали.

Процесс обкатки роликом сводится до пластического изменения формы путем перемещения частиц металла. Холодная пластическая деформация, которая происходит при обкатке, в значительной мере оказывает влияние на изменение физико-механических свойств. Показатели сопротивления деформации увеличиваются. При обкатке роликом следует стремиться к минимальной неоднородности деформации, поскольку градиент деформации повышает среднее напряжение и снижает пластичность, что может привести к разрушению и созданию в изделии остаточных напряжений [1]. При обкатке роликом деформируемые металлы упрочняются, причем неравномерное упрочнение сопровождается повышением твердости деформированного металла. В работе [2] показана возможность определения методом твердости интенсивностей напряжений при профилировании канавки.

Цель работы: определить напряженно-деформированное состояние, возникающее в процессе профилирования винтообразной канавки на трубе, и оценить локализацию деформации при профилировании.

В качестве профилирующих инструментов для получения винтовых канавок на тонкостенной трубе применяются ролики и оправка. Технологические схемы изготовления винтообразных труб подробно рассматриваются в работе [3]. Для определения НДС проводилось моделирование трех процессов профилирования винтообразной канавки на трубе роликовой обкаткой с использованием программного пакета Deform 3D, который был временно предоставлен для опробования компанией «Тесис» г.Москва. Процесс моделирования профилирования кольцеобразной канавки на трубе подробно описан в работе [4], в которой указаны особенности создания модели этого процесса. Ее можно использовать для моделирования процесса профилирования винтоподобной канавки на трубе. Для моделирования нескольких процессов профилирования винтообразной канавки использовались ролики и оправка с выточенной винтообразною канавкою (рис.1). Коэффициент трения при этом принят равным 0,1. В качестве материала трубы была выбрана сталь – X18H10T ($\sigma_{0,2} = 530$ МПа $\sigma_B = 740$ МПа). При этом моделирование процессов проводилось с разными диаметрами профилирующих роликов ($d_{рол1} = 12$ мм, $d_{рол2} = 38$ мм), а также с разными глубинами полученных канавок на трубе ($h_{к1} = 2$ мм, $h_{к2} = 3,5$ мм).

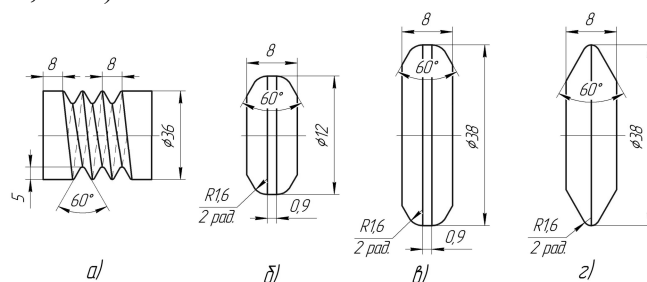


Рис. 1. Чертеж оправки – а и роликов – б, в, г

Каждый из этих процессов профилирования трубы можно разделить на два этапа (рис. 2):

1. Вдавливание ролика.
2. Обкатка роликом канавки на трубе.

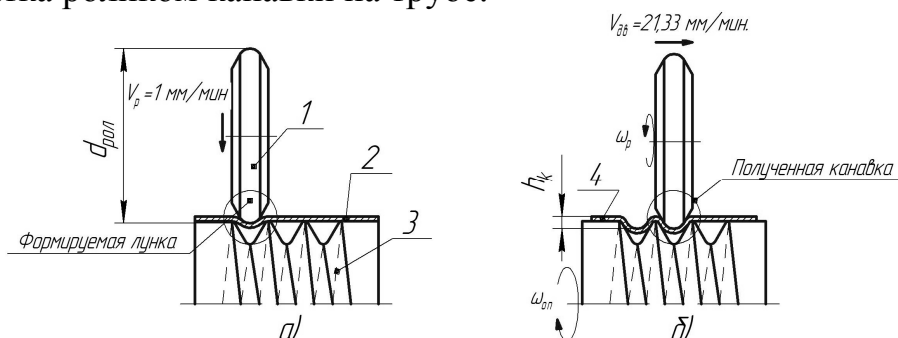


Рис. 2. Этапы процесса профилирования винтообразной трубы: а – ролик вдавливается в трубу, б – ролик формирует винтовую канавку на трубе

Вдавливание ролика. В каждом моделировании ролик 1 со скоростью $V_{вд} = 1$ мм/с вдавливался в трубу 2, которая надета на оправку 3, на глубину h_k (см. рис. 2). В моделировании профилирования канавки на трубе глубиной $h_k = 3,5$ мм

ролик $d_{\text{рол}} = 38 \text{ мм}$ (см. рис. 1, г) вдавливался в уже сформированную канавку глубиной $h_k = 2 \text{ мм}$. Интенсивность напряжений на последнем шаге вдавливания, которая была определена в процессе моделирования с использованием ролика $d_{\text{рол}} = 38 \text{ мм}$ (см. рис. 1, в), который вдавливался на глубину $h_k = 2 \text{ мм}$, показана на рис. 3. Установлено, что интенсивное течение металла происходит: на внешней поверхности лунки возле скругленных кромок матрицы, на внутренней поверхности – возле скругленных кромок ролика. Для дальнейшего анализа этого этапа на продольном разрезе сформированной лунки при вдавливании ролика $d_{\text{рол}} = 38 \text{ мм}$ на глубину $h_k = 2 \text{ мм}$ были выбраны точки в местах интенсивного течения металла, которые показаны на рис. 4. Для указанных точек построены графики зависимости интенсивностей напряжений σ_i от перемещения ролика, показанные на рис. 5.

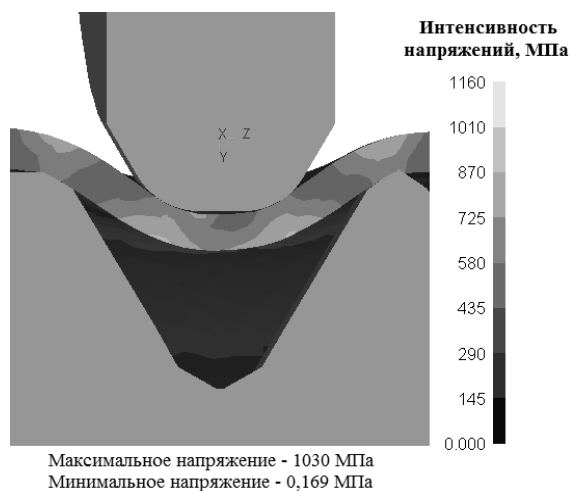


Рис. 3. Интенсивность напряжений на последнем шаге вдавливания ролика в трубу

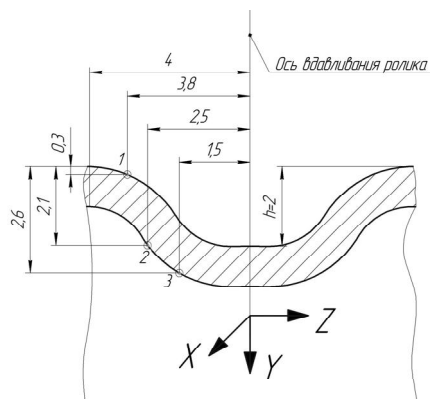


Рис. 4. Координаты точек в местах наибольшего течения металла

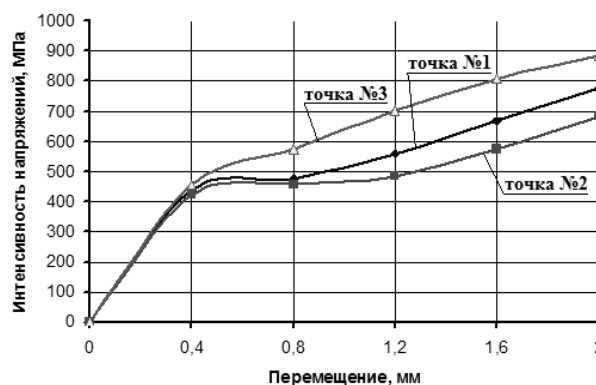


Рис. 5. Интенсивность напряжений в различных точках с наиболее интенсивным течением материала

В этих точках также были определены главные нормальные напряжения. Графики зависимости главных напряжений $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ от перемещения ролика в точках показаны на рис. 6 – 8. На рис. 9 показаны зависимости интенсивности деформаций в рассматриваемых точках.

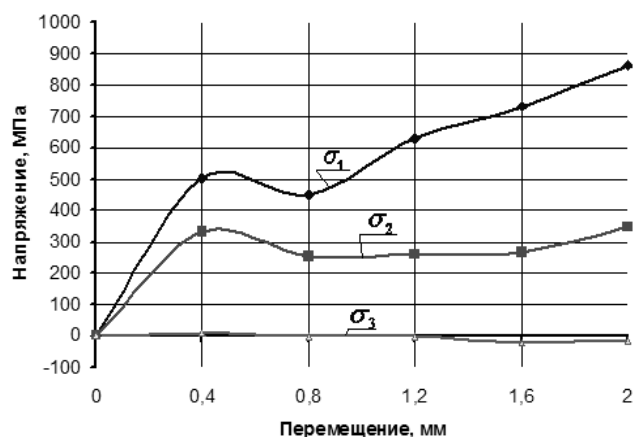


Рис. 6. Зависимости главных напряжений от перемещения ролика в точке №1

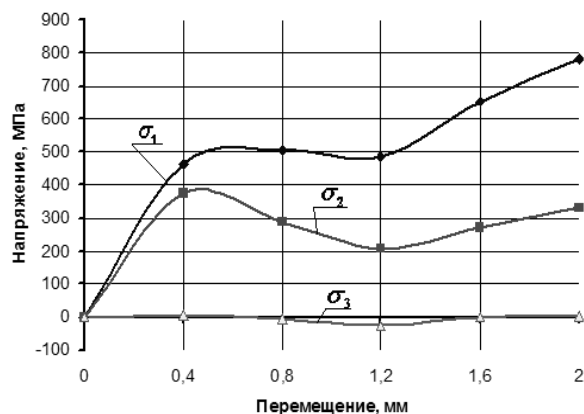


Рис.7. Зависимости главных напряжений от перемещения ролика в точке №2

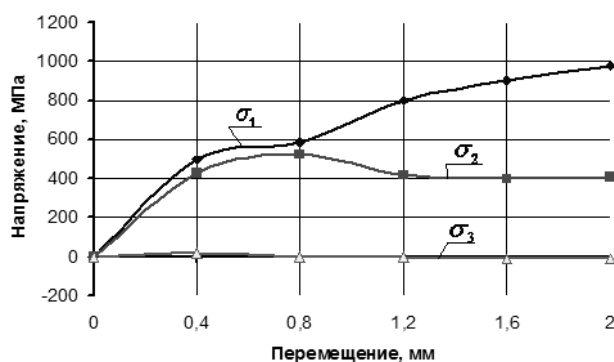


Рис. 8. Зависимости главных напряжений от перемещения ролика в точке №3

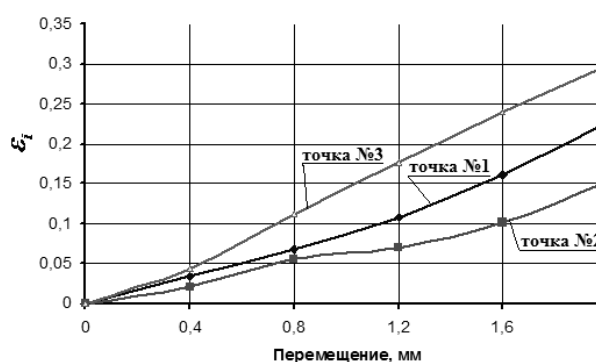


Рис. 9. Интенсивность деформаций в различных точках с наиболее интенсивным течением материала

Из графиков видно (см. рис. 6–8), что в данных точках напряженное состояние близко к двухосному растяжению, так как σ_3 принимает небольшие значения.

В данном случае можно тоже выделить две зоны интенсивного течения металла. Первая зона находится возле скругленной кромки матрицы, вторая – возле скругленной кромки ролика, где происходит интенсивное течение материала. В этих двух криволинейных зонах напряженное состояние близко к двухосному растяжению. Напряжения σ_1 и σ_2 зависят от радиусов кривизны этих зон. Поэтому чем меньше эти радиуса кривизны, тем большие значения главных напряжений.

Предельная деформация в холодных процессах деформирования зависит от показателей напряженного состояния, которые характеризуют «жесткость» схемы напряженного состояния. Наиболее употребляемый в настоящее время показатель η характеризуется отношением октаэдрических главных и касательных напряжений [5]:

$$\eta = \frac{\sigma_{окт}}{\tau_{окт}} = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{\sqrt{2}\sigma_i} \quad (1)$$

Оценим жесткость схемы напряженного состояния в различных точках стенки трубы в зависимости от перемещения при вдавливании ролика $d_{\text{рол}} = 38 \text{ мм}$ на глубину $h_k = 2 \text{ мм}$ (рис. 10).

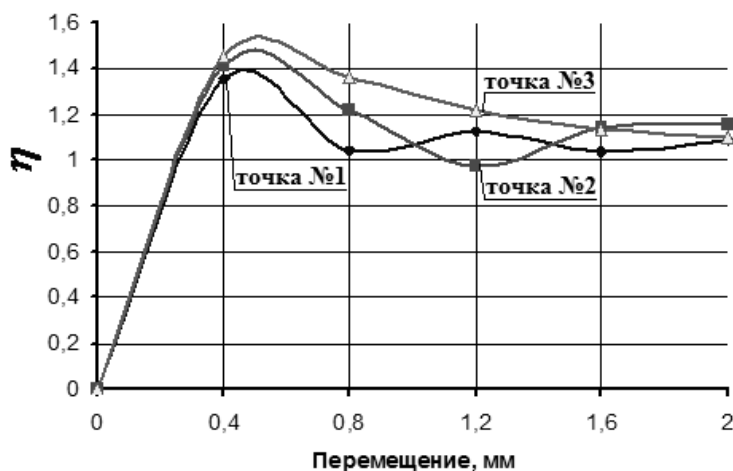


Рис. 10. Зависимости жесткости системы η от перемещения ролика в различных точках

Обкатка роликом канавки. После вдавливания ролика было проведено моделирование процесса обкатки трубы роликом (см. рис. 2). На данном этапе ролик 1 одновременно вращается вокруг своей оси с угловой скоростью ω_p , а также в каждом случае моделирования движется вдоль нее со скоростью $V_{\text{ов}} = 21,33 \text{ мм/с}$. При этом оправка в трех случаях моделирования вращается в противоположном направлении вращению ролика с угловой скоростью $\omega_{\text{оп}} = 160 \text{ об/мин}$.

Расчетная интенсивность напряжений в разрезе полученной винтоподобной канавки при использовании ролика $d_{\text{рол}} = 38 \text{ мм}$ (см. рис. 2) с формированием канавки глубиной $h_k = 2 \text{ мм}$, приведенная на рис. 11. Откуда видно, что наиболее интенсивно материал течет возле скругленных кромок ролика. Поэтому в этих местах выполняются разрезы, как показано на рис. 12.

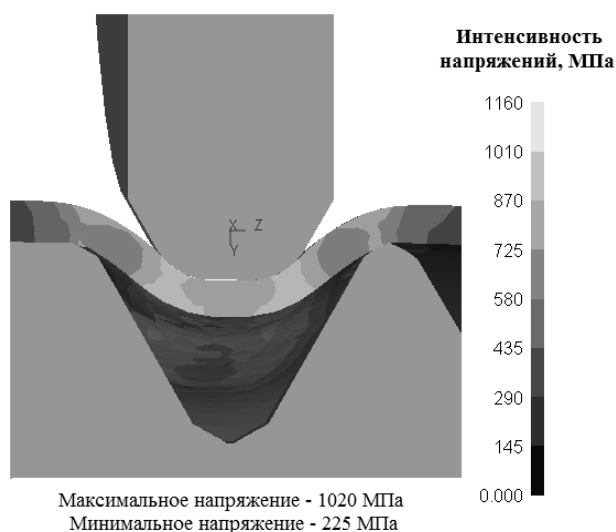


Рис. 11. Интенсивность напряжений при обкатке роликом трубы в осевом разрезе

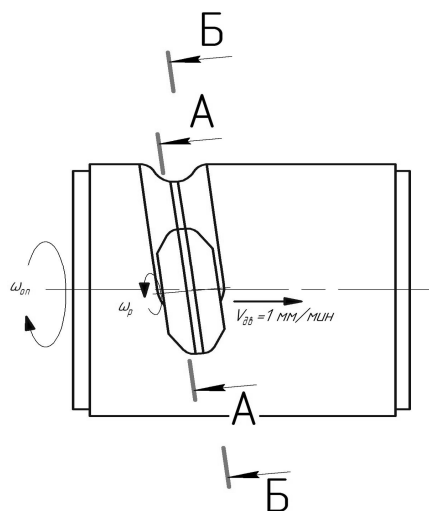


Рис. 12. Положение разрезов А-А и Б-Б

Далее рассматриваем два разреза А-А и Б-Б. В каждом из них с помощью программы DEFORM 3D находим распределение интенсивности напряжений, которое показано: для разреза А-А – рис. 13, для Б-Б – рис. 14. Из этих рисунков видно, что течение металла в разрезах А-А и Б-Б идентичное. Поэтому разрез Б-Б далее рассматривать не будем.

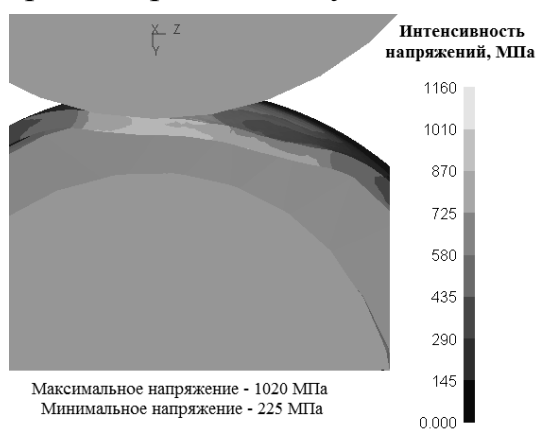


Рис.13. Распределение интенсивности напряжений в разрезе А-А

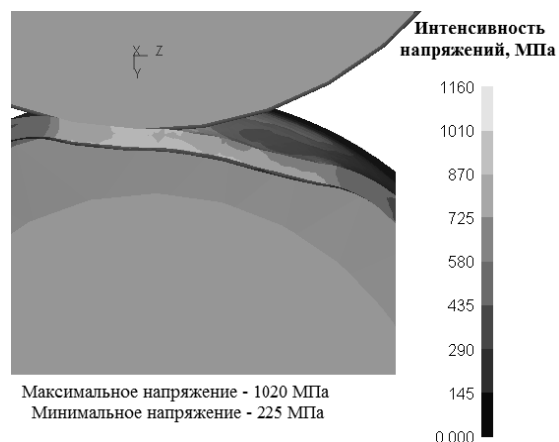


Рис.14. Распределение интенсивности напряжений в разрезе Б-Б

В разрезе А-А выбираем точки, показанные на рис. 15, для дальнейшего анализа процесса обкатки винтоподобной канавки на трубе. В зависимости от положения по оси z точек, указанные в табл. 1, были определены: интенсивность напряжений σ_i (рис. 16), интенсивность деформаций ε_i (рис. 17), жесткости напряженного состояния η (рис. 19) для всех трех случаев моделирования профилирования канавки на трубе и распределение главных напряжений $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ (рис. 18) для случая профилирования винтовой канавки на трубе глубиной $h_k = 3,5 \text{ мм}$.

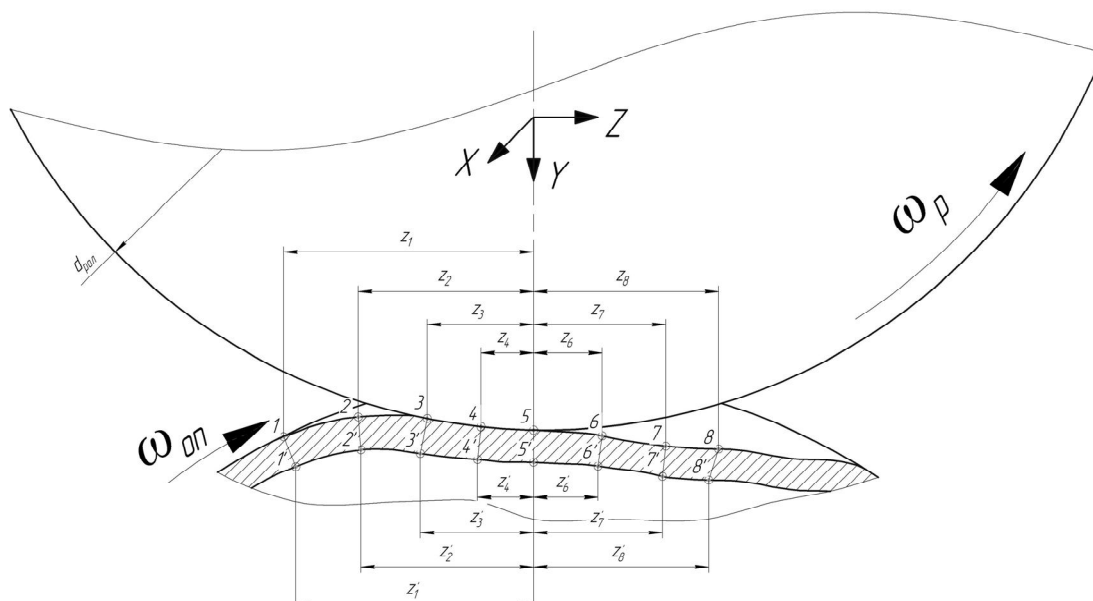


Рис. 15. Координаты точек по оси z , использованные для анализа процесса обкатки винтоподобной канавки на трубе

Таблица 1- Координаты точек по оси z при моделировании обкатки

$d_{\text{рол}} = 38 \text{ мм}, h_{\text{к}} = 2 \text{ мм}$ $\omega_{\text{р}} = 143 \text{ об/мин},$ $\omega_{\text{опр}} = 160 \text{ об/мин}$			$d_{\text{рол}} = 38 \text{ мм}, h_{\text{к}} = 3,5 \text{ мм}$ $\omega_{\text{р}} = 130 \text{ об/мин},$ $\omega_{\text{опр}} = 160 \text{ об/мин}$			$d_{\text{рол}} = 12 \text{ мм}, h_{\text{к}} = 2 \text{ мм}$ $\omega_{\text{р}} = 453 \text{ об/мин},$ $\omega_{\text{опр}} = 160 \text{ об/мин}$		
№ точки		z	№ точки		z	№ точки		z
Точки на внешней поверхности	1	-7,6	Точки на внешней поверхности	1	-11,6	Точки на внешней поверхности	1	-6,4
	2	-5,3		2	-9,06		2	-4,4
	3	-3,2		3	-5,02		3	-2,3
	4	-1,6		4	-2,7		4	-1,5
	5	0		5	0		5	0
	6	2,07		6	3,1		6	1,7
	7	4		7	6,3		7	2,8
	8	5,6		8	9,1		8	4,4
Точки на внутренней поверхности	1'	-7,2	Точки на внутренней поверхности	1'	-11,2	Точки на внутренней поверхности	1'	-6,3
	2'	-5,2		2'	-9,07		2'	-4,4
	3'	-3,4		3'	-5,2		3'	-2,7
	4'	-1,7		4'	-2,8		4'	-1,8
	5'	0		5'	0		5'	0
	6'	1,95		6'	2,9		6'	1,6
	7'	3,9		7'	6,1		7'	2,7
	8'	5,3		8'	8,8		8'	4,1

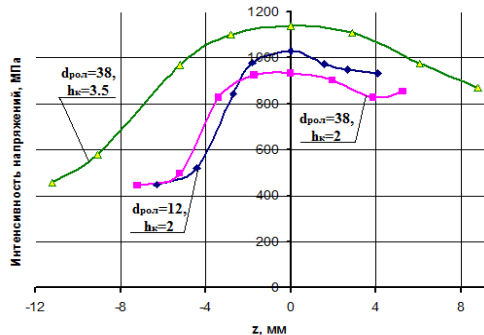
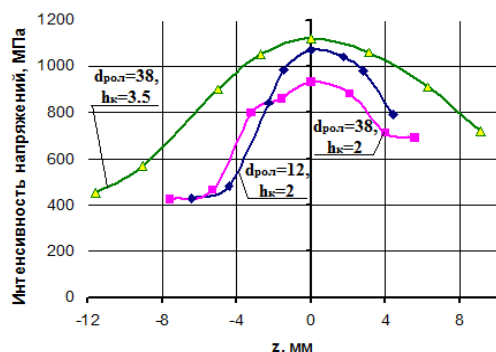


Рис. 16. Зависимости интенсивности напряжений в разных точках: а – на внешней поверхности трубы, б – на внутренней поверхности трубы

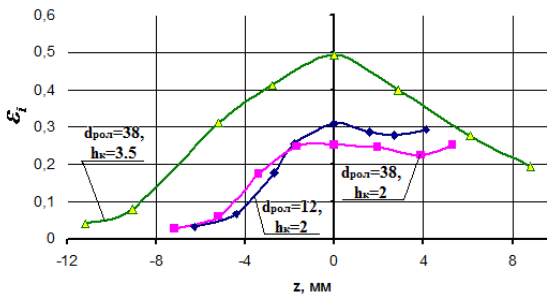
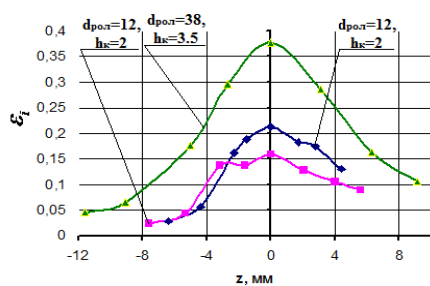


Рис. 17. Зависимости интенсивности деформаций: а – на внешней поверхности трубы, б – на внутренней поверхности трубы

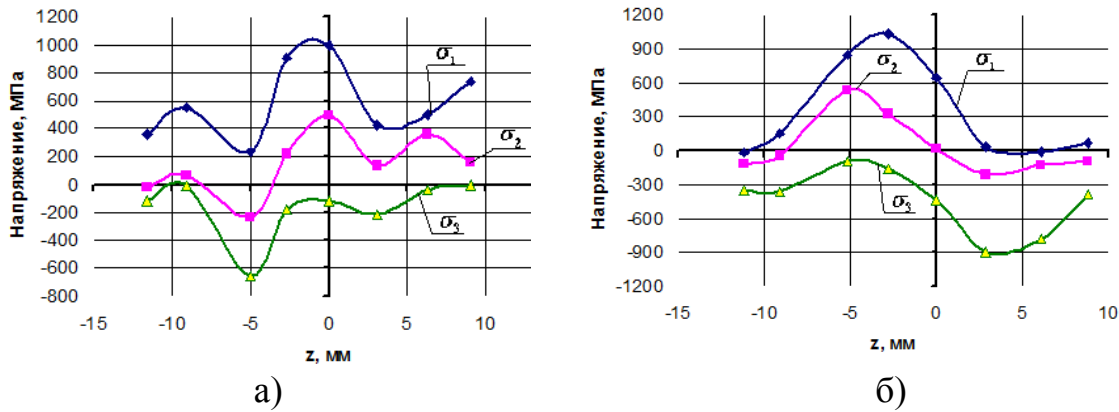


Рис. 18. Зависимости главных напряжений: а – на внешней поверхности трубы, б – на внутренней поверхности трубы

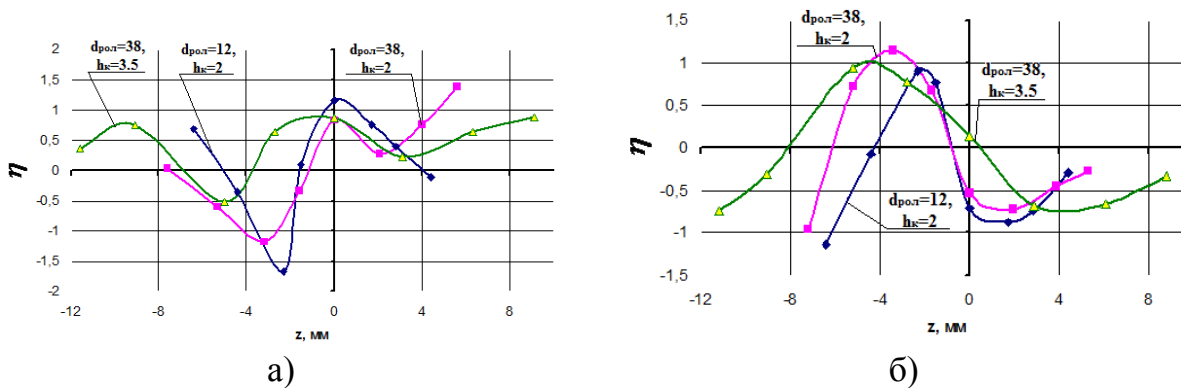


Рис. 19. Зависимости жесткости напряженного состояния: а – на внешней поверхности трубы, б – на внутренней поверхности трубы

По результатам изготовления винтоподобных труб было получено распределение твердости по толщине стенки. Используя экспериментальный метод определения напряжений по распределению твердости [2], можно найти распределение интенсивности напряжений в обрабатываемом теле. При этом интенсивность напряжений связана с твердостью по Викерсу зависимостью:

$$\sigma_i = K \cdot HV, \quad (2)$$

де $K = 0,3$, HV – твердость по Викерсу

Твердость и интенсивность напряжений, которые определены экспериментальным путем, показаны на рис. 20. При больших глубинах профилирования в области наибольшей глубины канавки ($h_c \geq 4,5$ мм) появляется разрушение. На рис. 21 показана разрушенная труба винтовой трещиной.

Сравнение полученных экспериментальных и расчетных деформаций вдоль оси ролика $d_{\text{ролл}} = 38$ мм (см. рис. 15) приведено в таблице 2.

Таблица 2 – Сравнение экспериментальных и расчетных деформаций вдоль оси ролика $d_{\text{ролл}} = 38$ мм

Моделирование			Эксперимент	
$h_k, \text{мм}$	$\varepsilon_y, \text{мм}$	$\varepsilon_i, \text{мм}$	$h_k, \text{мм}$	$\varepsilon_y, \text{мм}$
2	0,205	0,213	1,96	0,227
3,5	0,366	0,459	3,73	0,5
h_k - глубина канавки				

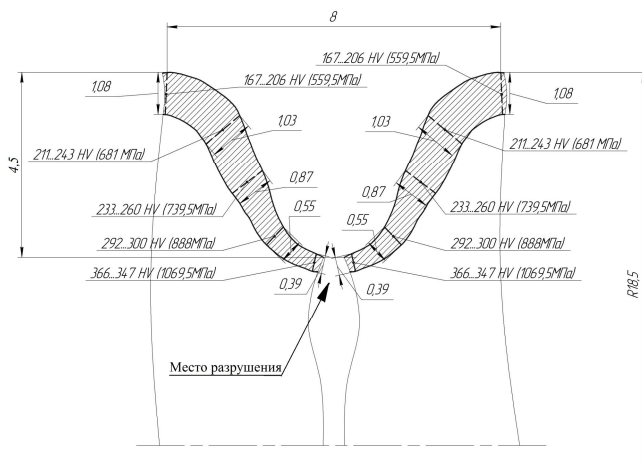


Рис. 20. Распределение твердости и интенсивности напряжений (указанные в скобках), полученных экспериментально



Рис. 21. Фотография трубы с винтовой трещиной

Выводы:

1. При вдавливании ролика интенсивное течение металла происходит: на внешней поверхности формируемой лунки возле скругленных кромок матрицы, а на внутренней – возле скругленных кромок ролика. Напряженное состояние в этих зонах имеет вид близкий до двухосного растяжения, так как σ_3 принимает небольшие значения.

2. При обкатке роликом трубы наибольшие интенсивности напряжений и деформаций достигаются возле скругленных кромок ролика. При этом жесткость напряженного состояния на внешней поверхности трубы достигает максимума на оси ролика, а на внутренней – в точке начала деформирования трубы (т. 3' см. рис. 15). Винтовое разрушение трубы появляется в области наибольшей глубины канавки ($h_c \geq 4,5$ мм) при деформации $\varepsilon_k \geq 0,6$ (рис.21).

Список литературы: 1. Огородников В.А., Музичук В.І., Нахайчук О.В. Механіка процесів формозмінювання з однотипними схемами механізму деформації. – Вінниця, Універсум, 2007. – 179 с. 2. Маковей В.О. Напряженно-деформированное состояние винтоподобных труб при профилировании / Маковей В.О., Бородій Ю.П., Проценко П.Ю. // Вестник НТУ"ХПИ". – 2010. – №42 – С. 64-70. 3. Маковей В. О. Профілювання гвинтоподібних труб обкочуванням / Маковей В.О., Бородій Ю.П., Кліско А.В., Проценко П.Ю. // Вісник Київського політехн. ін-та. Машинобудування. – 2010. – №60. – С. 55-60. 4. Маковей В.О. Моделювання процесу профілювання канавок на трубах роликовим обкочуванням / Маковей В.О., Проценко П.Ю. // Вісник Київського політехн. ін-та. Машинобудування. – 2011. – №62. – С. 203-206. 5. Смирнов-Аляев Г.А. Механические основы пластической обработки металлов. Изд. "Машиностроение", 1977. 272 стр.

С.И. БАДЮК, аспирант

Д.Г. ПАЛАМАРЬ, мл. науч. сотр.

В.Г. РАЗДОБРЕЕВ, ст. науч. сотр., канд. техн. наук

ИЧМ НАНУ, Днепропетровск

ТЕКУЩЕЕ СОСТОЯНИЕ СОРТОПРОКАТНОГО ПРОИЗВОДСТВА УКРАИНЫ

Выполнена оценка текущего состояния производства сортового проката на металлургических предприятиях Украины. Показано, что для отечественной металлургии характерны значительная материалоемкость и энергоемкость производства, узкий профильный и марочный сортамент готовой металлопродукции для внешних и внутренних потребителей.

Виконана оцінка поточного стану виробництва сортового прокату на металургійних підприємствах України. Показано, що для вітчизняної металургії характерним є значна матеріало- та енергоємність виробництва, вузький профільний й марочний сортамент готової металлопродукції для зовнішніх та внутрішніх споживачів.

The estimation of the current condition of manufacture rolled the metals of hire at the metallurgical enterprises of Ukraine is executed. Is shown, that for domestic metallurgy are characteristic significant material- and power consumption of manufacture, narrow profile and branded сортамент ready the products of metal for the external and internal consumers.

Постановка проблемы. На территории Украины сортовой и специальный прокат производится на 41-м прокатном стане, которые сосредоточены на 12 металлургических предприятиях [1]: ПАО «Металлургический комбинат «Азовсталь»; ПАО «Алчевский металлургический комбинат» (АМК); ОАО «АрселорМиттал Кривой Рог» (АМКР); ПАО «Донецкий электрометаллургический завод» (ДЭМЗ); ПАО «Днепропетровский металлургический комбинат им. Ф.Э. Дзержинского» (ДМКД); ПАО «ЕВРАЗ-ДМЗ им. Петровского» (ЕВРАЗ-ДМЗ); ПАО «Электрометаллургический завод «Днепропетцсталь» им. А.Н. Кузьмина (Днепропетцсталь); ОАО «Донецкий металлопрокатный завод» (ДМПЗ); ОАО «Донецкий металлургический завод» (ДМЗ); ПАО «Енакиевский металлургический завод» (ЕМЗ); Макеевский филиал ПАО «Енакиевский металлургический завод» (ММЗ); ОАО «Краматорский металлургический завод им. Куйбышева» (КМЗ). Также, до настоящего времени в эксплуатации находятся 8 блюмингов – по 2 блюминга на предприятиях АМКР и ДМКД, и по одному блюмингу на предприятиях «Азовсталь», АМК, ЕВРАЗ-ДМЗ, ЕМЗ.

Целью данного исследования является оценка текущего состояния производства сортового проката, производимого в Украине в условиях мирового финансового кризиса.

Технический уровень сортопрокатных станов металлургических предприятий Украины

Общие сведения о сортопрокатных станах металлургических предприятий Украины приведены в табл. 1. Блюминги в рамках данной работы рассматриваться не будут, как не производящие конечную (товарную)

продукцию.

Таблица 1 – Действующие сортопрокатные станы металлургических предприятий Украины

Название	Тип стана	Год введения в эксплуатацию	Производительность, тыс. т. в год	Количество освоенных профилей
Обжимные				
1050/950, Днепроспецсталь	Линейный	1959; 1969(р)	268	39
950/900, ДЭМЗ ¹	Линейный	1947	1425	Нет св.
Непрерывно-заготовочные станы				
900/750, ДМКД	Непрерывный	1956	2100	43
900/700/500, АМКР	Непрерывный	1964	4300	2
850/610/550, ЕМЗ	Непрерывный	1964	3230	2
730/500, АМКР	Непрерывный	1958	3660	3
Рельсо-балочные				
1000/800, Азовсталь	Линейный	1948	1422	47
900, ДМКД	Линейный	1902; 1950(в)	1100	13
800, ЕВРАЗ-ДМЗ	Линейный	1950(в)	865	26
Крупносортовые				
800/650, Азовсталь	Линейный	1953	950	95
620, КМЗ	Линейный	1909; 1946(в)	100	28
600, АМК	Полунепрерывный	1966	1600	45
550, Днепроспецсталь	Линейный	1952	225	35
Среднесортные				
550, ЕМЗ	Линейный	1913; 1973(р)	155	28
550, ЕВРАЗ-ДМЗ	Полунепрерывный	1987	250	51
370/500, ДМПЗ	Линейный	1958; 2002(р)	175	105
400, ДМЗ	Линейный	1910; 1965(р)	121	151
390, ММЗ	Непрерывный	2008	720	53
360, ЕМЗ	Линейный	1898; 1960(р)	155	42
350, ДМЗ	Линейный	1910; 1950(р)	120	91
350, ДМКД	Полунепрерывный	1967	700	51
Мелкосортные				
330 КМЗ	Линейный	1951	195	39
325, Днепроспецсталь	Линейный	1951	93	65
280, Днепроспецсталь	Линейный	1953	64	26
280, ЕМЗ	Линейный	1910; 1955(р)	150	5
250, ДМЗ	Линейный	1910; 1950(р)	250	63
250-1, АМКР	Непрерывный	1956	550	12
250-2, АМКР	Непрерывный	1959	645	47
250-3, АМКР	Непрерывный	1961	755	3
250-4, АМКР	Непрерывный	1966	825	3
250-5, АМКР	Непрерывный	1966	1340	43
Мелкосортно-проволочные				
250/150, АМКР	Непрерывный	1977; 1997(р)	510	48
Проволочные				
250-3, АМКР	Непрерывный	1970	850	8
250, ЕМЗ	Непрерывный	1967	350	17
150, АМКР	Непрерывный	1996	760	16
150, ММЗ	Непрерывный	1994	1200	11
Шаропрокатные				
80-120, Азовсталь	—	1959	Суммарная -170	3
40-80, Азовсталь	—	1959		3
40-80 №1, ДМКД	—	1963	Нет св.	3
40-80 №2, ДМКД	—	1964	Нет св.	3
Осепокатные				
250, ДМКД	—	1975	120	Нет св.

Примечание: 1 — вновь введен в эксплуатацию в октябре 2010 г; (р) — реконструирован (последний раз); (в) — восстановлен

В настоящее время, на металлургических предприятиях Украины находятся в эксплуатации: 2 обжимных стана, 4 непрерывно-заготовочных, 3

рельсобалочных, 5 крупносортовых, 7 среднесортных, 10 мелкосортных, 1 мелкосортно-проволочный, 4 проволочных, 4 шаропрокатных и 1 осепрокатный стан. Как видно из табл. 1, относительно новыми прокатными станами являются станы 390 и 150 ММЗ, а также станы 150 и 250/150 АМКР. При этом стан 390, хотя он и был введен в эксплуатацию в 2008 г., нельзя считать современным, поскольку его основное оборудование было поставлено (но не смонтировано) фирмой SKET еще в середине 90-х годов прошлого столетия. Это оборудование и было использовано при монтаже стана 390, с установкой новой системы управления технологическим процессом (разработки фирмы Siemens). Таким образом, технический уровень прокатного стана 390 фактически находится на уровне начала 90-х годов прошлого столетия. Это же можно сказать и о станах 150 предприятий ММЗ и АМКР. Стан 250/150 был реконструирован в 1997 г. с установкой проволочного блока и линии двухстадийного охлаждения катанки, при этом его сортопрокатная линия 250, пущенная в 1977 г., осталась без изменений. Следовательно, этот стан также нельзя считать современным.

Остальные прокатные станы полностью устарели. Основная часть прокатных станов металлургических предприятий была введена в эксплуатацию в 50-60-х годах минувшего столетия. Находятся в эксплуатации 7 станов, введенных в эксплуатацию в начале XX века и один стан – в конце XIX века. Осепрокатный стан 250 поперечно-винтовой прокатки, хотя он и является уникальным агрегатом, единственным в мире производящим катаные осевые заготовки, также нельзя считать современным.

Большая часть прокатных станов (15 агрегатов), производящих длинномерный сортовой прокат (кроме заготовок), относится к станам линейного типа. Их суммарная мощность – 6150 тыс. т. в год, из которых 3422 тыс. т. приходится на три рельсобалочных стана. По одному линейному обжимному стану, производящему заготовки квадратного и круглого сечения и готовый прокат аналогичных сечений, эксплуатируются на Днепропетцсталь и ДЭМЗ. Из остальных прокатных станов, производящих длинномерный прокат, непрерывных – 11 и полунепрерывных – 3.

Суммарная мощность сортопрокатных станов, предназначенных для производства длинномерного проката, не учитывая мощности заготовочных станов, составляет 17560 тыс. т. в год. Суммарная мощность заготовочных станов составляет 14983 тыс. т. в год.

Полностью на непрерывнолитой заготовке работают станы предприятий ДМПЗ, КМЗ и ММЗ. На катаной заготовке полностью работают станы предприятий АМКР, Азовсталь, ЕВРАЗ-ДМЗ и Днепропетцсталь. Прокатные станы остальных предприятий работают на катаных и непрерывнолитых заготовках [1-3].

Таким образом, технический уровень оборудования, производящего сортовой прокат на металлургических предприятиях Украины, крайне низок. Фактически все прокатные станы, кроме станов 390 и 150 ММЗ и станов 150 и 250/150 АМКР, являются морально и физически устаревшими. Износ основного оборудования этих станов можно охарактеризовать как весьма значительный.

В нормальных условиях, после приватизации новые собственники предприятий (в основном с иностранным капиталом) должны были вести последовательную работу в направлении его развития, поддерживать на определенном уровне рентабельность производства продукции. В Украине приватизация не привела ни к чему, кроме «вымывания» средств из предприятий [2, 3]. При этом государственные органы Украины полностью утратили контроль над проведением научно-технической политики на металлургических предприятиях страны.

Планы реконструкции сортопрокатного производства Украины, декларируемые владельцами металлургических предприятий, абсолютно недостаточны [2-4]. Строительство новых прокатных станов взамен эксплуатируемых, предполагается всего тремя заводами – строительство станов 400/200 и 200, а также рельсобалочного стана ДМКД, и строительство новых проволочного и рельсобалочного станов ЕМЗ. В настоящее время строительство проволочного стана на ЕМЗ отложено на неопределенное время, а пуск рельсобалочного стана предполагается в 2017 году. При этом собственник ЕМЗ (компания Метинвест Холдинг) предполагает вывести из эксплуатации рельсобалочный стан 1000/800 и крупносортовый 800/650 на другом своем предприятии – Азовсталь: в 2019 и 2018 гг. соответственно. Выведение этих станов из эксплуатации, вероятно, приведет к остановке шаропрокатных станов этого же предприятия.

Наиболее реальными, по всей видимости, являются планы строительства станов 400/200 и 200 на ДМКД. Планы строительства новых станов на других предприятиях пока остаются под вопросом. Также следует отметить предполагаемый перевод сортовых станов АМКР на непрерывнолитую заготовку в ближайшее время — строительство МНЛЗ уже ведется. Очевидно, что после полного перехода на непрерывнолитую заготовку всех сортовых станов предприятия, будут выведены из эксплуатации блюминги и непрерывно-заготовочные станы.

Создание новых металлургических заводов, которые будут специализироваться на производстве сортового проката или организация его производства на предприятиях, ранее не специализировавшихся на этом, пока носит ограниченный характер. Так, в настоящее время компанией «Евро Финанс Лтд» ведется строительство электросталеплавильного мини-завода в г. Белая Церковь, который будет производить 1600 тыс. т. сортового проката и 200 тыс. т. непрерывнолитой заготовки. На заводе предполагается установить мелкосортный и мелкосортно-проволочный станы, которые будут производить круглый, квадратный, полосовой прокат, уголки и катанку. Производительность каждого стана должна составлять 0,8 млн. т. в год. Поставщиком прокатного оборудования выступает фирма Siemens-VAI.

Компанией «ТСА-Стил Групп» предполагается строительство на своем заводе в г. Павлограде 11-ти клетового полунепрерывного прокатного стана производительностью 250 тысяч тонн в год. Сортамент стана должен состоять из арматуры периодического профиля Ø8-32 мм классов А500, А800 по ДСТУ

3760:2006. Прокат предполагается производить из квадратной непрерывнолитой заготовки размерами 120×120×6000 мм собственного производства. Оборудование должно быть поставлено китайской фирмой.

Марочный сортамент сортового проката, производимого на прокатных станах металлургических предприятий Украины

Большая часть сортового проката различного назначения производится из сталей углеродистых обычного качества по ДСТУ 4484. Производство проката из сталей углеродистых качественных по ГОСТ 1050 и легированных конструкционных по ГОСТ 4543, особенно важного для машиностроения, сосредоточено на трех предприятиях – Днепропетцсталь, ДМПЗ и ДМЗ, на которых эксплуатируются наиболее устаревшие и изношенные сортопрокатные станы. Несколько типоразмеров круглого сортового проката из данных марок стали также производятся на предприятиях АМК и ММЗ. Более подробно структура производства сортового проката из сталей углеродистых качественных по ГОСТ 1050 и легированных конструкционных по ГОСТ 4543 выглядит следующим образом.

Круглый и квадратный прокат производится станами 950, 550, 325, 280 Днепропетцсталь, станами 400, 350, 250 ДМЗ, 370/500 ДМПЗ. Полосовой прокат производится станами 550, 325 Днепропетцсталь, станами 400, 350, 250 ДМЗ и станом 370/500 ДМПЗ. Шестигранный прокат производится на прокатных станах предприятий ДонМЗ и ДМПЗ.

Прокат из инструментальных нелегированных сталей (ГОСТ 1435) производится на предприятиях Днепропетцсталь (круглый, квадратный и полосовой) и ДМЗ – круглый и полосовой на станах 400 и 350, круглый и шестигранный на стане 250. Прокат из рессорно-пружинной углеродистой и легированной стали (ГОСТ 14959) производится на ДМЗ – круглый и полосовой на станах 400 и 350, круглый и шестигранный на стане 250. Днепропетцсталь является единственным в Украине, производящим сортовой прокат из подшипниковых (ГОСТ 801), высоколегированных сталей и сплавов коррозионно-стойких, жаростойких и жаропрочных (ГОСТ 5632), инструментальных легированных (ГОСТ 5950) и быстрорежущих (ГОСТ 19265) сталей.

Профильный сортамент сортопрокатных станов металлургических предприятий Украины

Число профилируемых различных видов сортового проката, производимого металлургическими предприятиями Украины, представлено в табл. 2. При этом учитывалась только готовая (конечная, товарная) продукция, производимая прокатными станами (сортовые заготовки для внутреннего потребления, а также заготовки для мелющих шаров в учет не принимались). Также не учитывался прокат, производимый по зарубежным стандартам.

Следует отметить, что сортопрокатное производство Украины ориентировано на производство массового сортового проката общего назначения – круглого, квадратного, шестигранного, полосового, арматурного проката, катанки, уголков, швеллеров, двутавров и заготовок квадратных и трубных. Из приблизительно 550 профилируемых такого проката всего 157 приходится на

фасонные профили специального назначения.

Таблица 2 – Количество профилеразмеров основных видов сортового проката, освоенных металлургическими предприятиями Украины

Название прокатного стана	Заготовка квадратная	Заготовка трубная	Круг	Квадрат	Полоса	Шестигранник	Катанка	Арматура гладкого профиля	Арматура пер. профиля	Уголки равнополочные	Уголки неравнополочные	Швеллеры	Двутавры	Специальные профили	Всего профилеразмеров
	Обжимные														
1050/950, Днепроспецсталь	14	-	11	14	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	39
950/900, ДЭМЗ	Нет сведений (производится квадратная заготовка)														
	Непрерывно-заготовочные станы														
900/750, ДМКД	9	17	17	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	43
900/700/500, АМКР	2	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	2
850/610/550, ЕМЗ	2	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	2
730/500, АМКР	3	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	3
	Рельсо-балочные														
1000/800, Азовсталь	8	-	1	-	-	-	-	-	-	-	-	4	5	29	47
900, ДМКД	2	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	11	13
800, ЕВРАЗ-ДМЗ	2	5	1	-	-	-	-	-	-	-	-	1	-	17	26
	Крупносортные														
800/650, Азовсталь	6	-	-	-	-	-	-	-	-	52	8	4	4	21	95
620, КМЗ	-	-	-	-	2	-	-	-	-	7	5	-	-	14	28
600, АМК	3	8	16	-	2	-	-	-	-	7	-	4	2	3	45
550, Днепроспецсталь	-	-	23	11	1	-	-	-	-	-	-	-	-	-	35
550, ЕМЗ	-	-	-	-	-	-	-	-	-	7	-	2	2	17	28
	Среднесортные														
550, ЕВРАЗ-ДМЗ	-	-	-	-	-	-	-	-	-	15	-	9	-	27	51
370/500, ДМПЗ	-	-	27	8	39	8	-	7	-	16	-	-	-	-	105
	Среднесортные														
400, ДМЗ	-	-	24	9	83	9	-	-	-	-	-	-	-	26	151
390, ММЗ	-	-	14	2	-	-	-	-	9	8	-	1	-	19	53
360, ЕМЗ	-	-	-	-	34	-	-	-	-	-	5	3	-	-	42
350, ДМЗ	-	-	12	7	53	9	-	-	-	4	-	-	-	6	91
350, ДМКД	-	-	11	-	-	-	-	4	4	33	-	3	-	-	55
	Мелкосортные														
330, КМЗ	-	-	-	-	24	-	-	-	3	12	-	-	-	-	39
325, Днепроспецсталь	-	-	21	16	28	-	-	-	-	-	-	-	-	-	65
280, Днепроспецсталь	-	-	14	12	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	26
280, ЕМЗ	-	-	3	-	-	-	-	-	2	-	-	-	-	-	5
250, ДМЗ	-	-	13	4	28	3	-	6	6	1	-	-	-	2	63
250-1, АМКР	-	-	4	2	-	-	-	-	6	-	-	-	-	-	12
250-2, АМКР	-	-	-	-	23	-	-	-	3	21	-	-	-	-	47
250-3, АМКР	-	-	-	-	-	-	-	-	3	-	-	-	-	-	3
250-4, АМКР	-	-	-	-	-	-	-	-	3	-	-	-	-	-	3
250-5, АМКР	-	-	19	-	-	-	-	15	9	-	-	-	-	-	43
	Мелкосортно-проволочные														
250/150, АМКР	-	-	19	-	-	-	16	11	2	-	-	-	-	-	48
	Проволочные														
250-3, АМКР	-	-	5	-	-	-	-	2	1	-	-	-	-	-	8
250, ЕМЗ	-	-	4	-	-	-	5	4	4	-	-	-	-	-	17
150, АМКР	-	-	-	-	-	-	16	-	-	-	-	-	-	-	16
150, ММЗ	-	-	-	-	-	-	11	-	-	-	-	-	-	-	11
	Шаропрокатные														
80-120, Азовсталь	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	3	3
40-80, Азовсталь	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	3	3
40-80 №1, ДМКД	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	3	3
40-80 №2, ДМКД	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	3	3
	Осеппрокатные														
250, ДМКД	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-

При этом профили для авиационной промышленности, для напильников, рашпилей, зубил и крейцмейселей, прокат буровой не производятся вовсе. Из многих профилей отраслевого назначения производятся только отдельные типоразмеры. Так, из предусмотренных ГОСТ 5267.0-5267.13 24-х профилей для вагоностроения производится лишь 5. Из оговоренных ГОСТ 12492.0-12492.15 23-х профилей для сельскохозяйственного машиностроения выпускается лишь 4 и еще 4, не предусмотренных этими стандартами. Из предусмотренных ДСТУ 3664 4-х профилей для химического и нефтяного машиностроения производится лишь один. Из оговоренных ГОСТ 5422 8-ми профилей для тракторного машиностроения выпускается лишь один. Из предусмотренного ГОСТ 7419 рессорно-пружинного проката Т-образного 25 профилей, трапециевидного 14 профилей, желобчатого 13 профилей производится соответственно 4, 2, 2, 4 профиля. При этом прокат рессорно-пружинный трапециевидно-ступенчатый и полосовой не производится вообще. Из 17-ти профилей для строительного, дорожного и коммунального машиностроения, производившихся в бывшем СССР, сейчас выпускается 3 профиля.

Наиболее полно на металлургических заводах Украины освоено производство профилей для железных дорог – рельсы железнодорожные, рельсы для метрополитена, трамвайные, крановые и профили рельсовых скреплений.

Из железнодорожных профилей в Украине не производятся только профили контррельса, усиковых и рамных рельсов, которые необходимы лишь в незначительных количествах. В целом, качество производимых рельсов удовлетворяет «Укрзалізницю», а также ряд иностранных железных дорог. Однако на стане 1000/800 Азовсталь, единственном, на котором освоено производство рельсов типа Р65, невозможно их производство длиной более 25 м, что уже не удовлетворяет потребностям железных дорог. Рядом иностранных металлургических предприятий освоено производство рельсов длиной 90 м и более. Положительным моментом является освоение производства оптимизированных рельсов типа UIC60 по стандарту UIC860 Всемирного железнодорожного союза. На стане 800 ЕВРАЗ-ДМЗ освоено производство всех крановых рельсов, предусмотренных соответствующим стандартом. Также этот стан является единственным, на котором производят трамвайные рельсы.

Достаточно широко освоено производство профилей для судостроения. Так, в Украине производится 5 из предусмотренных ГОСТ 9235 14-ти профилей полособульбовых симметричных и 18 из оговоренных ГОСТ 21937 20-ти профилей полособульбовых несимметричных. Отрицательным, является то, что эти профили производятся только на устаревших прокатных станах 620 КМЗ, 550 ЕМЗ, 350 и 400 ДМЗ.

Полностью освоено производство шпунтовых профилей – типа ШК и ШП на стане 1000/800 Азовсталь и типа Ларсен на стане 900 ДМКД. Однако такие профили для строительства, как профили для оконных, оконнорамных и фонарных переплетов не производятся металлургическими предприятиями Украины.

Производство периодических профилей продольной прокатки на стане 550

ЕВРАЗ-ДМЗ, очень ограничено – всего производится только 4 таких профиля. Два из них (профили для передней оси автомобилей МАЗ-503 и ГАЗ-3302) поставляются на экспорт. То есть, возможности производства периодических профилей продольной прокатки, являющихся экономичными, практически не используются.

Еще более тяжелая ситуация наблюдается в производстве периодических профилей поперечно-винтовой прокатки. Стан 120 ДМКД, ранее производивший такие профили, выведен из эксплуатации. Таким образом, из периодических профилей поперечно-винтовой прокатки в Украине производятся лишь заготовки осей вагонов, локомотивов, дизель-поездов, вагонов метрополитена, тележек различного назначения – на стане 250 того же предприятия.

Основная масса фасонных профилей специального назначения выпускается на устаревших прокатных станах: 1000/800 и 800/650 Азовсталь; 900 ДМКД; 800 и 550 ЕВРАЗ-ДМЗ; 400 ДМЗ; 620 КМЗ. Некоторое количество фасонных профилей для железных дорог производится на непрерывном среднесортном стане 390 ММЗ.

Рядом металлургических предприятий Украины выпускается сортовой прокат с размерами, не предусмотренными действующими стандартами. Прокат горячекатаный круглый: Ø 300 мм – стан 900/750 (ДМКД), Ø 57 мм – стан 400 (ДМЗ), Ø 12.5, 13.5, 14.5, 18.5 мм – стан 250 (ДМЗ). Прокат горячекатаный шестигранный: Ø 23 мм стан 350 (ДМЗ), Ø 41, 43, 46, 57 мм стан 400 (ДМЗ). Прокат стальной горячекатаный квадратный со стороной 12,7 мм – стан 250 (ДМЗ). Полоса стальная горячекатаная: 50×15 мм – стан 360 (ЕМЗ), 70×15 – стан 370/500 (ДМПЗ); 90×13, 90×17, 90×24, 102×10.5, 102×12, 102×13, 102×14, 102×16 мм – стан 400 (ДМЗ). Катанка: Ø 7.5 мм – стан 250 (ЕМЗ), Ø 7.5, 9.5, 12.5 мм – стан 150 (ММЗ). Уголки стальные равнополочные: 45×45×4.5, 50×50×7, 70×70×9, 80×80×10, 100×100×9 мм – стан 350 (ДМКД), 60×60×5, 60×60×6, 60×60×8 мм – стан 370/500 (ДМПЗ), 160×160×15 – стан 800/650 Азовсталь.

Несмотря на ориентацию сортопрокатного производства Украины на массовый сортовой прокат общего назначения, освоено производство далеко не всех профилиразмеров такого проката, предусмотренных соответствующими стандартами (табл. 3).

Таблица 3 – Освоение сортамента сортовых профилей массового назначения металлургическими предприятиями Украины

	Круг (ДСТУ 4738)	Квадрат (ГОСТ 2591)	Полоса (ГОСТ 103)	Шестигран. (ГОСТ 2879)	Арматура глад. пр. (ДСТУ 3760)	Арматура пер. пр. (ДСТУ 3760)	Уголки равнополоч. (ДСТУ 2251)	Уголки неравнопол. (ГОСТ 8510)	Швеллеры (ДСТУ 3436)	Двутавры (ГОСТ 8239)
Всего профилиразмеров предусмотренных стандартом	100	65	713	41	38	14	89	62	36	17
Количество производимых профилиразмеров, шт./%	79/79 ¹ 73/73 ²	22/34 ¹ 45/69 ²	196/28 ¹ 164/23 ²	17/41	29/76	13/93	64/72	11/18	20/56	11/65

Примечание: 1 – произведенных из стали углеродистой обыкновенного качества по ДСТУ 4484; 2 – произведенных из углеродистой качественной конструкционной стали по ГОСТ 1050 и из легированной конструкционной стали (ГОСТ 4543).

Как видно из табл. 3, наиболее освоено производство профилей круглого сечения, а наименее – производство полосовых профилей и уголков неравнополочных. Недостаточным является также уровень освоения двутавровых профилей и швеллеров.

Профилеразмеры сортового проката, производимые металлургическими заводами Украины, распределены по сортаментам прокатных станов крайне неравномерно. Имеется ряд прокатных станов, на которых освоено очень большое количество профилеразмеров. Станами 400, 350 и 250 ДМЗ освоено соответственно 151, 91 и 63 профилеразмеров сортового проката. Станом 370/500 ДМПЗ освоено 105 профилеразмеров. Станом 800/650 Азовсталь освоено 95 профилеразмеров. Все эти станы относятся к станам линейного типа и являются устаревшими.

Помимо этого, большая часть профилеразмеров сортового проката массового назначения и практически все профилеразмеры специальных профилей выпускаются только на одном из прокатных станов.

В табл. 4 показано распределение таких профилеразмеров сортового проката по прокатным станам (без учета заготовок квадратных и трубных, шаров и периодических профилей поперечно-винтовой прокатки).

Станы, не приведенные в табл. 4, не производят такие профилеразмеры сортового проката. Это стан 280 ЕМЗ, стан 330 КМЗ, станы 250-1, 250-3, 250-4, ПС250-3 АМКР и станы 150 предприятий АМКР и ММЗ.

Таблица 4 – Распределение профилеразмеров сортового проката, производимых только на одном прокатном стане, по всем прокатным станам

Название	Количество освоенных профилей (А)	Количество профилей производимых только на данном стане (В)			$\frac{B}{A} \times 100\%$
		Всего	Массовых	Специальных	
1000/800, Азовсталь	47	32	9	23	68
900, ДМКД	13	8	-	8	61,5
800, ЕВРАЗ-ДМЗ	26	15	4	15	73,1
800/650, Азовсталь	95	49	31	18	51,6
620, КМЗ	28	10	-	10	35,7
600, АМК	45	5	5	-	11,1
550, Днепропетсталь	35	13	13	-	37,1
550, ЕМЗ	28	12	2	10	42,9
550, ЕВРАЗ-ДМЗ	51	36	9	27	70,6
370/500, ДМПЗ	105	9	9	-	8,6
400, ДМЗ	151	114	89	25	75,5
390, ММЗ	53	19	-	19	35,8
360, ЕМЗ	42	32	32	-	76,2
350, ДМЗ	91	40	35	5	44
350, ДМКД	55	14	14	-	25,5
325, Днепропетсталь	65	9	9	-	12,3
280, Днепропетсталь	26	7	7	-	26,9
250, ДМЗ	63	23	22	1	36,5
250-2, АМКР	47	16	16	-	34
250-5, АМКР	43	13	13	-	30,2
250/150, АМКР	48	6	6	-	12,5
250, ЕМЗ	17	1	1	-	5,9
Всего	-	484	324	161	-

Из табл. 4 видно, что доля профилеразмеров сортового проката, производимого только на данном конкретном стане, весьма велика. Так например, это характерно для станов 1000/800 Азовсталь, 900 ДМКД, 800 и 550 ЕВРАЗ-ДМЗ, 400 ЕВРАЗ-ДМЗ, 360 ЕМЗ.

Здесь следует сказать об особом положении Донецкого металлургического завода на стане 400, которого освоено 77 профилеразмеров полосового проката, не производимого другими прокатными станами Украины. На других прокатных агрегатах этого предприятия также освоено большое число профилеразмеров полосового проката: на стане 350 – 32 и на стане 250 – 15. Таким образом, Донецкий металлургический завод, производя 126 профилеразмеров полосового проката, не выпускаемые другими металлургическими предприятиями Украины, фактически является монополистом в этой области.

Хотя доля профилеразмеров сортового проката, производимого только на предприятии Днепропетцсталь в общем сортаменте предприятия относительно невелика, следует помнить, что предприятием производится металлопрокат только из качественных, легированных и высоколегированных марок стали, необходимых машиностроению.

Выводы. Общий технический уровень сортопрокатных станов металлургических предприятий Украины можно охарактеризовать как крайне низкий. Большинство прокатных станов устарело настолько, что вложение крупных денежных средств в их модернизацию либо реконструкцию не представляется целесообразным. Требуется кардинальное обновление материальной базы сортопрокатного производства металлургических предприятий Украины. Планы действий в этом направлении, декларируемые собственниками металлургических предприятий, совершенно недостаточные. Таким же образом можно охарактеризовать и состояние дел в создании новых предприятий по производству сортового проката.

Структуру производства сортового проката в Украине можно оценить как весьма неблагоприятную для внутреннего потребителя. Она характеризуется малой долей специальных фасонных профилей, а также неполным освоением сортamentов профилей массового назначения. Отсутствие на внутреннем рынке Украины тех или иных сортов профилей массового назначения, произведенных металлургическими предприятиями Украины, вынуждают основных потребителей сортового проката (в Украине) – машиностроение и строительную отрасль – либо использовать аналогичные профили иностранного производства (более дорогие), либо заменять их другими имеющимися профилями. Вследствие этого, продукция отечественного машиностроения и строительной отрасли имеет более высокую стоимость и большую металло- и материалоемкость, по сравнению с аналогичной иностранной продукцией. Это приводит к общему снижению конкурентоспособности продукции и ставит отечественных производителей, в особенности машиностроение, на грань выживания. Этому также способствует очень узкий сортамент выпускаемых металлургическими предприятиями Украины специальных фасонных профилей. Отсутствие возможности

производства специальных фасонных профилей небольшими партиями вынуждает потребителя производить их альтернативными способами – обработкой резанием, штамповкой и др., что приводит к значительным денежным затратам и также снижает конкурентоспособность продукции.

Сохранение сложившейся структуры сортамента сортового проката, производимого металлургическими предприятиями Украины, может привести к значительному уменьшению количества внутренних потребителей сортового металлопроката в Украине – за счет прекращения работы еще действующих машиностроительных предприятий вследствие неконкурентоспособности их продукции. Это, в свою очередь, вынудит металлургические заводы Украины в еще большей мере переориентироваться на экспорт. Пагубность такого решения для самих металлургов очевидна в свете последствий недавнего мирового финансово-экономического кризиса.

Основным направлением развития украинских металлургических предприятий на ближайшие годы должно стать повышение эффективности производства – модернизация основного технологического оборудования, внедрение новых энерго- и ресурсосберегающих технологий, снижение затрат по переделам, развитие внутреннего рынка металлопродукции. Необходимо восстановить влияние государства на формирование научно-технической политики в отечественной металлургической отрасли. Тогда производители смогут поддержать конкурентоспособность продукции на внешних рынках и обеспечить себе достаточно высокую прибыль даже при условии выпуска и продаж стальной продукции с относительно небольшой добавленной стоимостью.

Список литературы: 1. Минаев А.А. Идеи на прокат / А.А. Минаев, Ю.В. Коновалов // Металлургический компас Украина–Мир. – 2009. – №7. – С. 2–12. 2. Минаев А.А. Возрождение металлургии в Украине невозможно без приоритетного развития прокатного производства / А.А. Минаев, Ю.В. Коновалов // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2011. – №7. – С. 143–144. 3. Большаков В.И. Направления развития металлургического комплекса Украины / В.И. Большаков, Л.Г. Тубольцев // Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии: сб. научн. тр. ИЧМ НАН Украины. – Днепропетровск: Візiон, 2010. – Вып. 21. – С. 3–20. 4. Мазур В.Л. Металургія України: стан, конкурентоспроможність, перспективи. // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2010. – №2. – С.12–16.

УДК 621.77.016.3 : 621.771.06 – 114

КАПЛАНОВ В.И., докт. техн. наук, проф., ПГТУ, Мариуполь
ПРИСЯЖНЫЙ А.Г., ст. препод., ПГТУ, Мариуполь

СТАБИЛИЗАЦИЯ УСЛОВИЙ ХОЛОДНОЙ ТОНКОЛИСТОВОЙ ПРОКАТКИ НА НЕПРЕРЫВНЫХ СТАНАХ

В статье предложен и теоретически строго обоснован новый способ холодной прокатки тонколистовой стали на непрерывных станах, позволяющий стабилизировать условия деформации металла при увеличении скорости его пластического формоизменения.

Ключевые слова: коэффициент трения, стабилизация, скорость прокатки, предельная скорость, шероховатость, асимметричный режим, валки.

У статті запропонований і теоретично строго обґрунтований новий спосіб холодного прокатування тонколистової сталі на безперервних станах, що дозволяє стабілізувати умови деформації металу при збільшенні швидкості його пластичного формозмінення.

Ключові слова: коефіцієнт тертя, стабілізація, швидкість прокатування, гранична швидкість, шорсткість, несиметричний режим, валки.

In the article offered and strictly grounded the new method of the cold rolling of thin-sheet steel on continuous mills, allowing to stabilize the terms of deformation of metal at the increase of speed of his plastic change of form.

Keywords: coefficient of friction, stabilizing, speed of rolling, maximum speed, roughness, asymmetrical mode, fellings.

Введение. Актуальной задачей при совершенствовании технологии получения холоднокатаных тонких полос является повышение производительности прокатного стана. Успешное решение этой задачи возможно за счет увеличения скорости прокатки, при котором возрастает вероятность самопроизвольного возникновения вибрации (чаттер), дестабилизирующей процесс деформации металла и оказывающей отрицательное влияние на качество поверхности проката.

Анализ последних публикаций и постановка проблемы. Несмотря на многочисленные исследования вибрации на станах холодной тонколистовой прокатки, природа ее происхождения изучена еще недостаточно полно. Анализ работ [1,2] позволяет выделить в качестве одной из основных причин появления автоколебаний при прокатке нарушение условий контактного трения в очаге деформации. Влияние конструкции валковых узлов рабочих клетей станов холодной прокатки тонких полос на стабильность процесса деформации металла рассмотрено автором публикации [3]. При этом возбуждение вибрации и связанное с ней возникновение светлых и темных чередующихся полос (ребристость) на поверхности холоднокатаных полос объясняется нестабильностью положения рабочих валков, которая по данным работы [3] обусловлена изменением (колебанием) силы натяжения полосы в межклетевых промежутках. Параметры прокатки такие, как обжатия по клетям и силы натяжения между клетями, также имеют немаловажное значение при изучении механизма самовозбуждения колебаний [4]. При этом, как показывают результаты многолетних экспериментальных исследований процесса высокоскоростной тонколистовой прокатки [4], увеличение коэффициента контактного трения в очаге деформации способствует стабилизации пластического формоизменения металла и повышению устойчивости к виброколебаниям. Таким образом, решение задачи, связанной с прогнозированием и предотвращением возникновения явления резонансных колебаний при холодной прокатке тонких полос, является в настоящее время довольно актуальным.

Формулировка цели статьи. Целью данной научной работы является разработка на базе динамики холодной тонколистовой прокатки эффективного способа деформации металла, который обеспечит стабильные условия его пластичного формоизменения на непрерывных станах.

Изложение основного материала статьи. Математическая модель контактного трения в очаге деформации при непрерывной прокатке позволяет определять основные показатели трения и, в том числе один из важных параметров, коэффициент контактного трения. Перспектива постепенного развития и освоения технологии высокоскоростной холодной тонколистовой прокатки связана, в первую очередь, с созданием стабильных условий деформации полос во всех клетях непрерывного стана.

Управлять процессом стабилизации можно как в целом во всех клетях, так и локально, выборочным методом, в отдельных клетях, но преимущественно в предчистовых и чистовых клетях, где процесс прокатки достигает максимальной скорости. В этом случае контактное взаимодействие поверхности рабочих валков с поверхностью прокатываемой полосы должно находиться на оптимальном уровне, то есть коэффициент трения, который как показывает многолетний опыт исследования процесса высокоскоростной прокатки, существенно уменьшается, но в пределе должен составлять полностью определенную, критическую величину, ниже которой процесс прокатки становится невозможным и в принципе недопустимым. При этом предельное значение коэффициента трения по закону Г.Амонтона составляет около 0,03, а по условию Э.Зибеля, определяется следующим образом [4]:

$$f = k_{nc} f_p, \quad (1)$$

где f и f_p – коэффициенты трения соответственно по условию Зибеля и по закону Амонтона;

k_{nc} – коэффициент напряженного состояния металла в очаге деформации.

В реальных условиях процесс прокатки должен обеспечить несколько большие значения предельных коэффициентов трения, чтобы гарантировать достаточно высокую надежность деформации полос на высокой скорости.

В перспективе созданные специальные условия, и в первую очередь, это установление гетерогенного режима трения на допустимом уровне, позволят освоить технологию непрерывной и «бесконечной» тонколистовой холодной прокатки со скоростью до 60-75 м/с. В общем виде качественная математическая модель силы контактного трения в деформационной зоне при гетерогенном режиме трения представлена в литературе [4].

При создании отмеченного выше режима трения между валками и прокатываемой полосой практически обеспечивается симметричная прокатка при всех других равных условиях деформации. С увеличением скорости прокатки симметричность сохраняется, контактное трение в гетерогенном режиме также сохраняется между рабочими валками и прокатываемой полосой, но существенно снижается, и процесс тонколистовой прокатки достигает предельных условий, что может привести к недопустимым микропробуксовкам.

Для надежного и гарантированного сохранения стабильности была поставлена задача разработать процесс и усовершенствовать конструкцию высокоскоростного прокатного стана для холодной прокатки тонких полос, в котором за счет изменения состояния поверхности рабочих валков в предчистовой клетке непрерывного стана создаются разные условия гетерогенного

трения на контакте между верхним и нижним рабочими валками, то есть возникает процесс асимметричной прокатки.

Асимметричный режим прокатки, возникший в предчистовой клетки, сохраняется и в чистовой клетки, поскольку прокатываемая полоса имеет разную микрогеометрию с верхней и нижней стороны поверхности, повторяя таким образом режим контактного взаимодействия рабочих валков с полосой, при этом интегральная сила трения имеет несколько большее значение, что в некоторой степени гарантирует стабильность высокоскоростной прокатки.

Сохранение асимметричных условий прокатки в этих клетях также способствует снижению сопротивления металла пластической деформации.

Таким образом, для реализации отмеченных выше теоретических представлений на непрерывном пятиклетевом стане холодной прокатки тонких полос рабочие валки в предчистовой клетки выполнены с разным состоянием поверхности, а именно, один (верхний) рабочей валок – насеченный, второй (нижний) – шлифованный.

Такая технология прокатки с установкой валков с разной шероховатостью поверхности обеспечит стабильный процесс деформации металла на высокой скорости [5].

Это достигается тем, что при прокатке в предчистовой клетки валки имеют разную шероховатость, которая и характеризуется разным значением коэффициента трения:

$$\Delta f = f_n - f_{ш}, \quad (2)$$

где f_n и $f_{ш}$ – соответственно коэффициент трения в очаге деформации при прокатке в насеченных и шлифованных валках.

В отличие от существующей конструкции многоклетевых прокатных станов, когда в предчистовой клетки применяются рабочие валки со шлифованной поверхностью, предложенный стан обеспечивает, в полном соответствии с современной теорией трения, более высокий уровень сил трения в очаге деформации со стороны одного из валков и, таким образом, создает условия надежного и стабильного гетерогенного режима трения, и в результате обеспечивается необходимый режим высокоскоростной деформации, то есть снижается вероятность микропробуксовок и возникновение резонансных колебаний при прокатке.

Прокатываемая в предчистовой клетки полоса имеет с одной стороны шероховатую (насеченную) поверхность и, таким образом, повышает общий уровень сил трения в очаге деформации последней (чистовой) клетки, что и создает стабильные условия прокатки, отодвигая предельную скорость к большему значению и повышает надежность работы непрерывного стана.

Такая технология высокоскоростной холодной прокатки тонких полос в двух последних клетях, как было показано выше, осуществляется при некоторой разнице коэффициентов контактного трения между полосой и поверхностью соответственно верхнего и нижнего рабочих валков. При такой разнице процесс прокатки осуществляется в асимметричном режиме, при этом уменьшаются нормальные контактные напряжения (давление металла на валки) в

деформационной зоне и в некоторой степени компенсируется влияние насеченной с одной стороны поверхности валков, что практически не изменяет напряженно-деформированного состояния по сравнению с прокаткой тонких полос на существующих станах.

Многолетние системные исследования процесса высокоскоростной холодной прокатки тонких полос позволили экспериментально определить основные закономерности изменения коэффициента трения в зависимости от состояния поверхности валков и скорости прокатки. Таким образом, была установлена связь между коэффициентами трения при холодной прокатке стальных полос в насеченных и шлифованных рабочих валках в виде эмпирической зависимости [4]:

$$f_n = f_{ш} \nu(0,017\varepsilon_c + 0,0106) + 1, \quad (3)$$

где ν – скорость прокатки, м/с;

ε_c – суммарное относительное обжатие полосы.

Экспериментально установлено, что при прокатке полос со скоростью 4,5 м/с в насеченных валках коэффициент трения на 8-10% больше, чем в шлифованных. С увеличением скорости прокатки эта разница между коэффициентами трения увеличивается и, например, при скорости 30 м/с составляет 40-65% и чем больше разница, тем выше предельная скорость прокатки, методика расчета которой в зависимости от всех основных факторов высокоскоростной холодной прокатки тонких полос приведена в монографии [4].

Как показали исследование и расчеты, предельная скорость в насеченных валках составляет 60-75 м/с.

Таким образом, достижение предельной скорости прокатки исключается и гарантируется высокоскоростная прокатка на непрерывном стане в режиме «бесконечной» прокатки со скоростью 40-50 м/с.

Вывод: разработан способ холодной тонколистовой прокатки, что позволяет стабилизировать процесс деформирования металла на высоких скоростях; при этом обеспечены условия асимметричной прокатки в последних клетях прокатного стана, которая способствует некоторому снижению энергосиловых параметров процесса деформации.

Список литературы: 1. Рыбаков Ю.В. Определение источников вибрации, вызывающих явление резонанса на станах холодной прокатки / Ю.В. Рыбаков, Г.Н. Субботин // Производство проката. – 2003. – №10. – С.13-16. 2. Пименов В.А. О причинах нарушения устойчивости холодной прокатки / В.А. Пименов // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1990. – №8. – С.36-38. 3. Гарбер Э.А. Влияние конструктивных валковых узлов широкополосных станов на вибрации рабочих клеток и ребристость холоднокатаных полос / Э.А. Гарбер, В.П. Наумченко // Производство проката. – 2002. – №2. – С.9-12. 4. Капланов В. И. Динамика и трибоника высокоскоростной тонколистовой прокатки. Мировая тенденция и перспектива : монография / В.И. Капланов. – Мариуполь : Изд-во «Рената», 2008. – 456 с. – ISBN 978-966-7329-92-1. 5. Пат. UA 45010 Україна, МПК⁸ В 21 В 1/00. Стан для високошвидкісного холоднопрокатування тонких штаб / В.І. Капланов, А.Г. Присяжний, Н.В. Лепорська [та ін.]; заявник та патентовласник Призов. держ. техн.ун-т. – №200904366; заявл. 05.05.09 ; опубл. 26.10.09, Бюл. №20.

СТАЛИНСКИЙ Д.В., докт. техн. наук, генеральный директор,
ПЕРЕТЯТКО Р.А., мл. научн. сотр.,
АНДРЕЕВА Т.А., канд. эконом. наук, старший научн. сотр.
УкрГНТЦ «Энергосталь», Харьков

ЭНЕРГОЕМКОСТЬ ПРОКАТА

Рассмотрен способ оценки энергоэффективности металлургического производства на основе методики расчета сквозной энергоемкости проката. Проанализирована цеховая, заводская и отраслевая энергоемкость разных видов проката на металлургических предприятиях Украины. Показано влияние изменения расходных коэффициентов основных видов полуфабрикатов (железорудного концентрата, чугуна, кокса, извести), энергоемкости производных энергоносителей и марочного состава выплавляемой стали на энергоемкость проката.

Розглянуто спосіб оцінки енергоефективності металургійного виробництва на основі методики розрахунку наскрізної енергоемності прокату. Проаналізовано цехову, заводську і галузеву енергоемність різних видів прокату на металургійних підприємствах України. Показано вплив зміни витратних коефіцієнтів основних видів напівфабрикатів (залізорудного концентрату, чавуну, коксу, вапна), енергоемності похідних енергоносіїв та марочного складу виплавленої сталі на енергоемність прокату.

Method of energy efficiency estimation for metallurgical production on basis of calculation procedure for through power intensity of rolling is considered. Shop, plant and branch power intensity for different types of rolling at metallurgical enterprises of Ukraine is analysed. Influence of discharge coefficient change for main type of half-finished products (iron-ore concentrate, cast iron, coke, lime), power intensity of derived energy carriers and grade composition of smelted steel on power intensity of rolling is shown.

В «Государственной программе развития и реформирования горно-металлургического комплекса на период до 2011 г.» отмечается, что одной из основных задач, стоящих перед ГМК, является резкое снижение энергоемкости проката.

В процессе практической реализации этой задачи возникает несколько вопросов:

- как и по какой методике рассчитывать энергоемкость проката и какова отраслевая энергоемкость проката в настоящее время;
- как производить оценку изменения энергоемкости проката в целом по отрасли и по каждому предприятию в отдельности;
- как сопоставлять энергоемкость проката разных предприятий;
- в чем причина значительного отличия средней энергоемкости проката разных предприятий;
- как количественно оценивать влияние технологии производства полуфабрикатов и конечной продукции во всех переделах и отраслях ГМК на энергоемкость проката.

Ответы на эти вопросы не являются простыми и однозначными, и современная статотчетность не дает ответа на вопрос, какое количество топлива и энергии для получения одной тонны проката должна израсходовать отрасль.

Единственным известным инструментом, позволяющим проводить такие расчеты, является «Методика расчета затрат ТЭР с использованием сквозной энергоемкости» (далее «Методика»), утвержденная Минпромполитики и Госкомэнергосбережения [1].

При расчете отраслевой энергоемкости по «Методике» учитываются затраты топливно-энергетических ресурсов (ТЭР) на добычу и обогащение железной руды, производство агломерата, окатышей и огнеупоров, на выжиг кокса и очистку коксового газа, выплавку чугуна, стали, ферросплавов и производство собственно проката, литья на собственные потребности, а также на оказание ремонтных, транспортных и прочих услуг.

Под энергоемкостью продукции (d , кг у.т./т) понимается удельный расход топлива в приведенном виде, т.е. $d = 0,34 \cdot e + t$, где e – удельный расход электроэнергии со стороны, кВт·ч/т; t – удельный расход топлива, кг у.т./т. Следует отметить, что в сквозную энергоемкость продукции металлургических предприятий не включены затраты теплоэнергии, так как последняя вырабатывается самими металлургическими предприятиями и ее расход учтен в виде топлива и электроэнергии со стороны.

Важная особенность «Методики» состоит в том, что в ней устранена ошибка статотчетности (форма № 11-МТП), которая в расход условного топлива на металлургических предприятиях включает затраты топлива и в виде кокса, как будто он полностью сгорает в доменных печах, и в виде доменного газа – продукта неполного сгорания кокса. Такое пренебрежение законом сохранения энергии приводит к тому, что «статистические» затраты топлива на металлургических заводах по сравнению с действительными завышены на 20–22 % [2].

Цеховая, заводская и отраслевая энергоемкость проката четырех металлургических предприятий приведена в табл. 1.

Цеховая энергоемкость проката – это удельный расход всех энергоносителей в прокатном цехе, пересчитанный в расход покупной электроэнергии и условного топлива (табл. 2). Цеховые затраты составляют от 5 до 14 % общеотраслевых затрат ТЭР, поэтому они могут использоваться только для оценки работы собственно прокатных цехов. Если судить об уровне использования ТЭР на каждом предприятии по величине средней заводской энергоемкости проката, включающей затраты ТЭР на изготовление полуфабрикатов на предприятии, то может сложиться превратное мнение о том, что наиболее рационально расходуются энергоресурсы на ПАО «МК «Азовсталь» (далее «Азовсталь») – 975,4 кг у.т./т и на ПАО «Енакиевский металлургический завод» (далее ЕМЗ) – 1024,4 кг у.т./т, а хуже всего – на ПАО «Алчевский металлургический комбинат» (далее АМК) – 1099,8 кг у.т./т. Однако детальный анализ энергозатрат приводит к другим выводам.

Таблица 1 – Сквозной цеховой (d_c), заводской (d_z) и отраслевой (d_o) удельный расход условного топлива в приведенном виде* (кг у.т./т) на производство проката

Завод, вид проката	Энергоемкость, кг у.т./т		
	d_c	d_z	d_o
ПАО «Алчевский металлургический комбинат» (АМК)			
Сорт	145,9	1025,9	1220,7
Лист	204,9	1246,6	1474,3
Катаная заготовка	57,8	847,7	1036,0
В среднем**	165,6	1099,8	1305,6
ПАО «МК «Азовсталь»			
Сорт	175,7	1040,3	1382,4
Лист	257,0	1165,9	1560,2
Литая заготовка	79,4	750,3	1076,8
В среднем**	165,0	975,4	1308,2
ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог» (АМКР)			
Сорт	104,4	1045,0	1254,9
Катаная заготовка	56,1	905,9	1108,7
В среднем**	98,9	1028,9	1237,9
ПАО «Енакиевский металлургический завод» (ЕМЗ)			
Сорт	204,7	1241,4	1539,7
Катаная заготовка	65,0	958,9	1238,1
В среднем**	97,6	1024,4	1308,1

* d – удельный расход условного топлива плюс 0,34 от удельного расхода покупной электроэнергии

** – средняя величина энергоемкости посчитана по фактическим объемам производства товарной продукции

Таблица 2 – Цеховая энергоемкость (d_c , кг у.т./т) производства полуфабрикатов и готовой продукции на металлургических заводах

Полуфабрикаты, продукция	АМК	«Азовсталь»	АМКР	ЕМЗ
Известь	143,6	254,9	315,8	327,2
Агломерат	62,1	42,9	82,9	73,8
Чугун передельный	637,9	678,2	624,7	672,4
Сталь мартеновская	142,6	195,3	103,4	-
Сталь конверторная	-	79,4*	64,9	64,2
Катаные заготовки	57,8	64,5	56,1	65,0

* – для непрерывно-литых заготовок

На «Азовстали» производится только 25 % необходимого количества агломерата, а на «ЕМЗ» – около половины, остальная же часть агломерата или окатышей приобретает на стороне, без затрат ТЭР, в то время как металлургические предприятия АМК и ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог» (АМКР) обеспечены собственным агломератом полностью или почти полностью.

Учитывая вышеизложенное, сопоставление энергоемкости проката по заводской энергоемкости неправомерно. Заводская энергоемкость – это инструмент для оценки динамики расхода ТЭР на товарную продукцию на одном и том же предприятии. Если необходимо сравнить энергоемкость проката различных предприятий, то следует использовать отраслевую энергоемкость – по этому показателю средняя энергоемкость проката на АМК, «Азовстали» и ЕМЗ

практически одинаковая (1306-1308 кг у.т./т), а на АМКР – существенно меньшая (1238 кг у.т./т).

Металлургические предприятия производят четыре основные группы товарного проката – лист, сорт, катаные заготовки и непрерывно-литые заготовки, которые статотчетностью относятся к прокату только в том случае, когда для завода они являются товарными. Каждая из групп имеет различную энергоемкость из-за различий в технологии производства и в величине технологической обрезки.

Сквозной расходный коэффициент от стали к готовому прокату составляет для катаных заготовок ~ 1,122–1,146 т/т (АМК, АМКР и ЕМЗ), для листового проката: из слитков – 1,406 т/т (АМК), из непрерывно-литых заготовок – 1,205 т/т («Азовсталь»).

Влияние расходного коэффициента стали наглядно демонстрирует пример АМК, где технология выплавки стали для всех видов проката одинакова, сквозная же отраслевая энергоемкость листа ($d = 1474,3$ кг у.т./т) в 1,21 раза больше, чем энергоемкость сорта ($d = 1220,7$ кг у.т./т). Аналогичная картина и на «Азовстали», где энергоемкость сорта ($d = 1382,4$ кг у.т./т) меньше энергоемкости листового проката ($d = 1560,2$ кг у.т./т) на 13 %; одну треть всего готового проката составляют литые заготовки, отраслевая энергоемкость которых ($d = 1076,8$ кг у.т./т) на 45 % меньше отраслевой энергоемкости листового проката и на 28 % меньше энергоемкости сортового проката. И это не только потому, что непрерывно-литые заготовки не требуют дополнительных затрат ТЭР в прокатных цехах, но и потому, что на тонну литой заготовки расходуется меньше стали, чугуна и других полуфабрикатов по сравнению с листовым или сортовым прокатом (табл. 3) из-за различной величины обрезки. По этим же причинам энергоемкость катаных заготовок меньше энергоемкости сортового или листового проката. Так, на АМКР и ЕМЗ энергоемкость катаных заготовок меньше энергоемкости сортового проката соответственно на 13,2 и 24,4 %.

Таблица 3 - Сквозной удельный расход полуфабрикатов (q, т/т) на производство различных видов товарного проката

Полуфабрикаты	АМК			«Азовсталь»			АМКР		ЕМЗ	
	на заготовки катаные	на сортовой прокат	на листовый прокат	на сортовой прокат	на заготовки литые	на листовый прокат	на заготовки катаные	на сортовой прокат	на заготовки катаные	на сортовой прокат
Железорудный концентрат	1,3748	1,4174	1,6809	1,3680	1,6590	1,9988	1,5686	1,6323	1,7100	1,8388
Агломерат собственный	1,3490	1,3908	1,6495	0,3445	0,4167	0,5021	1,3968	1,4453	0,9302	1,0003
Покупные агломерат и окатыши	0,0538	0,0555	0,0657	1,5014	1,2762	1,5375	0,2172	0,2247	0,8146	0,8760
Кокс и коксовая мелочь	0,5938	0,6123	0,7261	0,4503	0,5447	0,6562	0,5162	0,5341	0,4826	0,5190
Известь	0,0773	0,0797	0,0945	0,0669	0,1146	0,1381	0,0964	0,0988	0,1048	0,1127
Чугун	0,7793	0,8035	0,9529	0,7461	0,9024	1,0872	0,9165	0,9483	0,9874	1,0619
Сталь (слитки)	1,1498	1,1854	1,4059	1,1871	-	1,2048*	1,1287	1,1679	1,1218	1,2064
Заготовки катаные	-	1,0310	1,2227	1,0470	-	-	-	1,0347	-	1,0754

* - непрерывно-литые заготовки

Если проводить сравнение по отраслевой энергоемкости сортового проката, то наименее энергоемкое производство (табл. 1) будет на АМК ($d = 1220,7$ кг у.т./т), а наиболее энергоемкий прокат – на ЕМЗ ($d = 1539,7$ кг у.т./т).

Средняя энергоемкость проката зависит от соотношения объемов производства его различных видов. На ЕМЗ относительно невысокая средняя энергоемкость проката ($d = 1308,1$ кг у.т./т) получена за счет того, что в общем объеме готового проката доля заготовок составляет около 70 %.

Рассматривая вопрос о средней энергоемкости проката, следует отметить «оригинальный» подход официальной статистики к определению удельного расхода топлива и энергии на его производство: суммарные по всем прокатным цехам затраты топлива и энергии делятся на объем производства проката по предприятию, включая товарную литую заготовку, но без соответствующих ей затрат ТЭР в сталеплавильном цехе. И чем больше доля литой заготовки в общей массе проката, тем меньше будет его энергоемкость. Если бы, например, на каком-либо заводе перестали работать все прокатные станы и всю непрерывно-литую заготовку стали считать товарной, то оказалось бы, что энергоемкость такого проката равна нулю.

Рассматривая вопрос о действительных причинах влияния разных факторов на энергоемкость проката, следует отметить влияние сортамента разливаемой в слитки стали. Увеличение доли спокойной стали за счет полуспокойной и кипящей ведет к увеличению обрезки слитков и, как следствие, к росту расходных коэффициентов всех полуфабрикатов, необходимых во всей цепи производства от руды до чугуна. Количественное влияние этого фактора демонстрирует пример АМК, где доля прокатываемых в обжимном цехе слябов и блюмсов из спокойной углеродистой и низколегированной стали составляет 40,7 %, а из полуспокойной – 59,3 %. Расчеты показали, что если бы для слябов и блюмсов доля производства из полуспокойной стали снизилась до 31 %, то отраслевая энергоемкость сортового проката возросла бы до 1269,1 (на 4,0 %), а листового – до 1516,5 кг у.т./т (на 2,8 %).

Следует подчеркнуть, что способ выплавки стали оказывает значительное влияние на энергоемкость проката.

Отраслевую сквозную энергоемкость можно рассматривать как цеховую энергоемкость проката и сумму произведений сквозного удельного расхода всех используемых полуфабрикатов на их цеховую энергоемкость. Под полуфабрикатами можно понимать также и сменное оборудование, ремонтные, транспортные и прочие услуги. В табл. 2 приведены показатели цеховой энергоемкости основных полуфабрикатов для каждого завода, а в табл. 3 – их сквозной отраслевой расход на производство различных видов проката.

Цеховая энергоемкость сортового проката (табл. 1) колеблется в пределах 104,4–204,7 кг у.т./т и составляет 8,3–13,3 % его отраслевой энергоемкости. Для листового проката энергоемкость значительно выше (204,9–257,0 кг у.т./т или 13,9–16,5 %), а для катаных заготовок – всего 56,1–65,0 кг у.т./т или 5,1–5,6 % всех отраслевых затрат ТЭР. Различия в цеховой энергоемкости в некоторой мере

определяют и различия в величине отраслевой энергоемкости проката. В прокатных цехах «Азовстали» затраты ТЭР для литой заготовки отсутствуют. Ее цеховой энергоемкостью является энергоемкость производства стали в конверторных цехах, где учтены затраты ТЭР на непрерывную разливку.

Если удельный расход полуфабриката q умножить на его цеховую энергоемкость d_c , то полученная величина $q \cdot d_c$ будет отражать затраты ТЭР на производство этого полуфабриката в общей величине отраслевых затрат при производстве проката. Из всех видов полуфабрикатов наибольшее влияние на отраслевую энергоемкость проката оказывает чугун, цеховая энергоемкость (табл. 2) и расход (табл. 3) которого обуславливают 41–56 % всех отраслевых затрат ТЭР. При производстве сорта затраты ТЭР на выплавку чугуна будут составлять от 506,0 кг у.т./т («Азовсталь», мартеновская сталь) до 714,1 кг у.т./т (ЕМЗ, конверторная сталь). Для катаных заготовок эти затраты меньше на 20–50 кг у.т./т, а для листового проката – больше на 90–125 кг у.т./т.

Так как удельный расход железорудного сырья на выплавку чугуна для всех заводов является величиной относительно постоянной, то и расход окатышей и агломерата на производство различных видов проката подчиняется тем же закономерностям. Затраты ТЭР на подготовку железорудного сырья колеблются в пределах от 90 до 109,5 кг у.т./т или 7,4–8,7 % всех затрат ТЭР (АМК) до 156–188 кг у.т./т или 12,1–14,5 % («Азовсталь»). Такое различие является следствием того, что АМК для выплавки чугуна использует в основном агломерат собственной фабрики, тогда как другие – покупные агломерат и окатыши (на 45–75 %). Окатыши и агломерат, полученный в условиях горно-обогажительных комбинатов, имеют обычно более высокую энергоемкость, что и предопределяет большие затраты ТЭР для подготовки шихты доменных печей для заводов «Азовсталь» и ЕМЗ по сравнению с АМК.

Затраты ТЭР в коксохимическом производстве на выжиг кокса (~ 35 кВт·ч и 168 кг у.т./т) и очистку коксового газа (~ 57 кВт·ч и 74 кг у.т. на тыс. м³) составляют от 7 до 10 % всех отраслевых затрат ТЭР. На тонну сортового проката приходится 81–100 кг у.т., расходуемых на коксохимических заводах, а на тонну листа – на 20–25 кг у.т. больше. Колебания в расходе ТЭР – это следствие не только разницы в расходе скипового кокса в доменных печах, но и различия в потреблении также коксовой мелочи в агломерационных цехах, коксового газа на разных заводах. На тонну сортового проката и катаных заготовок расходуется 520–610 кг кокса и коксовой мелочи, а на производство листа – на 18–20 % больше.

В зависимости от марочного состава выплавляемой стали удельный расходный коэффициент на производство сортового проката составляет 1,168–1,206 т/т, для листового проката (АМК) – 1,406 т/т и литых заготовок («Азовсталь») – 1,2 т/т; для катаных заготовок – 1,212–1,50 т/т. Затраты ТЭР в производстве мартеновской стали составляют от 163 до 232 кг у.т. на тонну проката (14–16,8 %), а в конверторных цехах – 71,0–87,8 кг у.т./т (5,0–7,7 %). Повышенные затраты ТЭР на выплавку стали в мартеновских цехах полностью компенсируются более низким расходом чугуна [3].

Расход извести на тонну проката колеблется в широких пределах (67–138 кг/т) – табл. 3. Затраты энергоресурсов на производство извести составляют от 8,4 до 41 кг у.т. (0,6–3,2 %) вследствие больших колебаний в энергоемкости извести – от 143,6 кг у.т./т для мартеновской стали на АМК до 327,2 кг у.т./т для конверторной стали на ЕМЗ (табл. 2).

Влияние способа выплавки стали на ее энергоемкость, а также некоторые пути снижения последней подробно изложены в статьях [1, 4].

В дополнение следует отметить еще два фактора. Первый касается энергозатрат на выработку производных энергоносителей. На производство тонны проката каждый металлургический завод с учетом бытовых нужд расходует 140–230 Мкал тепловой энергии собственной выработки и 140–210 м³ кислорода.

Выработка 1 Гкал пара на ТЭЦ-ПВС обходится АМК в 267 кг у.т., металлургическим предприятиям «Азовсталь», АМКР, ЕМЗ – в 180–198 кг у.т. Однако на АМК в общем количестве теплоэнергии доля пара, выработанного на ТЭЦ, составляет 37 %. Остальной пар поступает от котлов-утилизаторов или систем испарительного охлаждения, требующих или меньших затрат ТЭР или не требующих их вообще. В результате средняя по заводу энергоемкость пара – 107 кг у.т./Гкал. На других заводах доля пара ТЭЦ в его общем потреблении колеблется от 46 до 90 %, а средняя по заводу энергоемкость пара составляет от 111 до 184 кг у.т./Гкал. Это подтверждает важность использования вторичных энергоресурсов, поскольку затраты ТЭР на выработку пара на металлургических заводах составляют 1,3–7,3 % отраслевой энергоемкости проката.

Еще более важной задачей является и уменьшение расхода ТЭР на выработку кислорода, который из расчета на тонну проката составляет 65–90 кг у.т. или 5,0–7,3 % отраслевого расхода ТЭР. Энергоемкость выработки кислорода колеблется в пределах от 287,8 кг у.т./тыс.м³ (АМК) до 387 кг у.т./тыс.м³ (ЕМЗ), что само по себе представляет поле деятельности в области энергосбережения. Однако еще большие возможности заложены в снижении потерь кислорода, которые составляют от 11 % («Азовсталь») до 40 % (АМК и ЕМЗ), в результате чего фактическая энергоемкость потребляемого кислорода на металлургических предприятиях АМК, «Азовсталь», АМКР и ЕМЗ – соответственно 402; 373; 427 и 534 кг у.т./тыс.м³. Вообще некоторые потери кислорода неизбежны вследствие его неравномерного потребления в доменных и сталеплавильных цехах. Однако основная часть потерь – это несоответствие производительности блоков разделения воздуха и потребности в кислороде на заводах. Смена парка кислородного оборудования – это дорогостоящее мероприятие, но выбрасывание кислорода (а фактически – электроэнергии) в воздух обходится заводам ежегодно также в миллионы гривен.

Выводы

Отраслевая сквозная энергоемкость проката позволяет объективно оценивать затраты энергоресурсов на производство товарной продукции и эффективность внедрения мероприятий по энергосбережению в черной металлургии. Сквозная энергоемкость дает возможность регулярно анализировать

причины изменения удельных затрат ТЭР на изготовление продукции различных предприятий и проводить объективный сопоставительный анализ. Отраслевая сквозная энергоемкость позволяет оценить возможные изменения затрат энергоресурсов в связи с увеличением объема производства листовой стали и роста доли более качественной спокойной углеродистой и низколегированной стали в общем объеме ее выплавки.

Список литературы: 1. Приказ № 9/120. Методика расчета затрат ТЭР на металлургических предприятиях с использованием заводской (сквозной) энергоемкости. – К. : Государственный Комитет Украины по энергосбережению, 1997. – 36 с. 2. Литвиненко В.Г. Методика оценки изменения энергоемкости продукции в черной металлургии / В.Г. Литвиненко, Г.Н. Грецкая, Т.А. Андреева // Сталь. – 2003. – № 1. – С. 103–106. 3. Андреева Т.А. Энергоемкость стали / Т.А. Андреева, В.Д. Мантула, Г.Н. Грецкая, В.Г. Литвиненко // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2003. – № 6. – С. 110–112. 4. Буторина И.В. Пути снижения энергоемкости металлургических процессов на предприятиях Украины / И.В. Буторина, П.С. Харлашин, А.В. Сущенко // Сталь. – 2003. – № 7. – С. 97–101.

УДК 621.771

ГОРОБЕЙ Н.Р., студ. НТУ «ХПИ»

ПЛЕСНЕЦОВ Ю.А., канд. техн. наук, зав. кафедрой ОМД, НТУ «ХПИ»

КОВОРТНЫЙ Т.Л., асс., НТУ «ХПИ»

ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ПРОКАТКИ БИЧЕВЫХ ПРОФИЛЕЙ

В работе установлено, что возможности воздействия на величину вытяжки и шага ребер прокатываемого профиля путем изменения обжатия (при том же инструменте и без увеличения размера исходной заготовки) ограничены. Регулировка шага на прокате может быть достигнута изменением диаметра зубчатого бандажа. Установлено, что отношение катающих радиусов валков, образующих чистовой калибр, должно удовлетворять неравенству $0,77 < \frac{R_{k1}}{R_{k2}} < 0,94$.

У роботі встановлено, що можливості впливу на величину витяжки такроку ребер профілю, що прокатується, шляхом зміни обтиску (притому ж інструменті і без збільшення розміру вихідної заготовки) обмежені. Регулювання кроку на прокаті може бути досягнута зміною діаметра зубчастого бандажа. Встановлено, що ставлення катаючих радіусів валків, що утворюють чистовой калібр, має задовольняти нерівності $0,77 < \frac{R_{k1}}{R_{k2}} < 0,94$.

We found that the magnitude of possible impact on the hood and the step edges of the proc-Pipeline profile by changing the compression (with the same instrument, and no increase in time is a measure of the original piece) is limited. Adjust the pitch in the rental can be achieved by changing the diameter of the toothed band. The ratio of the radii of the rollers forming finishing caliber, must satisfy the inequality $0,77 < \frac{R_{k1}}{R_{k2}} < 0,94$.

Анализ процесса заполнения калибра и формообразования профиля ребра

Для изучения течения металла при прокатке бичевых профилей были применены составные образцы (рис.1). Одна из частей образца имела квадратную координатную сетку с шагом 2,5 мм обращенную к поверхности раздела. Сетка была выполнена на строгальном станке. Перед сваркой образцов на поверхности раздела наносилась разделительная обмазка. Подготовленные образцы, как и предыдущие, прокатывали на том же стане и при тех же режимах. Вид деформированной координатной сетки после разделения образцов представлен на рис. 1, результаты замеров прокатанных образцов – в таблице.

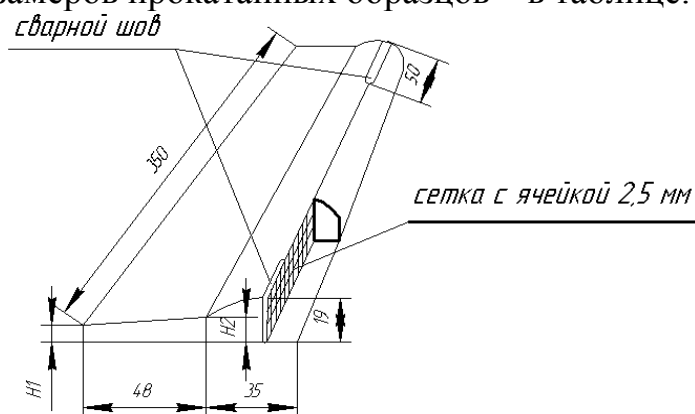


Рис. 1. Эскиз составного образца

Таблица – Результаты замеров образцов, прокатанных на стане 350.

№ образца	H_0 , мм	h_{II} , мм	h_P , мм	h_n , %	Утяжка вершины ребра, %	μ	t_T , мм
1	18,0	7,1	14,1	60,6	22,2	1,93	13,60
6	18,0	7,0	13,8	61,6	23,3	1,93	13,20
8	18,0	6,4	13,6	64,4	24,4	1,96	13,30
15	18,0	6,2	13,6	65,6	24,4	1,96	13,30
22	18,0	5,0	13,2	72,2	26,7	1,98	13,35

H_0 - высота заготовки; h_{II} - толщина по впадине; h_P - толщина по вершине ребра; h_n - обжатие по впадине; μ – вытяжка; t_T - тангенциальный шаг ребер

Несмотря на значительные высотные деформации в плоскости раздела (70-78%), получено достаточно четкое изображение очага деформации и примыкающих к нему внешних зон.

Анализ деформированной координатной сетки показывает, что деформация начинается от входа выделенного сечения в пределах геометрического очага деформации. Это, очевидно, обусловлено напряжением среза и гидростатическим давлением, развивающимся в очаге деформации.

В отличие от стационарной прокатки, длина геометрического очага деформации в рассматриваемом процессе – величина переменная. Поскольку судить о положении передней границы очага деформации по недокатам не представляется возможным, в качестве первого приближения принято, что передняя граница очага деформации совпадает с осевой плоскостью валков.

Тогда изменение длины очага деформации полностью определяется изменением положения задней границы. Закон изменения длины очага деформации во времени носит периодический характер (расстояния между смежными углами сетки уменьшаются по мере удаления от нижнего валка, принимая значения близкие к нулю у вершины ребра).

Непрерывное изменение длины очага деформации имеет место при перемещении входящего в очаг деформации зуба рабочего инструмента в сторону выхода во временном интервале от начала контакта до момента вступления в контакт с металлом очередного зуба. Вместе с тем, вследствие расположения зубьев под углом к оси прокатки одновременно с началом внедрения одного зуба идет внедрение и другого. Скачкообразное изменение длины очага деформации в условиях исследования достигало 15-23%.

Другим существенным отличием рассматриваемого процесса от стационарной прокатки является резкая неравномерность по длине и высоте полосы. Неравномерность деформации по длине полосы обусловлена последовательным внедрением в металл заготовки выступов инструмента (валков) и образованием ребер на раскате. Если относительная деформация высоты заготовки по впадинам между ребрами составляет 70-78% (в результате прямого обжатия), то относительная деформация высоты заготовки по вершинам ребер составляет всего 16-20% (в результате утяжки, поскольку металл не достигает дна калибра).

По высоте поперечных сечений раската деформации также распределены неравномерно. В поперечном сечении раската, проходящем через максимальную высоту ребра, наибольшие деформации сжатия претерпевает поверхностный слой металла, обращенный к гладкому ручью нижнего валка. Деформации сжатия-растяжения, о величине которых можно судить по изменениям в поперечном сечении раската, проходящем через впадины между ребрами. Наибольшие деформации сжатия-растяжения претерпевает поверхностный слой металла, обращенный к верхнему зубчатому валку.

Поскольку сплошность металла заготовки не нарушается, особый интерес представляет исследование процесса перетекания металла из областей очага деформации более обжимаемых в менее обжимаемые. Очевидно, что при внедрении выступа инструмента в заготовку (рис. 2) имеет место процесс разрезки с истечением металла в замыкаемый объем, из которого формируется зуб, и в сторону свободного заднего конца заготовки. Перетекание металла в объем, из которого формируется ребро, в некоторой степени компенсирует высотную утяжку ребра полосы вследствие деформации его основания.

Из рис. 2 видно, что вытяжка заготовки при прокатке угловой бичевой стали, происходит в основном, за счет местной деформации в местах впадин и в некоторой степени за счет деформации слоев металла, лежащих ниже основания ребра, тогда как вершины ребер полосы деформации растяжения сжатия не испытывают. В связи с этим можно заключить, что изменения обжатия мало влияют на изменение средней вытяжки и на изменение шага зубьев. Так при увеличении обжатия на 8% вытяжка возросла на 1,62%, шаг зубьев – на 1,8%.

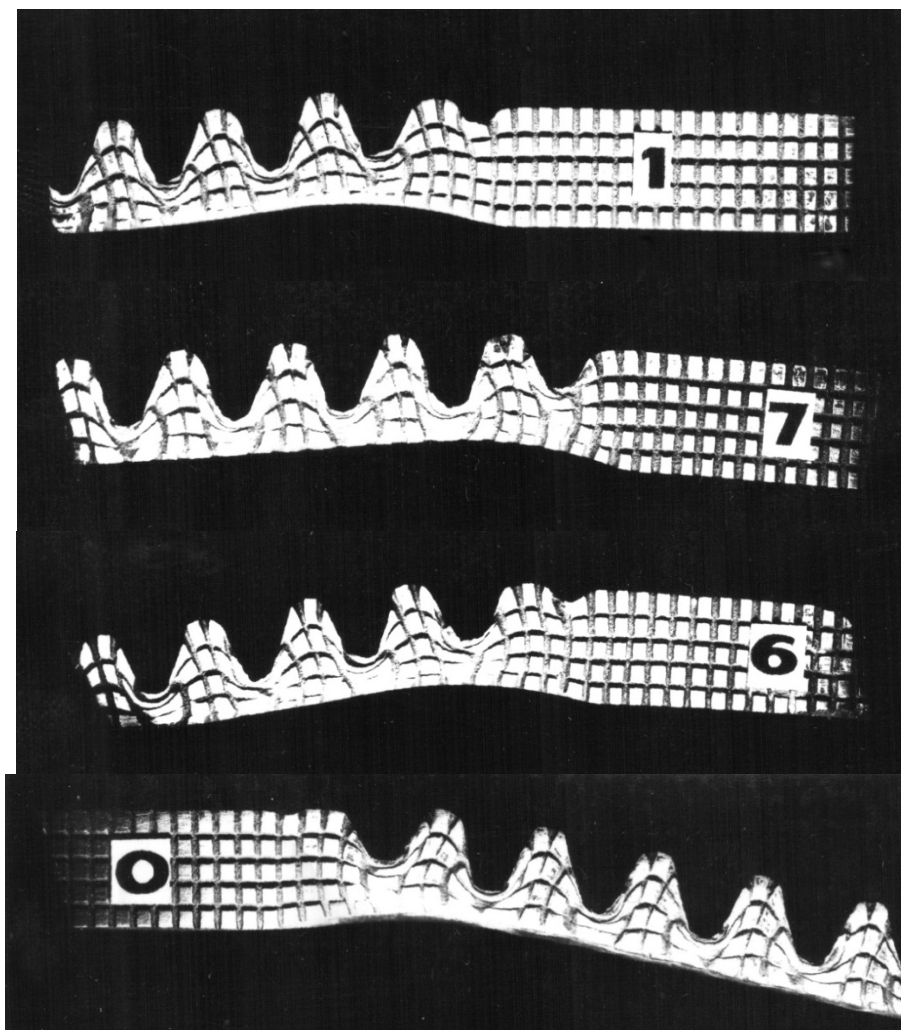


Рис. 2. Вид деформированной координатной сетки после разделения образцов

Таким образом, возможности воздействия на величину вытяжки и шага ребер прокатываемого профиля путем изменения обжатия (при том же инструменте и без увеличения размера исходной заготовки) ограничены. Регулировка шага на прокате может быть достигнута изменением диаметра зубчатого бандажа.

Определение оптимального соотношения диаметров валков в чистовом проходе

Одной из особенностей прокатки угловой бичевой стали является склонность раската на выходе из чистовой клетки изгибаться в вертикальной плоскости.

Общеизвестно, что при прокатке таких профилей (с односторонним оребрением), когда опережение и вытяжка по оребренной и по внутренней гладкой поверхности неравнозначна, необходимо уменьшить нижний диаметр гладкого валка. Считается, что если диаметр верхнего периодического валка больше диаметра нижнего (гладкого), то при одинаковом числе оборотов обоих валков верхний будет иметь большую окружную скорость, чем нижний и, следовательно, будет способствовать изгибу полосы на валок меньшего диаметра. Однако этот изгиб будет компенсироваться некоторым заклиниванием металла в

теле зубчатого инструмента. Таким образом, можно достичь прямолинейного выхода раската из валков.

Проведенные эксперименты показали, что выходящий конец полосы, в зависимости от условий деформации и разности диаметров валков, может изгибаться, как на зубчатый валок, так и на гладкий. Оказалось, что основным фактором, определяющим характер изгиба полосы, является величина относительного обжатия. При обжатиях до 34% раскат изгибается на гладкий валок меньшего диаметра. Увеличение обжатия приводит к изгибу на валок большего диаметра - зубчатый. При замене величин диаметров валков наоборот, т.е. меньший диаметр имел зубчатый валок, склонность к изгибу менялась также противоположно. Изгиб полосы все равно шел на зубчатый валок.

Одной из причин такой закономерности является то, что на прокатываемую полосу одновременно действуют два противоположно влияющих фактора: разность окружных скоростей и различие в обжатиях, производимым каждым из валков. Это различие в обжатиях вызывает повышение скорости пластического течения металла в слоях металла у валка меньшего диаметра по сравнению со скоростью течения металла у валка большего диаметра. Чем больше общее обжатие, тем больше различие в скоростях пластического течения. Поскольку для получения углового бичевого профиля необходима значительная величина истинной деформации (порядка 80%), следовательно, это различие в скоростях будет повышенным.

Таким образом, разность окружных скоростей способствует изгибу полосы на валок меньшего диаметра, а различие в обжатиях, наоборот, – изгибу полосы на валок большего диаметра. Конечный результат, т.е. направление изгиба полосы, будет зависеть от того, какой из двух факторов окажет преобладающее влияние.

В том случае, когда влияние этих двух факторов на процесс деформации равнозначно, полоса выходит из валков прямолинейно. Относительное обжатие, необходимое для получения качественного готового профиля – величина конкретная и может изменяться в незначительных пределах. Эти изменения могут, конечно, быть более значительными, если бы не требуемая фиксированная величина истинной деформации, необходимой для качественного выполнения геометрии профиля за один проход. Поэтому в экспериментальных исследованиях данного вопроса большее внимание уделялось соотношению диаметров валков, при неизменной величине истинной деформации. Величина соотношения диаметров валков, соответствующего прокатке полосы без изгиба, может быть названа критической. Полученные графики представлены на рис.3. Эксперименты показали, что величина критического обжатия определяется, главным образом, отношением толщины полосы к среднему катающему диаметру валков $\frac{H}{D_c}$ и практически не зависит от отношения радиусов $\frac{r}{R}$. Увеличение

$\frac{H}{D_c}$, т.е. увеличение H или уменьшение D_c , приводит к возрастанию критического

обжатия (см. рис. 3а) и интервала обжатий, обеспечивающих изгиб полосы на валок меньшего диаметра.

На рис. 3б показана зависимость от отношения $\frac{H}{D_c}$ параметра $\frac{1}{H_{c\max}}$ при различных толщинах и диаметрах валков. Кривая делит поле графика на две области. Значения параметра $\frac{1}{H_c}$, попадающие в нижнюю область, характеризует процесс прокатки, в котором выходящая полоса изгибается на валок меньшего диаметра. Верхняя область определяет параметр $\frac{1}{H_c}$, соответствующий изгибу полосы на валок большего диаметра.

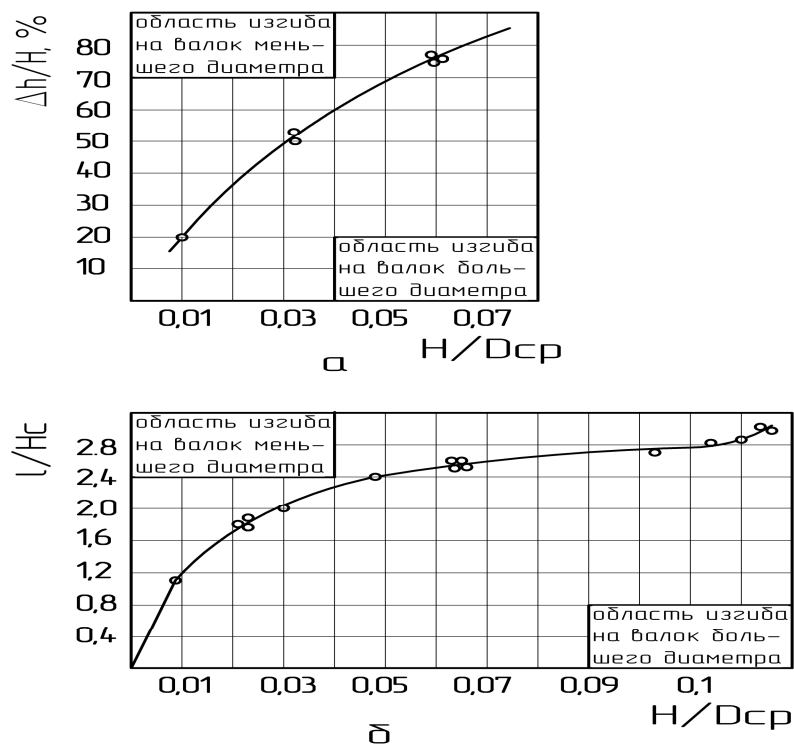


Рис.3. Зависимость отношения $\frac{H}{D_c}$ от относительного обжатия $\frac{\Delta h}{H}$ и $\frac{1}{H}$:

а–критического обжатия при $\frac{r}{R}=0,885$;

б– параметра $\frac{1}{H_c}$, соответствующего критическому обжатию

Как уже указывалось раньше, рациональные обжатия при прокатке угловой бичевой стали – за один проход – находятся в пределах 70...78%, следовательно, при прокатке с $\frac{H}{D_c}$ более 0,11 любые применяемые обжатия вызывают изгиб полосы только на валок большего диаметра. Уменьшение $\frac{H}{D_c}$ смещает критическое обжатие в область малых деформаций и при $\frac{H}{D_c}$ менее 0,03

практически во всем интервале применяемых обжатий происходит изгиб полосы только на валок меньшего диаметра.

Установлено, что отношение катающих радиусов валков, образующих чистовой калибр, должно удовлетворять неравенству

$$0,77 < \frac{R_{k1}}{R_{k2}} < 0,94, \quad (1)$$

где R_{k1} - катающий радиус периодического ручья верхнего валка по нейтральной линии калибра;

R_{k2} - катающий радиус периодического ручья нижнего валка по нейтральной линии калибра.

Кривая, изображенная на рис.3б, характеризует условия прокатки, когда полоса выходит из валков, не изгибаясь. Естественно, что при этом случайные факторы процесса прокатки (неравномерность нагрева по высоте полосы, неточная установка валков и др.) могут вызвать некоторый изгиб полосы. Поэтому при создании условий изгиба полосы в строго определенном направлении необходимо, чтобы при данном $\frac{H}{D_c}$ значение параметра

$\frac{1}{H_c}$ находилось ниже или выше кривой.

Исследования показали, что увеличение разности катающих диаметров приводит к возрастанию экстремальных значений кривизны при изгибе полос на тот или другой валок.

Выводы

1. В работе установлено, что возможности воздействия на величину вытяжки и шага ребер прокатываемого профиля путем изменения обжатия (при том же инструменте и без увеличения размера исходной заготовки) ограничены. Регулировка шага на прокате может быть достигнута изменением диаметра зубчатого бандажа.

2. Эксперименты показали, что величина критического обжатия определяется, главным образом, отношением толщины полосы к среднему катающему диаметру валков $\frac{H}{D_c}$ и практически не зависит от отношения радиусов $\frac{r}{R}$.

3. Установлено, что отношение катающих радиусов валков, образующих чистовой калибр, должно удовлетворять неравенству $0,77 < \frac{R_{k1}}{R_{k2}} < 0,94$.

4. Исследования показали, что увеличение разности катающих диаметров приводит к возрастанию экстремальных значений кривизны при изгибе полос на тот или другой валок.

ГАРМАШЕВ Д. Ю., ведущий инженер Института развития ОАО «ИНТЕРПАЙП НТЗ», Днепропетровск

КУЗЬМЕНКО С.В., ведущий инженер-технолог технического отдела, ООО «ИНТЕРПАЙП НИКО ТЬЮБ», Никополь

НОВАЯ ТЕХНОЛОГИЯ ПРОИЗВОДСТВА КРУПНОГАБАРИТНЫХ ПРЕЦИЗИОННЫХ ТРУБ ДЛЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ

Предложена, разработана и частично внедрена новая технология производства холоднодеформированных труб для корпусов погружных центробежных насосов и электродвигателей, включающая прошивку и раскатку в станах винтовой прокатки на ТПА-200 с последующим двухпроходным волочением на станах 150 и 250 т.с. на оправках разных типов. Технология обеспечивает получение прецизионных труб по зарубежным стандартам и спецификациям.

Запропонована, розроблена і частково впроваджена нова технологія виробництва холоднодеформованих труб для корпусів заглибних центробіжних насосів та електродвигунів, що включає прошивку і розкатку у станах гвинтової прокатки на ТПА-200 з подальшим двохпрохідним волочінням на станах 150 і 250 т.с. на оправках різних типів. Технологія забезпечує отримання прецизійних труб за закордонними стандартами та специфікаціями.

Offered new technology of production of hard-wrought pipes is partly inculcated for the corps of centrifugal down-pumps and electric motors, including sewing and pinning-out in the figures of the spiral rolling on TRA-200 and subsequent two-aisle dragging on figures 150 and 250 TF on mandrels of different types. Technology provides the receipt of especially precision pipes on foreign standards and specifications.

Введение. Добыча нефти из скважин осуществляется погружными центробежными и штанговыми глубинными насосами. Разнообразие геолого-технических условий добычи нефти, характеризующиеся диаметром, глубиной и кривизной скважины, коррозионной активностью, вязкостью и содержанием механических примесей в пластовой жидкости, предъявляет высокие требования к качеству центробежных насосов и определяет размер и производительность насосов. Долговечность центробежных насосов определяется качеством труб: точностью размеров, чистотой и твердостью поверхностей трения, уровнем механических свойств.

Около 40% погружных электроцентробежных насосных установок (УЭЦН), эксплуатируемых на нефтепромыслах западной Сибири, изготавливаются из труб, произведенных на ОАО «ИНТЕРПАЙП НТЗ».

На ОАО «ИНТЕРПАЙП Нижнеднепровский трубопрокатный завод» изготавливают крупногабаритные трубы для цилиндров, плунжеров и кожухов штанговых насосов, для корпусов погружных насосов и электродвигателей. При изготовлении корпусов насосов и электродвигателей в качестве исходной заготовки используют преимущественно бесшовную горячекатаную трубу марки стали 35 собственного производства.

На ОАО «ИНТЕРПАЙП НТЗ» применяется следующая технология производства труб для корпусов насосов и электродвигателей:

1. Прокатка горячекатаной передельной заготовки на ТПА-200 с трехвалковых раскатным станом: ломка штанг на гидравлическом прессе; нагрев заготовок в кольцевых печах; прошивка заготовки на двухвалковом прошивном стане винтовой прокатки; раскатка гильзы в трубу в трехвалковом раскатном стане винтовой прокатки; калибрование на трехвалковом калибровочном стане винтовой прокатки.

2. Отделка горячекатаных труб: правка; порезка; удаление поверхностных дефектов по необходимости.

3. Технический контроль горячекатаной заготовки.

4. Изготовление холоднодеформированных труб: химическая подготовка заготовки к деформации; волочение на короткой удерживаемой оправке на волочильных станах 150 и 250 тс; правка; порезка; обезжиривание; термическая обработка. В дальнейшем на каждом цикле обработки операции (за исключением т/о на конечном размере) повторяются трижды.

5. Отделка труб: разрезка на мерные длины, снятие фаски.

6. Технический контроль качества холоднодеформированных труб.

В настоящее время холоднодеформированные трубы для корпусов погружных насосов и электродвигателей выпускаются в соответствии с техническими условиями ТУ 14-3-1941-94. Трубы поставляются по внутреннему диаметру, толщине стенки и прямолинейности внутреннего канала (табл.1). Достигнутый к настоящему времени уровень точности готовой продукции, отвечающий требованиям ТУ, по некоторым параметрам уступает требованиям зарубежных стандартов и спецификаций [1,2] (табл.2).

Таблица 1 - Допускаемые отклонения размеров при изготовлении труб согласно ТУ 14-3-1941-94.

Размеры готовой трубы, мм			Предельные отклонения размеров готовых труб		
Наружный диаметр	Внутренний диаметр	Толщина стенки	По прямолинейности, мм/п.	По внутреннему диаметру, мм	По толщине стенки, %
92,0	80,0	6,0	0,15	+0,12	±6,0
103,0	92,0	5,5		+0,17 +0,05	
103,0	90,0	6,5		+0,12	
114,0	100,0	7,0		+0,12	
117,0	105,0	6,0		+0,17 +0,05	
123,0	110,0	6,5		+0,17 +0,05	
130,0	118,0	6,0		+0,17 +0,05	

Таблица 2 - Допускаемые отклонения размеров труб согласно зарубежных стандартов и спецификаций.

Стандарт, размеры труб, мм, заказчик	Наружный диаметр, мм	Внутренний диаметр, мм	Разностенность	Криволинейность, мм/м пог.
ТУ 14-3-1941-94 90,0÷140,0x5,0÷7,0 «АЛНАС»	±0,3	0,05÷0,17	±6%	0,15
EN 10305 45,0÷175,0x3,5÷15,0 WEBBER-HYDRAULIK	±0,2	0,08÷0,18	<0,3 мм	≤0,5
EN 10210-3 60,0÷160,0x4,5÷10,0 TENARIS	+0,4	-0,40÷-0,70	5%	≤0,4
EN 10305 50,0÷160,0x5,0÷15,0 «Елецгидроагрегат»	+0,8	-0,5÷-0,6	< 0,2 мм	≤0,3
ASTMA519 80,0÷140,0x4,5÷8,0 CENTRILIFT	±0,2	0÷-0.05 0÷-0.07	± 0,3 мм	0,15

Целью работы являлось разработка усовершенствованной конкурентоспособной технологии производства крупногабаритных прецизионных труб для корпусов погружных насосов и электродвигателей, отвечающих более жестким требованиям по качеству и точности геометрических размеров.

Состояние вопроса. Начиная с ввода в строй участка на ОАО «ИНТЕРПАЙП НТЗ» и по настоящее время не прекращаются разработки и исследования по совершенствованию технологии, улучшению качества труб с повышенными требованиями потребителей [3-5].

В большинстве опубликованных работ [3-5] рассмотрены частные вопросы точности труб, касающиеся только анализа единичных показателей на протяжении всего цикла их изготовления, или указанные исследования посвящены определению влияния и возможностей совершенствования технологических характеристик того или иного технологического процесса на комплексные показатели качества. В ряде случаев даже нет единого мнения о качественном влиянии данного процесса на изменение точности труб.

Изложение основных материалов исследований. Авторами рассмотрен комплекс вопросов по повышению точности и интенсификации процессов короткооправочного волочения крупногабаритных прецизионных труб для корпусов насосов и электродвигателей. На основании проведенных исследований установлено, что имеется прямая зависимость между поперечной разностенностью труб и их отбраковкой по показателям непрямолинейности и отклонений от округлости внутреннего канала проволочных труб [1,6].

Экспериментально определено, что для стабильного удовлетворения новым требованиям по показателям отклонений от округлости и непрямолинейности внутреннего канала относительная поперечная разностенность труб перед последним проходом должна быть ниже декларируемой в ТУ 14-3-1941-94 величины.

Для обеспечения более жестких требований по точности разработаны два новых процесса волочения: короткооправочное волочение на «качающейся» оправке и комбинированный способ волочения - волочение-дорнование [1,6,7].

На основании большого числа экспериментальных исследований предложенных способов волочения, была рекомендована к использованию новая усовершенствованная технологическая схема производства прецизионных крупногабаритных труб для корпусов погружных насосов и электродвигателей.

Согласно новой схеме производства горячий передел трубной заготовки осуществляется в соответствии с существующей технологией: ломка штанг, прошивка, раскатка и калибрование труб-заготовок на станах винтовой прокатки, правка.

Холодный передел заключается в двухпроходном волочении: первый проход осуществляется на коротких «качающихся» оправках, второй – волочение - дорнование. Между проходами волочения аналогично существующей технологии выполняются подготовительные операции химической обработки поверхности и термическая обработка – отжиг.

Для сохранения полученного по предлагаемой технологии уровня точности и исправления общей кривизны труб операция правки выполняется по «ужесточенным» режимам, которые были разработаны специально для данного случая.

Предлагаемая технологическая схема опробована на ОАО «ИНТЕРПАЙП НТЗ» при производстве стальных холодноотянутых труб повышенной точности, в частности, для корпусов погружных электродвигателей и насосов, а также для гильз гидро- и пневмоцилиндров автоматических манипуляторов (промышленных роботов).

Применение предлагаемой технологии позволило снизить себестоимость продукции, повысить выход годной продукции и точность труб до требуемого уровня. На основании этого данная технология рекомендована к внедрению на ОАО «ИНТЕРПАЙП НТЗ».

Выводы:

Разработана конкурентоспособная технология производства крупногабаритных прецизионных труб для корпусов погружных центробежных насосов и электродвигателей. Применение предлагаемой технологии обеспечивает одновременное снижение себестоимости с существенным повышением точности готовой продукции.

Список литературы: 1. Совершенствование производства прецизионных труб для корпусов погружных электродвигателей и насосов. / Гуляев Ю.Г., Шифрин Е.И., Гармашев Д.Ю., Гуляев Е.Г.// В сб. Сучасні проблеми металургії VII Міжнародна науково-технічна конференція Том 8. Пластична деформація металів. – Дніпропетровськ: «Системні технології».

- 2005.- С. 426-428. **2.** Новый способ производства труб особо высокой точности для машиностроения методами винтовой прокатки и волочения/ Ханин М.И., Кушинский Г.Н., Лобанов А.И., Турбар В.П.// Металлургическая и горнорудная промышленность.- 2011 - №7 – С. 185-189. **3.** Внедрение технологии производства высокоточных труб для корпусов погружных электродвигателей (ПЭД) и насосов (ПЭН) в условиях завода им. К.Либнехта: Отчет о НИР/ВНИТИ.- №22-6.1.4.-154-79; №ГР79079886; Инв.№Б990592. - Днепропетровск., 1981. - 85 с. **4.** Разработка технологии производства труб для корпусов погружных электронасосов (ПЭН): Отчет о НИР (заключительный)/ВНИТИ. -№22-6.2.91-78 (П-2П-ПП); №ГР78002546; Инв.№1096.- Днепропетровск., 1979. - 68 с. **5.** Исследование, усовершенствование и внедрение технологии производства холоднотянутых труб особовысокой точности для корпусов погружных электронасосных установок на оборудовании первой очереди специализированного участка ТПЦ-3 завода им. К. Либнехта.: Отчет о НИР (заключительный)/ВНИТИ. - №6.1.4-К-54-84; №ГР01850003555; Инв.№Б414781. – Днепропетровск., 1986. - Книга №2 - 82 с. **6.** Спосіб волочіння труб. Патент 72672. Україна. МКИ 7 В21С3/16/ А.И.Козловскій, Ю.Г.Гуляев, Е.И.Шифрін, С.О. Чукмасов, Д.Ю. Гармашев. - № 20040504076; Заявл. 27.05.2004; Опубл. 15.03.2005, Бюл. № 3.- 4 з. іл. **7.** Спосіб волочіння труб. Патент 72679. Україна. МКИ 7 В21С1/24/ А.И.Козловскій, Ю.Г.Гуляев, Е.И.Шифрін, Д.Ю. Гармашев, П.О. Шляхов. - №20040907659; Заявл. 20.09.2004; Опубл. 15.03.2005, Бюл. № 3.- 5 з.іл.

УДК 621.771.01

СЕРЕДА Б.П., докт. техн. наук, проф., ЗГИА, Запорожье
КОВАЛЕНКО А.К., асистент, ЗГИА, Запорожье
ЖЕРЕБЦОВ А.А., асистент, ЗГИА, Запорожье
БАБАЧЕНКО Е.В., аспірант, ЗГИА, Запорожье

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ РЕЖИМА ДЕФОРМАЦИИ НА МАКРОСТРУКТУРУ ЗАГОТОВОК

Предложен режим прокатки слитков массой 3,6 т из стали 12Х18Н10Т за 17 проходов, разработанный программой расчета режимов прокатки автоматизированной системы управления с учетом полученных математических моделей распределения степени запаса пластичности, который позволяет сократить количество проходов на 2 и снизить среднее значения степени запаса пластичности на 11% по сравнению с применяемыми на стане схемами обжатий, что ведет к уменьшению дефектов прокатного производства.

Запропоновано режим прокатки злитків масою 3,6 т зі сталі 12Х18Н10Т за 17 проходів, розроблений програмою розрахунку режимів прокатки автоматизованої системи керування з урахуванням отриманих математичних моделей розподілу ступеня запасу пластичності, що дозволяє скоротити кількість проходів на 2 і знизити середнє значення ступеня запасу пластичності на 11% у порівнянні із схемами обтиснень, які застосовуються на стані, що веде до зменшення дефектів прокатного виробництва.

A mode of rolling bars with the mass of 3.6 tons made of steel 12Cr18Ni10Ti in 17 passages was offered. This method was developed by the program of calculating rolling modes of automated control system taking into account received mathematical models of distribution of level of plasticity reserve that allows reducing the number of passages by 2 and lower the average value of plasticity reserve level by 11% compared with drafting patterns currently used on bars. This leads to the decreasing of defects in rolling production.

Проверка полученных теоретических зависимостей в промышленных условиях была проведена на блюминге 1050 завода «Днепроспецсталь». Исследовалось влияние режимов обжатий на технологическую пластичность стали 12X18H10T. Блюмы из этой стали имеют большое количество поверхностных дефектов в виде трещин, рванин, плен и др. Расчеты показали, что увеличив обжатия по пропускам, можно улучшить условия деформации и снизить тем самым вероятность появления разрывов в металле. Для определения энергосиловых возможностей стана по увеличению обжатий были проведены расчеты силы и момента прокатки), а также измерения фактической загрузки двигателей по мощности. На основе полученных данных, с учетом возможности безаварийного захвата слитка в первом пропуске, был разработан опытный режим прокатки, обеспечивающий за счет интенсификации обжатий в повышение технологической пластичности деформируемого металла (по расчетным данным). Опытная схема обжатий, приведенная в таблице 1, предусматривает также и сокращение числа пропусков на 2 по сравнению с применяемым на стане.

Оценку вероятности уменьшения разрывов в металле при прокатке проводили по теоретическому значению степени деформации сдвига. Полагая, что пластичность металла одной плавки в среднем одинакова, улучшение его технологической пластичности при прокатке по опытным режимам обжатий связывали с уменьшением среднего для данной схемы обжатий расчетного значения степени запаса пластичности. Опытная схема обжатий обеспечивала уменьшение среднего значения степени запаса пластичности на 11% по сравнению с применяемыми на стане схемами обжатий. Сравнение значений степени деформации сдвига проведено в таблице 1.

Слитки одной плавки делили на две приблизительно равные части и прокатывали по опытным и применяемым на стане схемам обжатий. Осмотр поверхностных дефектов на блюмах проводили на складах перед их зачисткой. При этом фиксировали все виды дефектов, их число и площадь поверхности, пораженной дефектом. Оценку пораженности блюмов дефектами различных видов проводили по числу дефектов и площади поверхности дефектов (для сотовых пузырей и плен), приходящихся на один блюм прокатываемой партии.

Всего было изучено 710 блюмов, прокатанных из 9 плавок. При этом было установлено, что пораженность блюмов поверхностными дефектами в виде поперечных и продольных трещин, прокатанных по опытным схемам обжатий, на 9-11% ниже, чем блюмов, прокатанных по применяемым на стане схемам. Пораженность поверхностей блюмов дефектами в виде плен, сотовых пузырей практически не изменялась (см. табл. 2). Это свидетельствует о том, что изменением режимов обжатий (по опытным схемам) удалось создать в очаге деформации более благоприятные условия деформации, способствующие повышению технологической пластичности деформируемого металла и уменьшению дефектов прокатного производства (трещин, рванин).

Таблица 1 –Схемыобжатий на блюминге 1050 при прокатке блюмов сечением 185×185 из слитка 3,6 т стали 12X18H10T

Применяемая на стане					Опытная				
H ₀ , мм	B ₀ , мм	Δh, мм	α	Ψ _{max}	H ₀ , мм	B ₀ , мм	Δh, мм	α	Ψ _{max}
Бочка, D=900мм									
550	590	40	17,09°	0,10	550	590	40	17,09°	0,10
520	590	30	14,80°	0,18	505	600	45	18,13°	0,19
490	595	30	14,80°	0,24	Кантовка				
460	600	30	14,80°	0,28	555	510	45	18,13°	0,27
Кантовка					515	520	40	17,09°	0,33
560	465	40	17,09°	0,34	Кантовка				
520	475	40	17,09°	0,37	470	525	50	19,11°	0,31
470	485	50	19,11°	0,39	420	535	50	19,11°	0,38
420	495	50	19,11°	0,41	370	545	50	19,11°	0,35
370	505	50	19,11°	0,43	320	560	50	19,11°	0,40
320	515	50	19,11°	0,45					
Кантовка, калибр 2, D=870мм									
460	330	55	20,38°	0,50	500	330	60	21,29°	0,42
405	340	55	20,38°	0,51	440	340	60	21,29°	0,48
350	350	55	20,38°	0,52	380	350	60	21,29°	0,48
295	360	55	20,38°	0,52	320	360	60	21,29°	0,47
Кантовка									
290	310	70	23°	0,53	290	335	70	23°	0,46
220	325	70	23°	0,52	220	345	70	23°	0,44
Кантовка, калибр 3, D=890мм									
250	235	75	23,53°	0,52	255	235	90	25,78°	0,48
175	250	75	23,53°	0,51	175	250	80	24,31°	0,41
Кантовка, калибр 5, D=910 мм									
185	185	65	21,67°	0,47	185	185	65	21,67°	0,44

Предсказываемая теоретическими зависимостями возможность снижения поверхностных дефектов при прокатке по опытным схемам обжатий (на 9-11%) близка к опытным данным.

Проведенное промышленное исследование позволило дать качественную оценку полученным теоретическим зависимостям, что в сочетании с количественной оценкой этих зависимостей, проведенной нами на основе лабораторного исследования, дает основание использовать их для прогнозирования условий прокатки, способствующих снижению поверхностных дефектов прокатываемых полос. В связи с затрудненностью оперативного получения в производственных условиях данных по пластическим характеристикам прокатываемого металла оценка режимов прокатки по средним для данного режима значениям степени запаса пластичности весьма удобна для практических расчетов и может быть использована при проектировании технологии прокатки.

Таблица 2 – Дефекты на поверхности блюмов при прокатке блюмов сечением 185×185 из слитка 3,6 т стали 12X18H10T по опытным (А) и применяемым на стане (Б) режимам обжатий

Номер плавки	Количество блюмов	Режимы обжатий	Число и площадь поверхности дефектов, приходящихся на один блюм			
			Трещины		Плена	
			Поперечная, шт	Продольная, шт	шт.	мм ²
P00321	34	А	0,06	0,06	0,04	26,99
	34	Б	0,06	0,07	0,04	29,33
P00187	48	А	0,09	0,07	0,00	0,00
	24	Б	0,10	0,08	0,00	0,00
P00405	39	А	0,14	0,00	0,01	27,60
	36	Б	0,15	0,00	0,01	30,00
P00372	44	А	0,06	0,00	0,04	32,20
	56	Б	0,07	0,00	0,05	35,00
P00254	33	А	0,27	0,00	0,00	0,00
	44	Б	0,29	0,00	0,00	0,00
P00305	48	А	0,27	0,00	0,01	88,47
	52	Б	0,29	0,00	0,01	96,17
P00221	28	А	0,33	0,00	0,01	24,23
	36	Б	0,36	0,00	0,01	26,33
P00363	32	А	0,12	0,04	0,04	0,08
	24	Б	0,13	0,05	0,04	0,09
P00380	48	А	0,26	0,10	0,09	73,49
	48	Б	0,28	0,11	0,10	79,88

Полученные в работе опытные данные коррелируются теоретическими, что дает основание использовать теоретические зависимости, для оценки технологической пластичности прокатываемых материалов.

Список литературы: 1. Теоретичні основи обробки металів тиском : Монографія : У 2т. / Б. М. Люкович, А. П. Огурцов, М. Є. Нехаєв, С. В. Єршов. – Дніпропетровськ: РВА «Дніпро-ВАЛ», 2002, – Т.2. – 485 с. 2. Belytschko T. Nonlinear Finite Elements for Continua and Structures / T. Belytschko, W.K. Lin, B. Moran, 2001. – 668p. 3. Березин А. В. Влияние повреждений на деформационные и прочностные характеристики твердых тел / А. В. Березин – М.: Наука. – 1990. – 134 с. 4. Kataoka K. Process Computer System of Chiba Slubbing Mill and its Operation / K. Kataoka, K. Katayama, T. Nukui // Kawasaki Steel Technical Report. – 1978. – vol. 10. – №2–3. – p.200–209.

ГАПОНОВ В.С., докт.техн.наук, проф., НТУ “ХПИ”
МУЗЫКИН Ю.Д., канд.техн.наук, проф., НТУ “ХПИ”
СТОЛБОВОЙ А.С., канд.техн.наук, проф., НТУ “ХПИ”
ТАТЬКОВ В.В., канд.техн.наук, вед. научн.сотр., НТУ “ХПИ”
ВЫШНИВЕЦКИЙ С.М., зам.нач. ЦГПТЛ, ОАО “Запорожсталь”
ТЕЛЮК Д.В., начальник ОТОФ ОАО “Запорожсталь”

РЕСУРС РАБОТЫ ЗУБЧАТЫХ ПЕРЕДАЧ ПРОКАТНОГО ОБОРУДОВАНИЯ

Рассматриваются вопросы оценки ресурса зубчатых передач прокатного оборудования при переменных нагрузках.

Розглядаються питання оцінки ресурсу зубчастих передач прокатного встаткування при змінних навантаженнях.

Questions of an estimation of a resource of tooth gearings of the rolling equipment are considered at variable loadings.

Конструкции современных силовых редукторов клетей прокатных станов определяется чрезвычайно большими нагрузками, изменяющимися в процессе эксплуатации, и очень большими габаритами зубчатых колес. Долговечность работы зубчатых колес определяется комплексом технологических и эксплуатационных факторов, связанных между собой и изменяющихся в процессе эксплуатации. Редукторы обычно выполняются в виде двух полушевронов, разнесенных на достаточно большие расстояния. В качестве плавающих опор ведущей вал-шестерни используются радиальные двухрядные сферические роликоподшипники, устанавливаемые с зазором при посадке в корпусе. Большие нагрузки, передаваемые редукторами, потребовали выполнения ведущих валов с нарезанными зубьями из малоуглеродистых легированных сталей с цементацией поверхностей зубьев и закалкой до твердости 55...60 HRC. Бандажи крупногабаритных колес обычно изготавливают из легированных сталей с твердостью рабочих поверхностей порядка 220...260 HB

Для оценки ресурса работы на первом этапе необходимо установить основные причины выхода из строя конкретной зубчатой передачи. Опыт эксплуатации редукторов прокатных станов с шевронными зубчатыми колесами показывает, что в большинстве случаев минимальную надежность имеют зубья ведущей вал-шестерни, испытывающей регулярные перегрузки вследствие упругой закрутки вала, упругих деформаций зубьев правого и левого полушевронов, ошибок изготовления и затрудненной возможности самоустановки шевронной передачи из-за большой массы и инерционности вал-шестерни. Ресурс работы зубчатых передач прокатных станов чаще всего определяется усталостной прочностью зубьев по напряжениям изгиба.

Сокращению ресурса работы зубчатой передачи способствует также возрастающая по времени работы концентрация нагрузки на одной из сторон зубьев вследствие перекоса вала при износе посадочных поверхностей в местах установки подшипников. Отрицательное влияние перекоса вала при износе посадочных поверхностей компенсируется регулярным контролем этих поверхностей и восстановлением геометрии по требованиям проектной документации. Интенсивность проявления других причин регулярных перегрузок одного из полушевронов напрямую связана с изменениями внешнего передаваемого крутящего момента. Этот факт, в свою очередь, приводит к возрастанию степенной зависимости предельного ресурса работы от нагрузки и пределов выносливости. Упомянутые перегрузки должны учитываться при определении расчетного крутящего момента. В этом случае ресурс работы всего редуктора определяется усталостной прочностью зубьев на изгиб. Основой для приближенной оценки изменения ресурса работы является ежесуточное осциллографирование конкретных режимов эксплуатации. Методика определения относительной долговечности зубчатых передач обычно базируется на эмпирическом условии суммирования повреждений [1]

Принцип линейного суммирования повреждений, накопленных за период работы с конкретными условиями нагружений, позволяет при непрерывной фиксации этих условий работы с начала эксплуатации или после ремонта с установкой новых деталей оценивать наработку и остаточный ресурс до планово-профилактических и ремонтных работ.

Опыт эксплуатации редукторов прокатных станов с шевронными зубчатыми колесами показывает, что в большинстве случаев минимальную надежность имеют зубья ведущей вал-шестерни, испытывающей регулярные перегрузки вследствие упругой закрутки вала, упругих деформаций зубьев правого и левого полушевронов, ошибок изготовления и затрудненной возможности самоустановки шевронной передачи из-за большой массы и инерционности вал-шестерни.

Исходя из уравнения кривой усталости действие всего комплекса напряжений σ_i в течение срока службы t_i и соответствующей частоты вращения n_i заменяем напряжением σ_1 от расчетного крутящего момента T_1 , действующего в течение эквивалентного числа циклов нагружений [2].

$$N_E = 60 \cdot \mu \sum n_i t_i = 60 \cdot \sum \left(\frac{\sigma_i}{\sigma_1} \right)^m n_i t_i.$$

Показатель кривой усталостной прочности при расчетах на изгиб для шестерни с цементацией рабочих поверхностей и закалкой $m_F = 9$, а для колеса с твердостью меньшей 350 HB - $m_F = 6$. Коэффициенты μ , характеризующие интенсивность нагружения, целесообразно определять по гистограммам экспериментальных исследований режимов нагружений реальных редукторов по формулам:

$$\mu_F = \sum \left(\frac{T_i}{T_1} \right)^{m_F} \cdot \frac{N_i}{N_\varepsilon},$$

где N_i - число циклов нагружений моментом T_i , N_ε - суммарное число циклов нагружений. Гистограммы нагружений, полученные при достаточно длительном режиме эксплуатации редуктора прокатного стана ОАО «Запорожсталь», показали, что коэффициенты интенсивности нагружений по изгибу для шестерни и колеса составляют: 0,079 и 0,154. Сравнение полученных результатов с типовыми режимами нагружений по ГОСТ 21354-87 [2] показывает, что в рассматриваемом варианте горячей прокатки работа происходит по среднему равновероятному режиму, который характеризуется параметрами: 0,1 и 0,143. При тяжелом режиме нагружения по [2] эти коэффициенты будут составлять: 0,2 и 0,3.

Расчеты при постоянных частотах вращения и среднем равновероятном режиме нагружения показывают, что увеличение относительной нагрузки до 1,1 и 1,2 от номинального значения приводит к сокращению относительного времени работы в 2,38 и 5,26 раза. Снижение нагрузки до 0,9 и 0,8 номинальной приводит к росту долговечности в 2,58 и 7,45 раза соответственно.

Исходя из уравнений кривой усталости [2], действие в течение t_i часов всего комплекса напряжений, определяемых изменяющимся вращающим моментом T_i , можно заменить напряжением от расчетного момента, действующего в течение эквивалентного числа циклов. Принцип суммирования повреждений от напряжений изгиба, накопленных за сутки работы с постоянной частотой вращения n_j и изменяющимся моментом T_i , действующим в течение t_i часов, позволяет представить усталостные явления в виде

$$\Delta_j = 60 \cdot n_j \sum t_i T_i^m = 60 \cdot n_j t_c \cdot \mu_j T_{j\max}^m,$$

где $T_{j\max}$ - наибольшее длительно действующее значение вращающего момента, m - показатель степени кривой усталости при расчете на выносливость при изгибе, μ_j - коэффициент, характеризующий интенсивность нагружения в течение рассматриваемых суток, $t_c = \sum t_i$ час – время работы в течение j -х суток. По ГОСТ 21354-87 [2] в качестве исходной расчетной нагрузки $T_{j\max}$ рекомендуется принимать наибольшую длительно действующую с общим числом циклов перемены напряжений более $5 \cdot 10^4$ за весь ресурс работы. Показатель степени кривой усталости для азотированных, цементированных и нитроцементированных зубчатых колес с нешлифованной переходной поверхностью принимают $m=9$, а в остальных случаях при расчетах на изгиб $m=6$. При типовом тяжелом режиме нагружения [2], когда показатель степени кривой усталости составляет $m=9$, коэффициент μ_j принимается равным 0,2. При среднем равновероятном режиме с параметром $v_{cp}=0,5$ имеем $\mu_j=0,1$. Для зубчатых колес с однородной структурой материала и зубчатых колес со шлифованной переходной поверхностью при типовом тяжелом режиме

нагружения коэффициент μ_j , характеризующий интенсивность нагружения, принимается равным 0,3, а при среднем равновероятном режиме этот коэффициент составит $\mu_j = 0,143$ [2]. Практика эксплуатации прокатного оборудования показывает, что фактический режим нагружения в большинстве случаев находится в области среднего равновероятного и тяжелого режимов. При проектировании, изготовлении и поставках нового оборудования оговаривают ожидаемый ресурс работы t_Σ при номинальном режиме эксплуатации с вращающим моментом $T_{ном}$, частотой вращения $n_{ном}$ и ожидаемым типовым режимом нагружения, характеризуемым коэффициентом $\mu_{ном}$. Исходя из метода оценки эквивалентного числа циклов при переменных напряжениях изгиба [2], накопленные за сутки работы повреждения можно оценить в виде

$$\Delta_j = 60 \cdot n_{ном} \cdot t_j \cdot \mu_{ном} T_{ном}^m,$$

где t_j - отработанный часовой ресурс за j - е сутки эксплуатации.

Из приведенных зависимостей следует

$$t_j = 24 \cdot \frac{n_j}{n_{ном}} \cdot \frac{\mu_j}{\mu_{ном}} \cdot \left(\frac{T_{j\max}}{T_{ном}} \right)^m.$$

Накопленную наработку целесообразно фиксировать в журнале эксплуатации, подводя еженедельные и ежемесячные итоги.

Выводы: учет эксплуатационного режима и временная оценка накопленных повреждений позволяет планировать ремонтные работы и заказывать запасные детали с учетом фактических нагрузок, действующих при реализации конкретного технологического процесса.

Список литературы: 1. Решетов Д.Н. Детали машин. –М.: Машиностроение, 1989. – 496 с. 2. ГОСТ 21354-87. Передачи зубчатые цилиндрические эвольвентные внешнего зацепления. Расчет на прочность. Введ. 27.10.87. –М.: Изд-во стандартов, 1988. – 127 с.

СОДЕРЖАНИЕ

Кухарь В.В.	3
Исследование процесса получения удлиненных изделий с концевым заострением продольным разрывом заготовок	
Анищенко А.С., Каргин С.Б.	14
Совершенствование технологии раскатки кольцевых титановых поковок	
Алиева Л. И., Мартынов С. В., Акименко И. К.	18
Определение силовых параметров при высадке внутренних фланцев	
Євстратов В. О., Лаврик М. В., Лихачов М. О.	24
Використання принципу розширення осередку пластичної деформації для удосконалення процесів штампування	
Калюжний О. В.	27
Порівняльний аналіз традиційного обтиску та обтиску заготовок з диференційованим протитиском	
Калюжний В. Л., Піманов В. В., Орлюк М. В.	34
Холодне видавлювання ступінчатих порожнин пресформ із сталі 12ХН3А в умовах дії диференційованого протитиску на заготовку	
Калюжний В. Л., Пахолко С. А., Куліков І. П.	41
Виключення потоншення і викривлення торця стінки при відбортунні отворів	
Мкртчян Е.А.	48
Сравнительный анализ процесса изготовления поковки «Остряк» различными технологиями	
Титов В.А., Лавриненков А.Д., Басов А.Ю.	53
Оценка технологических параметров формообразования моноколеса типа диффузор радиальный изотермической штамповкой из алюминиевого сплава АК4-1	

Титов А.В.	61
Методика выбора режимов выглаживания деталей в условиях трения близких к гидродинамическому	
Тітов В.А., Злочевська Н.К., Лавріненков А.Д., Гараненко Т.Р.	67
Дослідження параметрів процесу ізотермічного пресування заготовок з титанових сплавів	
Мосьпан Д.В., Шлык С. В., Мороз Н.Н., Драгобецкий В.В.	73
Снижение деформирующих усилий при изготовлении листовых деталей с элементами жесткости	
Сычук Ю.Т., Чигиринский В.В.	77
Исследование механизма разделения при пробивке горячекатаной малоуглеродистой стали рифлеными пуансонами	
Долматов А.И., Жовноватюк Я.С., Житняя О.С., Онищенко С.В.	83
Применение специальных технологических приемов при электрогидроимпульсной штамповке листовых деталей с локальными элементами большой кривизны	
Стеблюк В.І., Орлюк М.В., Розов Ю.Г., Шкарлута Д.Б.	90
Волочіння трубчастих виробів через матриці зі спеціальним гвинтовим профілем	
Загорянский В.Г., Пузырь Р.Г.	97
Получение сваркой взрывом электротехнических медно-алюминиевых слоистых композитов	
Михалевич В. М., Краєвський В. О.	103
Оптимізація гарячого циклічного деформування із паузами	
Маковей В. А., Проценко П. Ю.	107
Исследование локального деформирования трубы при профилировании винтовых канавок	
Бадюк С.И., Паламарь Д.Г., Раздобреев В.Г.	116
Текущее состояние сортопрокатного производства Украины	

Капланов В.И., Присяжный А.Г.	126
Стабилизация условий холодной тонколистовой прокатки на непрерывных станах	
Сталинский Д.В., Перетяцько Р.А., Андреева Т.А.	131
Энергоемкость проката	
Горобей Н.Р., Плеснецов Ю.А., Коворотный Т.Л.	138
Исследование технологических параметров прокатки бичевых профилей	
Гармашев Д. Ю., Кузьменко С.В.	145
Новая технология производства крупногабаритных прецизионных труб для машиностроения	
Середа Б.П., Коваленко А.К., Жеребцов А.А., Бабаченко Е.В.	149
Исследование влияния режима деформации на макроструктуру заготовок	
Гапонов В.С., Музыкин Ю.Д., Столбовой А.С., Татьков В.В., Вышнинецкий С.М., Телюк Д.В.	153
Ресурс работы зубчатых передач прокатного оборудования	

Наукове видання

**ВІСНИК НАЦІОНАЛЬНОГО ТЕХНІЧНОГО
УНІВЕРСИТЕТУ "ХПІ"**

Збірник наукових праць

Тематичний випуск

"Нові рішення в сучасних технологіях"

Випуск № 46

Науковий редактор докт. техн. наук, проф. Є. І. Сокол

Технічний редактор Т.Л. Коворотний

Відповідальний за випуск канд. техн. наук І. Б. Обухова

Обл.-вид. № 152-11

Підписано до друку 10.11.2011. Формат 60x84/16. Надруковано на різнографі
Gestetner 6123CP. Ум.-друк. арк. 9,0. Облік.вид.арк. 10,0.
Наклад 300 прим. 1-й завод 1-100. Зам. №46. Ціна договірна

Видавничий центр НТУ «ХПІ»

Свідоцтво про державну реєстрацію ДК33657 від 24.12.2009р.
61002, Харків, вул. Фрунзе, 21

Типографія "Технологічний центр"
вул. Новгородська, 3а, м. Харків, 61145