

**ВЕСТНИК
НАЦИОНАЛЬНОГО ТЕХНИЧЕСКОГО
УНИВЕРСИТЕТА "ХПИ"**

Сборник научных трудов

42'2010

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.

Координационный совет

А.П. Марченко, д-р техн. наук, проф.

Е.И. Сокол, д-р техн. наук, проф.

К.А. Горбунов, канд. техн. наук, доц.

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, к.т.н., 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. Луников, д-р техн. наук, проф.

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

В.И. Николаенко, канд. ист. наук

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.

В.И. Кравченко, д-р техн. наук, проф.

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

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ

Ответственный редактор

Е.И. Сокол, д-р техн. наук, проф.

Ответственный секретарь

О.В. Саввова, канд. техн. наук

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-
2010. - №42. – 152 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 №7 від 01.10.2010

Національний технічний університет „ХПІ” 2010

УДК 621. 771. 22

СЕРЕДА Б.П., докт. техн. наук, проф., ЗГИА, г. Запорожье
ТУМКО А.Н., к.т.н., зам. начальника ЦЗЛ ВАТ «ДСС», г. Запорожье
КОВАЛЕНКО А.К., аспирант, ЗГИА, г. Запорожье

АВТОМАТИЗИРОВАННОЕ ПРОЕКТИРОВАНИЕ ПОСЛЕДОВАТЕЛЬНОСТИ КАНТОВОК, КОЭФФИЦИЕНТА НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ ПО КАЛИБРАМ И ВЕЛИЧИНЫ ОБЖАТИЙ В КАЖДОМ ПРОХОДЕ НА БЛЮМИНГЕ

The process of rolling is considered on blooming. On the basis of the executed theoretical and experimental researches a criterion is formulated and tasks are decided programmatic on the automated planning of the technological modes of wringing out at rolling of high stripes on blooming. General principles of functioning and structure of complex of hardwares of the system of the automated management the mode of rolling of cage of figure are worked out 1050/950.

Key words: Control system, mode of rolling, effort, wringing out.

Рассмотрен процесс прокатки на блюминге. На основе выполненных теоретических и экспериментальных исследований сформулированы критериально и решены программно задачи по автоматизированному проектированию технологических режимов обжатий при прокатке высоких полос на блюминге. Разработаны общие принципы функционирования и структура комплекса технических средств системы автоматизированного управления режимом прокатки обжимной клетки стана 1050/950.

Ключевые слова: Система управления, режим прокатки, усилие, обжатие.

Розглянутий процес прокатування на блюмінгу. На основі виконаних теоретичних і експериментальних досліджень були сформовані критеріально й вирішені програмно задачі по автоматизованому проектуванню технологічних режимів обтиснень при прокатці високих штаб на блюмінгу. Були розроблені загальні принципи функціонування і структура комплексу технічних засобів системи автоматизованого керування режимом прокатування обтискувальної кліті стану 1050/950.

Ключові слова: Система керування, режим прокатування, зусилля, обтиснення.

Режим обжатий слитков на блюминге устанавливает последовательность проходов и кантовок по калибрам, величину обжатий в каждом проходе. Являясь основным технологическим документом, режим обжатий во многом определяет технико-экономические показатели стана, безаварийную работу и степень использования оборудования. Известно, что режим обжатий учитывает допустимые условия захвата, устойчивости, прочности оборудования и мощности привода, а также для некоторых специальных сталей и сплавов реальный ресурс пластичности. Разработка режима обжатий, удовлетворяющего перечисленным условиям, на сегодняшний день практически сводится к выбору одного из многочисленных возможных вариантов последовательности серий проходов и кантовок. Насущные задачи создания системы автоматизированного управления режимом прокатки вызвали необходимость разработки алгоритма расчета режима обжатий слит-

ков. Использование данного алгоритма значительно упрощает и ручной расчет режима обжатий.

Решающим фактором, определяющим порядок кантовок, является устойчивость полосы, определяемая предельно допустимым соотношением сторон ее поперечного сечения $M = h_0/b_0$. Следовательно, при заданных исходных размерах заготовки (h_0, b_0), рассчитав допустимую по условиям захвата и прочности оборудования величину обжатия Δh_p , число проходов до кантовки определяется соотношением, полученным в результате теоретического и экспериментального исследований:

$$n \leq \frac{h_0(M - b_0/h_0)}{\Delta h_p(M + k)} \quad (1)$$

где $k = \Delta b/\Delta h$ – средний показатель уширения в серии проходов до кантовки.

Если принятое число проходов в серии больше рассчитанного по формулам (1), фактическая величина обжатия будет ограничена условием устойчивости полосы:

$$\Delta h_\phi = \frac{h_0(M - b_0/h_0)}{n \cdot (M + k)} \quad (2)$$

где n – вычисленное по (1), и округленное до ближайшего четного числа количество проходов в серии.

Прокатка на гладкой бочке становится неэффективной, если возможное число проходов, вычисленное по (1) меньше 4, или фактическая величина обжатия Δh_ϕ , при которой соблюдается условие устойчивости, составляет менее 75% от возможной Δh_p . В этом случае по (1), определяют число проходов, величину обжатия и размеры раската в последней серии на гладкой бочке, приняв при расчетах $M = 1,7$.

Расчет режима обжатий в калибрах ведется от последнего калибра к первому. Как правило, в последнем i -ом калибре выполняют один (последний) проход. По заданным размерам конечного сечения блюма h_1 и b_1 определяют ширину калибра

$$b_k = b_1 / \aleph \quad (3)$$

где $\aleph \approx 0,98$ – коэффициент заполнения калибра.

Обжатие в выпускающем проходе Δh_i принимают по данным предварительного расчета по ходу прокатки. Определив уширение $\Delta b^i = \Delta h^i \cdot k$ рассчитывают ширину дна калибра $b_0^i = b_1 - \Delta b^i$ и глубину ручья

$$h_p^i = \frac{b_k^i - b_0^i}{2 \operatorname{tg} \psi^i} \quad (4)$$

где ψ^i – величина выпуска i -го калибра, для последнего калибра обычно принимают 15-20%, для предыдущих калибров – до 30%.

При расчете против хода прокатки для предыдущего $i-1$ калибра исходными данными являются

$$b_1^{i-1} = h_0^i = h_1 + \Delta h^i \quad (5)$$

$$h_1^{i-1} = b_0^i = b_1 - \Delta b^i \quad (6)$$

$$h_p^{i-1} = h_p^i$$

Дальнейший расчет предполагает определение числа проходов и величины обжатия по проходам в $i-1$ калибре с одновременным расчетом конструктивных параметров калибра. Суммарное обжатие в калибре ограничено принятым выпуском

$$\Delta h_{\Sigma} = \frac{b_k - b_d}{k} = \frac{2h_p \cdot \operatorname{tg} \psi}{k} \quad (7)$$

или условием устойчивости раската

$$\Delta h_{\Sigma} = \frac{b_1^{i-1}(1,7 - h_1^{i-1})}{1 + 1,7 \cdot k} \quad (4.16)$$

По минимальной величине допустимого суммарного обжатия Δh_{Σ} по условию (8) определяют число проходов в калибре n^{i-1} и фактическую величину обжатия Δh_{ϕ}^{i-1} в каждом проходе.

$$\Delta h_{\phi}^{i-1} = \frac{\Delta h_{\Sigma}^{i-1}}{n^{i-1}} \leq \Delta h_p \quad (8)$$

После вычисления по (5), (6) размеров сечения раската в конце прокатки в $i-1$ калибре проверяют возможность получения размеров h_1^{i-1} и b_1^{i-1} непосредственно из подката, полученного в последнем проходе на гладкой бочке с размерами h_1^B и b_1^B .

$$h_1^B < b_1^{i-1}; \quad (9)$$

$$(b_1^B - h_1^{i-1}) \cdot k \leq b_1^{i-1} - h_1^B \quad (10)$$

Если условия (9), (10) не выполняются, необходимо получать исходную полосу под $i-1$ калибр с размерами h_0^{i-1} и b_0^{i-1} из $i-2$ калибра. В противном случае данный $i-1$ калибр будет первым, в котором можно осуществлять прокатку после гладкой бочки, а i -й калибр, соответственно, вторым. Для этого необходимо добиться выполнения неравенства:

$$(b_1^B - h_1^{i-1}) \cdot k \leq b_1^{i-1} - h_1^B \quad (11)$$

Этого можно достичь уменьшением суммарного обжатия во втором калибре

$$\Delta h_{\Sigma}^{\prime\prime} = \frac{h_1^I - h_1^B - k(b_1^B - b_1^{\prime\prime})}{k^2 - 1} \quad (12)$$

где $h_1^{\prime\prime}$, $b_1^{\prime\prime}$ - размеры раската в конце серии прокатки во 2-ом калибре.

Выполнение равенства (11) можно также достичь уменьшением суммарного обжатия в последней серии прокатки на гладкой бочке

$$\Delta h_{\Sigma}^B = \frac{b_1^I - h_0^B - k(b_0^B - h_1^I)}{k^2 - 1} \quad (13)$$

где $h_1^I = h_1^{i-1}$, $b_1^I = b_1^{i-1}$ - размеры раската в конце серии прокатки в 1-ом ящичном калибре.

Тогда суммарное обжатие в первом калибре составит

$$\Delta h_{\Sigma} = b_1^B - h_1^I \quad (14)$$

фактическая величина обжатия в первом калибре Δh_{ϕ}^I и число проходов n^I определяется по условию (8).

При расчете режима обжатий для заданной калибровки валков и вышеперечисленным требованиям, предъявляемым к режиму обжатий, добавляются следующие:

- при передаче раската после кантовки в первый или очередной калибр его ширина должна соответствовать ширине дна данного калибра;

- суммарное уширение в калибре не должно превышать простор на уширение, заложенный в конструкции калибра.

Внесение этих дополнительных ограничений, влияющих на допустимую величину суммарного обжатия в серии проходов, несколько изменяет порядок расчета. Перед началом расчета по формулам (1)-(2) каждой новой серии проходов необходимо проверить возможность прокатки под первый ящичный калибр

$$h = \frac{b_0 + k \cdot h_0}{1,7 + k} \leq b_0^I \quad (15)$$

где h – минимальная по условию устойчивости высота раската, которую можно получить из заготовки с размерами h_0, b_0 ;

b_0^I – ширина дна первого ящичного калибра.

Если условие (15) выполняется – суммарная величина обжатия в последней серии на гладкой бочке составит

$$\Delta h_\Sigma = h_0 - b_0^I \quad (16)$$

Число проходов в серии и величина обжатия по проходам определяются из соотношения (8).

Расчет режима обжатий в калибрах в данном случае целесообразно вести по ходу прокатки. По размерам подката, полученного с гладкой бочки или предыдущего калибра по (15) определяют минимально возможную по условию устойчивости высоту раската.

Сравнивая ее с шириной дна калибра по (17) определяют номер калибра i , в котором возможна дальнейшая прокатка

$$h \leq b_0^i \quad (17)$$

Вычислив суммарное обжатие в серии $\Delta h_\Sigma = h_0 - b_0^i$, суммарное уширение $\Delta b_\Sigma = k \cdot \Delta h_\Sigma$, определяют ширину раската в конце серии и сравнивают ее с шириной j -го калибра:

$$b = b_0 + \Delta b_\Sigma \leq b_k^j \quad (18)$$

где j – номер калибра, в котором выполняется данная серия.

Если условие (18) не выполняется, минимальная высота в серии ограничена не условием устойчивости, а простором на уширение данного калибра и вычисляется по (19)

$$h = h_0 + \frac{b_0 + b_k^j}{k} \quad (19)$$

В случае, когда неравенству (17) удовлетворяют несколько калибров (в том числе возможен случай, когда $i = j$, т.е. дальнейшая прокатка после кантовки может производиться в том же калибре) предпочтение отдается варианту, позволяющему достичь большей величины суммарного обжатия в серии.

После определения суммарного обжатия в серии количество проходов и величины обжатий по проходам принимаются согласно соотношению (8).

Для получения требуемых размеров блюмов h_1 , b_1 минимально допустимую высоту h , вычисленную по (15) или (19) перед началом каждой серии сравнивают с высотой раската в конце предпоследней серии h_1^{i-1} , вычисленной по (5), (6), приняв в последнем проходе расчетную величину обжатия $\Delta h^i = \Delta h_p$. Если выполняется условие $h \leq h_1^{i-1}$ - вычисляют суммарное обжатие в предпоследней серии Δh_{Σ}^{i-1} :

$$\Delta h_{\Sigma}^{i-1} = h_0 - h_1^{i-1} \quad (20)$$

и из соотношения (8) определяют количество проходов и величины обжатий в данной серии.

Алгоритм расчета схем прокатки представлена на рис. 1.

После вывода исходных данных (блок 2) по изложенной методике вычисляется режим обжатий (блок 3). Исходными данными для расчета являются размеры слитка, требуемые размеры заготовки, марка стали, заданные параметры стана, калибровка валков.

Для расчета усилий (блок 5) прокатки используем известную формулу [1]:

$$P = n_{\sigma} \cdot \sigma_s \cdot F_{\text{кон}} \quad (21)$$

где $b_{\text{ср}}$, $h_{\text{ср}}$ – средние размеры раската в проходе, f - коэффициент трения, n_{σ} – коэффициент напряженного состояния, σ_s - сопротивление деформации, $F_{\text{кон}}$ - контактная площадь.

Коэффициент напряженного состояния можно определить по одной из известных формул.

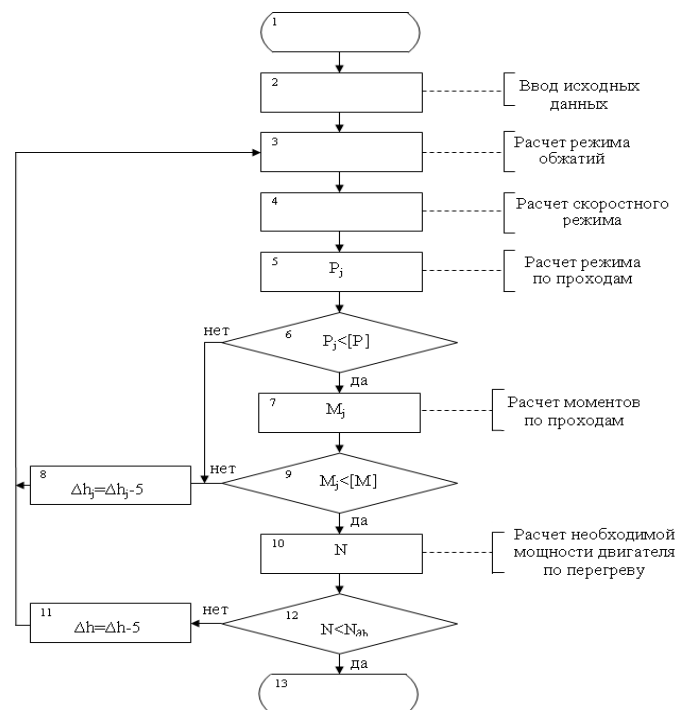


Рис. 1. Алгоритм расчета схем прокатки

В работе [2] было проведено сопоставление результатов расчетов по известным; полученным ранее формулам с данными промышленных экспериментов, проведенных на обжимной клети стана 1050/950. Анализ результатов показал, что минимальная погрешность расчетов достигает 11%. Однако, хотя анализ ре-

результатов сопоставления показал возможность использования полученных ранее зависимостей необходимость увеличения быстродействия системы потребовала получить простые зависимости для расчета. На основании собранного в результате промышленных экспериментов большого числа экспериментальных данных в результате их статистической обработки были получены аппроксимационные зависимости для расчета n_σ для условий обжимной клетки стана 1050/950. С целью упрощения зависимостей и увеличения точности расчетов формулы получены отдельно для каждого калибра

$$n_\sigma = 0,68 \frac{h_0}{D} + 0,29 \frac{b_0}{h_0} + 1,17 \frac{\Delta h}{h_0} + 0,612 \quad (22)$$

$$n_\sigma = 1,95 \frac{h_0}{D} + 0,36 \frac{b_0}{h_0} + 1,01 \frac{\Delta h}{h_0} - 0,14 \frac{b_0}{b_k} - 0,095 \quad (23)$$

$$n_\sigma = 1,62 \frac{h_0}{D} - 0,11 \frac{b_0}{h_0} + 4,12 \frac{\Delta h}{h_0} + 0,83 \frac{b_0}{b_k} - 1,09 \quad (24)$$

Для расчета сопротивления деформации из банка данных в зависимости от марки стали, поступают значения коэффициентов А, В, С, D, σ_0 формулы [3]:

$$\sigma_s = A \cdot \sigma_0 \cdot V^B \cdot (10\varepsilon)^C \cdot (t/1000)^D \quad (25)$$

где V – скорость деформации, c^{-1} , ε – степень деформации в проходе, t – температура прокатки.

Контактную площадь вычисляем по формуле

$$F_{кон} = b_{cp} \cdot \sqrt{D_k \cdot \Delta h / 2} \quad (26)$$

где b_{cp} – средняя ширина раската, D_k – катающий диаметр калибра, в котором проводится проход, Δh – обжатие в проходе.

При превышении в каком-либо проходе допустимого для данного калибра уровня усилий величина обжатия уменьшается и проводится повторная проверка (блоки 6, 8).

Эпюра моментов для каждого прохода и среднеквадратичные значения моментов за весь цикл прокатки рассчитываем по методике, изложенной в [4]. При превышении в каком-либо проходе максимального значения момента над допустимым в данном проходе обжатия, уменьшаем до допустимой величины (блоки 7, 8, 9).

В конце расчета проверяем двигатель на перегрев (блоки 10, 11, 12) и при необходимости проводят коррекцию режима обжатий [5].

Список литературы: 1. Колмогоров, В.Л. Пластичность и разрушение / В.Л. Колмогоров, А.А. Богатов, Б.А. Мигачев. – М.: Металлургия, 1977. – 366 с. 2. Колмогоров, В.Л. Напряжения. Деформация. Разрушение / В.Л. Колмогоров. – М.: Металлургия, 1970. – 230 с. 3. Воронцов, В.К. Об экспериментальном исследовании степени деформации сдвига по высоте раската / В.К. Воронцов, Р.Э. Гафаров, В.В. Лашин. – М: Изв. вуз. Черная металлургия, 1983, №6, с. 59 –62. 4. Новик, Ф.С. Оптимизация процессов технологии металлов методами планирования экспериментов / Ф.С. Новик, Я.Б. Арсов. – М.: Машиностроение, 1980. – 304 с. 5. Серета, Б.П. Розробка оптимальних режимів прокатки та після деформаційної обробки прутків зі спеціальної сталі діаметром більше 270 мм / Б.П. Серета, О.М. Тумко, І.В. Кругляк, А.К. Коваленко / зб. наук. праць «Металургія» №19. – Запоріжжя, 2009. – с. 109 – 11

ОГИНСКИЙ И. К., канд. техн. наук, с.н.с, НМетАУ, г. Днепропетровск

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ОБЪЕМНОГО ТЕЧЕНИЯ МЕТАЛЛА ПРИ ПРОКАТКЕ

Выполнены экспериментальные исследования объемного течения металла при прокатке на гладкой бочке. Выявлены характерные объемы очага деформации, экспериментально подтверждено, что металл, находящийся в границах очага деформации, включает два характерных объема, которые проявляются при повороте валка на угол контакта. При указанном перемещении валка, один из объемов (передний) покидает границы очага деформации, второй объем продолжает оставаться в названных границах. На основе установленных особенностей становится возможным внести уточнения в недостаточно раскрытые вопросы теории прокатки.

Ключевые слова: прокатка, параметр, объемное течение, единичный объем, остаточный объем

Виконано експериментальні дослідження об'ємної течії металу при прокатці на гладкій бочці. Виявлено характерні об'єми осередку деформації, експериментально підтверджено, що метал, який знаходиться в межах зони деформації, містить два характерні об'єми, які проявляються при повороті валка на кут контакту. При зазначеному переміщенні валка, один з об'ємів (передній) залишає межі осередку деформації, другий об'єм продовжує залишатися у названих межах. На основі встановлених особливостей стає можливим внести уточнення в недостатньо розкриті питання теорії прокатки.

Ключові слова: прокатка, параметр, об'ємна течія, одиничний об'єм, залишковий об'єм

The experimental researches of volumetric metal flow during rolling on the smooth barrel. The characteristic volumes of the deformation zone have been found, experimentally confirmed that metal in the boundaries of the deformation zone consists of two characteristic volume, which appear when the roll is being turned the to the contact angle. At the specified turn of the roll, one the volumes (the front one) leaves the deformation zone, the second volume continues to remain in the boundaries of the deformation zone. Basing on the established characteristics it becomes possible clarify the open questions of rolling theory.

Keywords: rolling, setting, volumetric flow, unit volume, residual volume

Течение металла при прокатке всегда привлекало внимание исследователей, что объясняется научной и практической важностью вопроса. Объемные преобразования при прокатке скрыты и малодоступны для прямого изучения, по этой причине использовались приемы, в основе которых было вынужденное нарушение сплошности металла: методы винтов, штифтов, координатных сеток и другие. На основе названных методов были получены важные научные и практические результаты [1, 2 и др.]. В последнее время активно развиваются поляризационно-оптические методы исследований [3], которые позволяют исследовать течение металла без нарушения его сплошности, однако объектом прямых исследований названных методов могут быть граничные области очага деформации, преимущественно, контактная поверхность металла с валком. Многие выводы относительно объемных перемещений металла выполняются на основе закономерностей контактного взаимодействия [4-6 и др.]. Сведения об объемных преобразованиях в очаге деформации при прокатке, полученные на основе контактного вза-

имодействия металла с валком, являются неполными и по причине недостаточности информации выводы не всегда адекватно отражают явления, происходящее в объеме очага деформации. Следствием сказанного являются спорные положения и противоречия в современной теории прокатки, о чем говорится на страницах печати [7-9]. Исследователями предпринимаются попытки решить проблемные вопросы теории, но часто это происходит опять-таки на основе закономерностей контактного взаимодействия [8, 9 и др.].

Целью настоящей работы является анализ деформационных особенностей очага деформации при прокатке, выявление характерных объемов металла в очаге деформации и закономерностей объемного течения металла. В основе предлагаемых подходов лежат прямые методы исследования объемного течения металла при прокатке. На основе установления взаимосвязи между характерными объемами становится возможным внести уточнения в недостаточно раскрытые вопросы теории прокатки и в конечном итоге достичь необходимой точности решения прикладных задач.

Экспериментальным исследованиям предшествовал предварительный анализ возможных объемных перемещений металла в очаге деформации, анализ выполнялся на основе гипотезы плоских сечений. Названная гипотеза нашла широкое применение в теории прокатки, несмотря на то, что она выполняется с достаточной точностью лишь в ограниченных случаях. Исследователи предпринимают попытки исключить гипотезу плоских сечений из рассмотрения задач теории прокатки [8, 10], однако эффективных альтернативных решений пока не создано. В рассматриваемой задаче применение гипотезы плоских сечений оправдано для установления границ характерных объемов очага деформации, в другой форме это было бы трудноосуществимо. Использование гипотезы плоских сечений в нашем случае полезно в качестве инструмента наглядности, она позволяет наглядно показать перемещение металла в очаге деформации и за его пределами. Другим допущением является исключение из рассматриваемой задачи количественной оценки опережения. Включение опережения и уширения было бы сопряжено с дополнительной неопределенностью в части их взаимосвязи и характера образования. О том, что взаимосвязь между опережением и уширением в теории прокатки с достаточной точностью не установлены, говорится, например, в работах [7, 9]. Исключение опережения означает создание погрешности, соизмеримой с величиной опережения. Отсутствие уширения, вообще говоря, является не допущением, а частным и одновременно распространенным на практике, случаем.

В результате анализа были выявлены характерные объемные признаки очага деформации. Схема на рис. 1 является исходной в анализе объемного течения металла, в качестве базового принимается единичный объем V_e , заключенный между рабочими поверхностями валков и границами входа металла в валки и выхода из них, используются также общепринятые параметры и обозначения. Входной границей очага деформации считается плоскость, соответствующая углу контакта α , выходной – плоскость осей валков. На рис. 2 приведены дополнительные параметры и их обозначения. Объем V_e при повороте валка на угол α деформируется и идет в вытяжку, при этом часть металла выходит за пределы очага де-

формации (за плоскость осей валков), часть остается в границах объема V_e . На рис.2 обозначены: V_1 – объем, вышедший из очага деформации за период поворота валка радиусом R на угол α , ΔV – остаточный объем – оставшийся в очаге деформации после поворота валка на угол α . Также на рис. 2 приведены дополнительные и вспомогательные параметры: l_{1e} , $\alpha_{\Delta V}$, $l_{\Delta V}$.

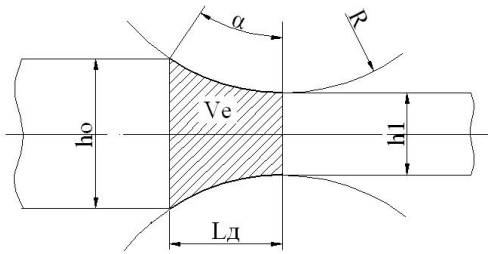


Рисунок 1 - Очаг деформации в исходном состоянии

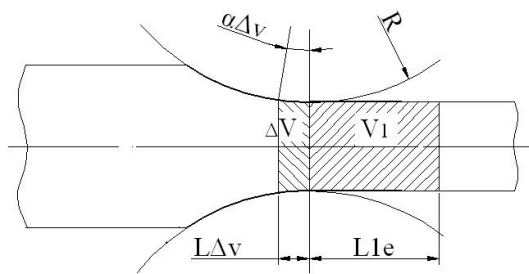


Рисунок 2 - Объем вышедший из очага деформации за период поворота валка на угол α

Экспериментальные исследования выполнены на лабораторном стане 200 кафедры обработки металлом давлением Национальной металлургической Академии Украины. Стан включает рабочую клетку дуо с валками диаметром 200 мм, длиной бочки 300 мм и линию привода валков, состоящую из редуктора, шестеренной клетки, универсальных шпинделей, соединительных муфт и электродвигателя переменного тока мощностью 30 кВт. В экспериментальных исследованиях использовались свинцовые образцы сечением 20×20 и 2...10×40 мм. В стоящей задаче при исследовании области малых обжатий (относительное обжатие составляло около 20 и менее процентов) предпочтение отдавалось образцам 20×20мм, при средних и больших обжатиях предпочтительными становились образцы второй группы – шириной 40 мм. В том и другом случае было минимизировано уширение и его участие в формировании характерных объемов. В исследованиях объемного течения металла наряду со статическими измерениями параметров прокатки выполнялись наблюдения в ходе перемещений металла (в том числе с использованием видеосъемки) с применением новых методов и приемов, разработанных применительно к стоящей задаче. Исследования выполнялись в следующей последовательности. Из заторможенных валков отбирались недокаты (рис. 3), производился полный их обмер, расчетным путем определяли длину очага деформации, на образце рисками обозначались его границы (рис. 4).



Рисунок 3 - Недокаты образцов

В качестве рейсмуса (рис. 5) использовался вертикально установленный на подвижном основании штангенциркуль с ценой деления 0,05 мм. После выполнения названных операций образец вновь задавался в валки, установленные с тем же зазором; производился контроль совмещения образца с местом его прежнего положения. После всего валки поворачивались на угол контакта α , производилась их остановка и отбирался новый недокат, устанавливались границы обновленного очага деформации, объемов V_1 и ΔV по той же методике (рис. 4, 5), производились замеры протяженности каждого из характерных объемов, результаты представлены в таблице.

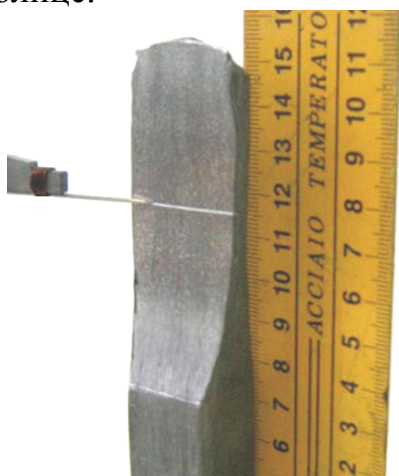


Рисунок 4 - Обозначение границ очага деформации на исходном недокате

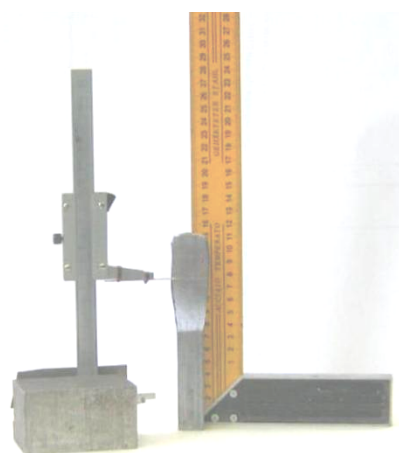


Рисунок 5 - Способ обозначение границ очага деформации

На рис. 6 представлены образцы, один из которых (рис.6 а) является исходным, на нем обозначен темной краской единичный объем V_e , на втором образце (рис.6 б) видно как после поворота валка на угол α V_e преобразовался в объемы V_1 и ΔV . Результаты исследований свидетельствуют о том, что выявленные особенности в виде образования объемов V_1 и ΔV наблюдается в исследованном диапазоне вытяжек $\lambda = 1,15 \dots 4,2$ и взаимосвязь между названными объемами является характерной для продольной прокатки.



Рисунок 6 - Недокаты: а) – первичный, б) – после поворота на угол α

Таким образом, получило дальнейшее развитие представление об особенностях объемного течения металла при прокатке. Выявлены характерные объемы очага деформации, установлена функциональная взаимосвязь между ними. Экспериментально подтверждено, что металл, находящийся в границах очага деформации, включает два характерных объема, которые проявляются при повороте валка на угол контакта. При указанном перемещении валка, один из объемов (передний) покидает границы очага деформации, второй объем продолжает оставаться в названных границах. Установленные взаимосвязи позволяют расширить представление о физической стороне процесса прокатки, становится возможным внести уточнения в недостаточно раскрытые вопросы теории прокатки. Использование выявленных взаимосвязей позволяет создать более точные методы расчетов кинематических и энергосиловых параметров прокатки для решения прикладных задач.

Список литературы: 1. Тарновский И.Я. Формоизменение при пластической обработке металлов / И.Я. Тарновский – М.: Metallurgizdat, 1954. – 534 с. 2. Тарновский И.Я., Поздеев А.А., Ляшков В.Б. Деформация металла при прокатке / И.Я. Тарновский, А.А. Поздеев, В.Б. Ляшков. – М.: Metallurgizdat, 1956. – 287 с. 3. Шломчак Г. Г// Сучасні проблеми металургії. Наукові вісті. – 2002. – Т. 5, Пластична деформація металів. – С. 69-75. 4. Грудев А.П. Внешнее трение при прокатке. – М.:Металлургия, 1973. – 288 с. 5. Контактное трение в процессах обработки металлов давлением / [А.Н. Леванов, В.Л. Колмогоров, С.П. Буркин и др.]. – М.: Metallurgия, 1976. – 416 с. 6. Контактное взаимодействие металла и инструмента при прокатке / [Полухин П.И., Николаев В.А., Полухин В.П. и др.]. –М.: Metallurgия, 1974. – 199 с. 7. Долженков Ф.Е. О некоторых противоречиях современной теории прокатки / Ф.Е. Долженков // Сучасні проблеми металургії. Наукові вісті. – 2002. – Т. 5, Пластична деформація металів. – С. 121-124. 8. Зильберг Ю.В. Элементы теории прокатки без теории плоских сечений / Ю.В. Зильберг // Сучасні проблеми металургії. Наукові вісті. – 2002. – Т. 5, Пластична деформація металів. – С. 102-111. 9. Долженков Ф.Е. Уширение, опережение и вытяжка при продольной прокатке (О некоторых противоречиях современной теории прокатки) / Ф.Е. Долженков // Известия вузов: Черная металлургия. – 2003. – № 5. – С. 41 – 44. 10. Илюкович Б.М. Методика построения математических моделей напряженно-деформированного состояния при прокатке сложных профилей с исключением гипотезы плоских сечений / Б.М. Илюкович, С.В. Ершов, А.Л. Толстопят // Известия вузов: Черная металлургия. – 2004. – № 11. – С. 26-29.

АНДРЕЕВ В.В., аспирант, НМетАУ, г. Днепропетровск
ГОЛОВКО А.Н., докт. техн. наук, проф. НМетАУ
БОНДАРЕНКО О.В., канд. техн. наук, доц. ДНУ им. О. Гончара

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОКАТЫВАЕМОСТИ АЛЮМИНИЕВОГО СПЛАВА СИСТЕМЫ AL-MG-SC

Рассмотрены перспективы использования легированных алюминиевых сплавов системы Al-Mg переходными металлами, в частности скандием. Показано, что сплав 01570 системы Al-Mg-Sc имеет во всех видах полуфабрикатов более высокие прочностные характеристики, чем традиционный сплав АМг6. Экспериментальное исследование деформируемости при прокатке сплава 01570 показало возможность применения данного способа обработки давлением в широком диапазоне величин обжатий.

Прокатка, алюминий, скандий, сплав, легирование, заготовка, эксперимент.

Розглянуто перспективи використання легованих алюмінієвих сплавів системи Al-Mg перехідними металами, зокрема скандієм. Показано, що сплав 01570 системи Al-Mg-Sc має у всіх видах напівфабрикатів більш високі характеристики міцності, ніж традиційний сплав АМг6. Експериментальне дослідження деформування при прокатці сплаву 01570 показало можливість застосування даного способу обробки тиском у широкому діапазоні величин обтиснень.

Прокатка, алюміній, скандій, сплав, легування, заготовка, експеримент.

Prospects of use of the alloyed aluminum alloys of system Al-Mg are considered by transitive metals, in particular scandium. It is shown, that the alloy 01570 Al-Mg-Sc systems has in all kinds of half-finished products higher strength properties, than traditional alloy АМг6. The experimental research of deformability of alloy 01570 at rolling has shown the possibility of application of the mentioned metal forming way in a wide range of the reduction values.

Rolling, aluminium, scandium, alloy, alloying, billet, experiment.

Снижение массы транспортных средств в авиакосмической отрасли является актуальным направлением повышения массы полезного груза и снижения расхода топлива.

В авиационно-космической промышленности США широко применяют алюминиевые сплавы 2-й, 3-й, 5-й, 6-й и 7-й серий. Сплавы 2-й серии рекомендуются для работы при повышенных рабочих температурах и требуемых высоких значениях коэффициента вязкости разрушения, 7-й серии – для работы при более низких температурах значительно нагруженных деталей и для деталей с требуемой высокой сопротивляемостью к коррозии под напряжением. Для малонагруженных гидро-, масло- и топливных узлов используются сплавы 3-й, 5-й и 6-й серий. В России при изготовлении авиационной техники успешно применяют упрочняемые термической обработкой высокопрочные алюминиевые сплавы Al-Zn-Mg-Cu и Al-Mg-Cu [1]. Они являются конструкционным материалом для обшивки и внутреннего набора элементов самолета (фюзеляж, крыло и др.). Прочностные характеристики сплавов на основе систем Al-Cu и Al-Mg достигают 350 МПа при сохранении хорошей пластичности. К недостаткам этих сплавов можно отнести их склонность к образованию горячих трещин. Достижение высоких прочностных свойств алюминиевых сплавов зачастую идет в ущерб их технологич-

ности. В настоящее время разрабатываются новые сплавы, имеющие существенно более высокие прочностные характеристики, технологичность и надежность [2, 3]. Внедрение таких сплавов позволит не только повысить надежность и ресурс конструкции, но и снизить ее вес и металлоемкость.

Перспективным направлением решения этих задач, является легирование сплавов системы Al-Mg переходными металлами, такими как скандий, цирконий и др. (например [2-4]). Скандий, используемый в качестве легирующего элемента в алюминиевых сплавах, оказался наиболее эффективным переходным металлом из всех ранее известных, применительно к данной группе сплавов – выделения фазы Al_3Sc более дисперсные (1-10 нм), чем выделения от других металлов [5, 6]. Это объясняется тем, что высокая стабильность дисперсных выделений этой фазы в большой степени влияет на формирование ячеистой структуры деформированных полуфабрикатов. Дисперсные частицы интерметаллида в зависимости от температурных и скоростных условий пластической деформации сплава в большей или меньшей степени повышают температуру рекристаллизации и способствуют получению после высокотемпературных нагревов нерекристаллизованной структуры и дополнительного упрочнения сплава. По мере повышения дисперсности алюминиевых фаз увеличивается как эффект непосредственного дисперсионного твердения, так и величина структурного упрочнения [3]. Скандий также является сильным модификатором литой ячеистой структуры, его добавка позволяет получать слитки непрерывного литья из алюминиевых сплавов с недендритной структурой [7, 8]. При наличии дополнительных легирующих элементов 0,1-0,2% (особенно Ti, Zr, Hf) массовая критическая концентрация скандия ($\approx 0,15-0,35\%$), при которой образуется мелкозернистая структура, существенно уменьшается.

Требованиям авиационно-космической промышленности в большей мере удовлетворяет высокопрочный термически не упрочняемый алюминиевый сплав 01570. Сплав 01570 системы Al-Mg-Sc был разработан ВИЛС в 70-х годах прошлого столетия. В нем содержится: 5,8-6,8% Mg, 0,3-0,5% Sc, 0,1-0,25% Mn, 0,05-0,15% Zr, а также добавки др. элементов [9]. Сплав обладает высокой коррозионной стойкостью, прочностью и теплопрочностью и хорошей свариваемостью.

В отожженном состоянии сплав предназначен для изготовления как сварных, так и бесшовных конструкций, работающих в диапазоне температур от -196°C до 156°C , и имеет во всех видах полуфабрикатов более высокие, чем у сплавов системы Al-Mg, прочностные характеристики (табл. 1.) [2, 4, 10, 11].

Сплав 01570 не является жаропрочным: при повышении температуры испытаний он быстро разупрочняется. Вместе с тем известно, что сплав является природно сверхпластичным, т.е. деформированные полуфабрикаты из него могут подвергаться сверхпластической формовке без специальной подготовки структуры [12-14], что в свою очередь позволит получать изделия сложной формы. В.Н. Перевезенцев с коллегами [12], проведя исследования, направленные на изучение данного явления, установили, что в диапазоне температур $300-400^\circ\text{C}$ заготовки из сплава 01570, полученные методами интенсивной пластической деформацией кручением, демонстрируют высокие значения относительного удлинения ($\bar{\delta}=520-1460\%$). Однако автор считает, что для объяснения причин такого поведения на-

нокристаллического сплава, особенно при 400°C, необходимо проведение дополнительных исследований. В работе [13] также показано, что при определенных температурах и скоростях деформирования сплав демонстрирует уникальные значения относительного удлинения ($\delta=1400-2300\%$). Однако из работы остается непонятным, какими способами и при каких условиях деформирования были получены первоначальные полуфабрикаты из этого сплава.

Табл. 1 – Механические свойства деформированных полуфабрикатов из сплавов АМг6 и 01570 (отожженное состояние) [2; 4]

Вид полуфабриката	Сплав АМг6			Сплав 01570		
	σ_B , МПа	$\sigma_{0,2}$, МПа	δ , %	σ_B , МПа	$\sigma_{0,2}$, МПа	δ , %
Штампованный профиль	340	170	20	380	250	23
Прессованный профиль	350	180	22	420	290	20
Лист 6 мм	340	160	20	420	290	20
Лист 2 мм	340	170	20	440	320	18

Важным показателем качества продукции является равномерная по сечению мелкозернистая структура изделия. Существует ряд способов получения такой структуры в сплавах, не претерпевающих фазовых превращений. Одним из них является процесс производства листов из конструкционных высокопрочных сплавов, который включает в себя получение слитка, прессование заготовки в виде полосы и последующую горячую и холодную прокатку [15]. Однако, данный способ получения листового проката является довольно трудоемкими и энергозатратным.

Для снижения трудоемкости производства и энергосиловых параметров самого процесса изготовления готового продукта необходимо определить предпочтительную структуры заготовки под обработку давлением (литая, ковкая или прессованная) и влияние основных параметров процесса деформации на изменение данного типа структуры.

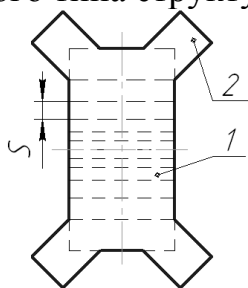


Рис. 1 – Эскиз исходной прессованной заготовки для отбора образцов под прокатку:

1- тело; 2 – фланцы

В настоящее время мировое производство полос из рассматриваемого сплава невелико, и опыт их обработки давлением ограничен. Актуальной остается задача определения рациональной схемы производства листа и выбор способа получения заготовки.

Целью настоящей работы является определение основных факторов, ограничивающих проведение процесса, и допустимых значений обжатий при прокатке листа из прессованной заготовки.

Экспериментальные исследования по продольной прокатке образцов из сплава 01570 проведены на кафедре ОМД Национальной металлургической академии Украины. Заготовку получали из отходов X-образного прессованного профиля (рис. 1). Использовали образцы прямоугольного сечения с размерами в

плане 45×100 мм и толщиной S от 6 до 16 мм, вырезанные в продольном направлении, а также квадратные - 52×52 мм с толщинами, соответствующим прямоугольным, которые были вырезаны из тела заготовки в поперечном направлении. Прокатку проводили на лабораторном стане дуо 200 с гладкой бочкой. Заготовку нагревали в электрической печи сопротивления до температуры 400-405⁰С в течении 1 часа с промежуточными нагревами до указанной температуры после каждого пропуска. Замер температуры внутри рабочего пространства печи осуществляли при помощи ручной проволочной Ni-NiCr термопары, а самих образцов – контактной термопарой. Конечная толщина полученной полосы составляла 2 мм. Относительное обжатие ϵ составило 10 -30% в зависимости от номера прохода, в сторону уменьшения от начала процесса. Количество проходов – от 4-х до 7-ми. Величины обжатий и коэффициентов вытяжки по проходам для части образцов представлены в таблице 2.

Табл. 2 – Показатели деформации прокатанных образцов

№ образца	Размеры образца, мм	Логарифмическая деформация по высоте образца							Коэффициенты вытяжки по проходам							Сумм. деформация	Сумм. коэф. вытяжк-
		Номер прохода							Номер прохода								
		1	2	3	4	5	6	7	1	2	3	4	5	6	7		
1	5×52×52	-0,1 5	-0,3 3	-0,3	-0,0 5	-	-	-	1,0 9	1,2 9	1,2 5	1,0 1	-	-	-	-0,8 3	1,7 6
2	6×52×52	-0,0 6	-0,4 1	-0,2 2	-0,1 7	-0,1 2	-0,1 8	-	1,0 4	1,4 0	1,1 0	1,2 1	1,1 0	1,1 0	-	-1,1 6	2,3 5
3	6×52×45 2	-0,1 6	-0,1 5	-0,3 2	-0,2 9	-0,2 3	-	-	1,2	1,1 6	1,1 2	1,2 9	1,2 6	-	-	-1,1 5	2,5 5
4	8×52×45 2	-0,1 3	-0,2 6	-0,2 3	-0,3 2	-0,2 6	-0,0 9	-	1,1 3	1,2 2	1,2 8	1,2 9	1,3 2	1,0 9	-	-1,2 9	3,2 6
5	6×52×41 00	-0,3 8	-0,1 3	-0,1 5	-0,2 6	-0,1 3	-	-	1,0 8	1,0 6	1,2 1	1,1 7	1,2 1	-	-	-1,0 5	1,9 7
6	8×52×41 00	-0,2 9	-0,1 4	-0,2 4	-0,1 0	-0,1 8	-0,2 6	-0,13	1,0 5	1,1	1,1 8	1,0 4	1,1 3	1,0 6	1,3 3	-1,3 4	2,2 4
7	10×52×4 100	-0,1 0	-0,3 6	-0,2 6	-0,2 5	-0,3 3	-0,2 2	-0,29	1,1	1,3 5	1,2 6	1,2 1	1,3 2	1,3	1,3 1	-1,8 1	5,0 8
8	12×52×1 00	-0,2 1	-0,4 0	-0,2 6	-0,2 3	-0,3 3	-0,2 6	-0,29	1,2 8	1,4 6	1,3 3	1,1 8	1,2 9	1,3 8	1,2 4	-1,9 8	6,4 5

В качестве примера на рисунке 2 представлен вид образцов после прокатки. Образцы были прокатаны без видимых наружных дефектов, что подтверждает возможность обработки давлением данного сплава. Однако, в единичных случаях возникало полное разрушение образца в первом же проходе (рис. 3). Причем режим нагрева и степени деформации этих образцов были идентичны остальным случаям. Это явление может быть связано с дефектностью исходной прессованной заготовки, например ликвацией, влияние которой не было исправлено в достаточной мере при прессовании слитка (очевидно процесс прессования проводился с малыми коэффициентами вытяжки).



а



б



Рис. 2 – Вид образцов после прокатки
 «а»-«б» – образцы с начальной толщиной 8 и 6 мм, соответственно;
 «в»-«г» – образцы с начальной толщиной 13 и 11 мм, соответственно

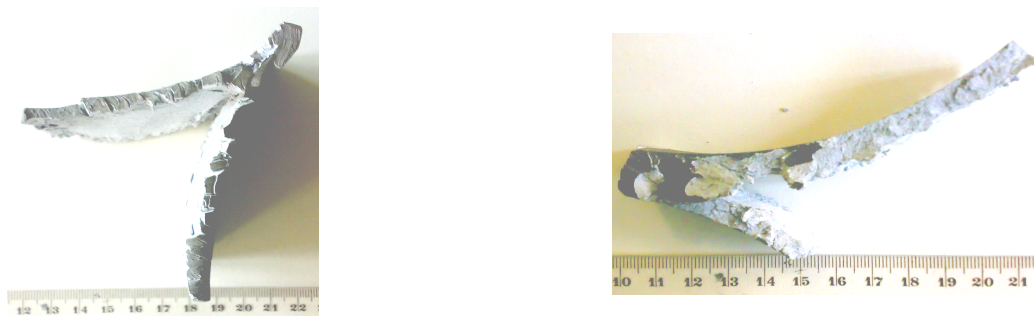


Рис. 3 – Вид разрушенных образцов в процессе прокатки

Таким образом, анализ литературных источников показал перспективность использования в авиационно-космической промышленности сплава 01570 системы Al-Mg-Sc, что связано с тенденцией снижения веса и металлоемкости конструкций и транспортных средств, а также увеличения массы полезного груза. В результате экспериментальных исследований установлено, что сплав 01570 может быть прокатан в горячем состоянии, при температуре 400 °С без видимых дефектов при единичных логарифмических обжатиях 0,26–0,33, и суммарных до 2,0. Наличие единичных случаев полного разрушения образцов при прокатке в первом проходе при относительно небольших обжатиях свидетельствует о необходимости дальнейшего исследования процесса гомогенизации заготовок под прокатку и прокатки этого сплава.

Список литературы: 1. Алюминиевые сплавы. Выпуск 6. Свариваемые сплавы / сб. статей под ред. Фридляндера И.Н.. – М.: Металлургия, 1969. – 180 с., ил. 2. Filatov Yu. A. New Al-Mg-Sc alloys / Yu. A. Filatov, V. I. Yelagin, V. V. Zakharov // Mater. Sci. Eng. – 2000. – V. A280. – P. 97-101. 3. Елагин В.И. Конструкционные наноструктурные сплавы на основе алюминиевой основе / В.И. Елагин // Цветные металлы. – 2009. – № 6. – С. 103-111. 4. Филатов Ю.А. Деформируемые сплавы на основе системы Al-Mg-Sc и перспективы их применения в автомобилестроении / Ю.А. Филатов // Цветные металлы. – 1997. – № 2. – С. 60-62. 5. J. Royset. Kinetics and mechanisms of precipitation in an Al-0.2WT.% Sc alloy / J. Royset, N. Ryum // Mater. Sci. Eng. – 2005. – V. 396. – P. 409-422. 6. Авіаційно-космічні матеріали та технології / [Богуслаєв В.О., Качан О.Я., Калініна Н.Є. та інші.]. – Запоріжжя: ВАТ «Мотор-Січ», 2009. – 383 с. 7. Елагин В. И., Захаров В. В., Ростова Т. Д. // Цветные металлы. 1982. № 12. С. 96–97. 8. Елагин В.И. Алюминиевые сплавы, легированные скандием / В.И. Елагин, В.В. Захаров, Т.Д. Ростова // Металловедение и термическая обработка металлов. – 1992. – № 1. – С. 24-28. 9. Паспорт 11-61-84 на алюминиевый сплав марки 01570, 1984 г. 10. Effect of Sc on Recrystallization of Aluminum and it's Alloys / T.D. Rostova, V.G. Davydov, V.I.Yelagin [and other] // Proc. of ICAA7/ - 2000. – Part 2. – P. 793-798. 11. Особенности формирования структуры и свойств литейных Al-Mg-сплавов, легированных скандием / В.В. Черкасов, П.П. Побежимов, Л.П. Нефедова [и др.] // Металловедение и термическая обработка металлов. – 1996. – № 6. – С. 30-32. 12. Высокоскоростная сверх-

пластичность нанокристаллического алюминиевого сплава 01570 / В.Н. Перевезенцев, М.Ю. Щербань, М.Ю. Мурашкин [и др.] // Письма в «Журнал технической физики». – 2007. – Т. 33. – № 15. – С. 40-46. **13.** Автократова Е.В. Перспективный Al-Mg-Sc сплав для самолетостроения / Е.В. Автократова // Вестник уфимского государственного авиационного технического университета. – 2007. – Т. 9. – № 1. – С. 182-183. **14.** Юнусова Н.Ф. Высокоскоростная сверхпластичность в алюминиевых сплавах 1420 и 1421, равноканальному угловому прессованию / Н.Ф. Юнусова, Р.К. Исламгалиев, Р.З. Валиев // Металлы. – 2004. – №2. – С. 21-28. **15.** Пат. 2246555 Россия, МПК С22F1/053. Способ получения сверхпластичного листа из высокопрочного алюминиевого сплава и изделие, полученное из него / И.Н. Фридляндер, О.Г. Сенаторова, В.В. Сидельников и др. – Заявл. 22.01.2004; Опубл. 20.02.2005.

УДК 621.771

ПЛЕСНЕЦОВ Ю.А., канд. техн. наук, зав. кафедрой «ОМД» НТУ «ХПИ»
ГОРОБЕЙ Н.Р., студентка, НТУ «ХПИ»
КОВОРТНЫЙ Т.Л., ассистент, НТУ «ХПИ»

ТЕОРЕТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ ПАРАМЕТРОВ ПРОКАТКИ ПРОФИЛЕЙ С ПОПЕРЕЧНЫМ ПЕРИОДИЧЕСКИМ ОРЕБРЕНИЕМ

С использованием метода конечных элементов выполнен анализ формоизменения металла и определены энергосиловые параметры прокатки периодических полосовых бичевых профилей. Анализ полученных теоретических зависимостей позволил установить, что с увеличением температуры деформации (от 950°C до 1150°C) энергосиловые параметры процесса снижаются до 50%, увеличение истинной деформации от 1,5 до 2,0 приводит к их возрастанию до 40%, для достижения требуемой высоты ребра (8 мм) необходимо создание истинной деформации пределах 1,5. Для этого не требуется применение повышенной жесткости.

З використанням метода кінцевих елементів виконано аналіз формозмінення металу та визначені енергосилові параметри прокатки періодичних смугових бичових профілів. Аналіз отриманих теоретичних залежностей дозволив встановити, що зі збільшенням температури деформації (від 950°C до 1150°C) енергосилові параметри процесу знижуються до 50%, збільшення істинної деформації від 1,5 до 2,0 призводить до їх зростання до 40%, для досягнення потрібної висоти ребра (8 мм) необхідно створення істинної деформації в межах 1,5. Для цього не потрібне використання підвищеної жорсткості.

Using method of finite elements the analysis of metal forming of periodic stripped whip roll forms was completed and their energy power parameters were defined. The analysis of gained theoretic dependencies allowed to determine that with growing the strain temperature (from 950°C to 1150°C) the energy power parameters of process fall down to 50%, and increase of true strain from 1,5 to 2,0 cause their growth up to 40%, to gain the required rib height (8 mm) it is needed to create the true strain near 1,5. Increased harshness is not required in this case.

Важнейшим узлом зерноуборочного комбайна является молотильный барабан, главная и основная деталь которого – бичевые профили (профили непосредственно участвующие в обмолоте зерновой массы). Бичевые профили представляют собой сложные периодические профили с поперечным односторонним оребрением, которое участвует в процессе обмолота зерновой массы, контактируя с ней путем ударного воздействия по обмолачиваемой массе.

Цель работы – исследование формоизменения при прокатке периодических профилей.

Для достижения цели в работе выполнен теоретический анализ течения металла в очаге деформации и получены зависимости для определения энергосиловых параметров прокатки полосовых бичевых профилей – периодических профилей с поперечным оребрением.

Для решения задачи применяем известный вариант метода конечных элементов [1, 2].

Задача имеет следующую физическую интерпретацию. Некоторое сечение подката до деформации покрыто квадратными ячейками. При возникновении деформации эти ячейки подвергаются искажению, как по форме, так и по размерам без разрывов и с сохранением объемов каждой ячейки. До деформации рассматриваемое сечение имеет единичную длину в направлении перпендикулярном плоскости сечения, а после деформации для двухмерных конечных элементов предполагается, что все удлинения в направлении, перпендикулярном плоскости деформированного сечения, одинаковы. Таким образом, все деформированные ячейки после деформации имеют одинаковую площадь не обязательно равную первоначальной. Необходимо определить координаты ячеек после деформации, предполагая, что суммарная работа деформации ячеек минимальна. При этом необходимо соблюдать условие на контакте сечения с внешними факторами, например, геометрическую форму контакта и инструмента при прокатке, условия трения и т.д. Данная методика разработана применительно к ориентированным по направлению прокатки ребрам и позволяет прогнозировать форму ребра после прокатки в заданном прокатном оборудовании и рассчитывать параметры требуемого оборудования для обеспечения технических требований готового профиля.

Задачу в обобщенном виде можно сформулировать следующим образом. Пусть имеется одно сечение, деформация которого зависит от деформации рассматриваемого сечения и расчет работы деформирования производится в зависимости от величины этой деформации. Требуется определить координаты ячеек после деформации исходя из предложения о минимизации суммарной работы деформации рассматриваемых ячеек и дополнительного сечения.

Математическая задача ставится следующим образом.

Составляется функция Лагранжа:

$$L = \Phi_1 + \lambda \Phi = \min, \quad (1)$$

Уравнение (1) решается методом покоординатного спуска путем вариации внутренних узлов ячейки и величины λ .

Объем каждой ячейки после деформации обозначим через V . Условия равенства объемов каждой ячейки величине V записывается в виде:

$$\Phi_1 = \sum_{i=1}^{m_1} \sum_{j=1}^{m_2} \sum_{k=1}^{m_3} (V_{ijk} - V)^2 = \min, \quad (2)$$

где V_{ijk} – объем ячейки с номером ijk до деформации;

m – число конечных элементов в очаге деформации.

Условие минимума работы деформации имеет вид:

$$\Phi_2 = \sum_{ijk} \varepsilon_{ijk} \sigma_{ijk} \Delta X^3 + A(\varepsilon_{cp}) = \min, \quad (3)$$

где ε_{ijk} - интенсивность деформации ячейки с номером ijk ;
 σ_{ijk} - интенсивность напряжений в ячейках с номером ijk ;
 ΔX - размер ячейки до деформации;
 ε_{cp} - средняя интенсивность деформаций;
 $A(\varepsilon_{cp})$ - работа деформации, зависящая от деформации рассчитываемого сечения.

Интенсивность деформации определяется по формуле:

$$\varepsilon_{ijk} = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{\left[\left(\varepsilon_{x_{ijk}} - \varepsilon_{y_{ijk}} \right)^2 + \left(\varepsilon_{y_{ijk}} - \varepsilon_{z_{ijk}} \right)^2 + \left(\varepsilon_{z_{ijk}} - \varepsilon_{x_{ijk}} \right)^2 + \frac{3}{2} \left(\varepsilon_{xy_{ijk}}^2 + \varepsilon_{yz_{ijk}}^2 + \varepsilon_{zx_{ijk}}^2 \right) \right]}. \quad (4)$$

Интенсивность напряжений рассчитывается по эмпирическим формулам [3] и зависит от деформации, скорости деформации, температуры и химического состава материала ячейки.

Кроме условий (2) и (3) имеются граничные условия еще двух типов:

- на какой-то части границы деформированного сечения заданы координаты x_2, y_2, z_2 деформированных ячеек;
- на какой-то части границы деформированного сечения заданы условия симметрии координат x_2, y_2, z_2 деформированных ячеек.

Условия (2) и (3) противоречат друг другу. Это легко увидеть на примере прямоугольной области, имеющей $m+n$ ячеек или $(m+1)(n+1)$ точек сеточной области. Если продифференцировать каждое из условий (2) и (3) по x_{ijk} и y_{ijk} , то получим $4mn$ уравнений относительно $2mn$ неизвестных.

Таким образом, уравнения (2) и (3) с граничными условиями представляют собой типичную задачу на условный экстремум.

Уравнение (2) решается методом покоординатного спуска путем вариации координат внутренних узлов ячейки и величины λ .

Рассматриваемая задача является не стационарной, Однако приближенно можно принять, что все граничные ячейки линии BCDEFKMNQG вытягиваются на одну и ту же величину μ (рис. 1).

Это допущение для большинства видов оребрения (угол между касательной к элементу оребрения и образующей вала отличен от нуля) обоснованно, так как в каждый момент времени в любом поперечном сечении очага деформации находятся различные участки элементов оребрения, расположенных вдоль образующей вала.

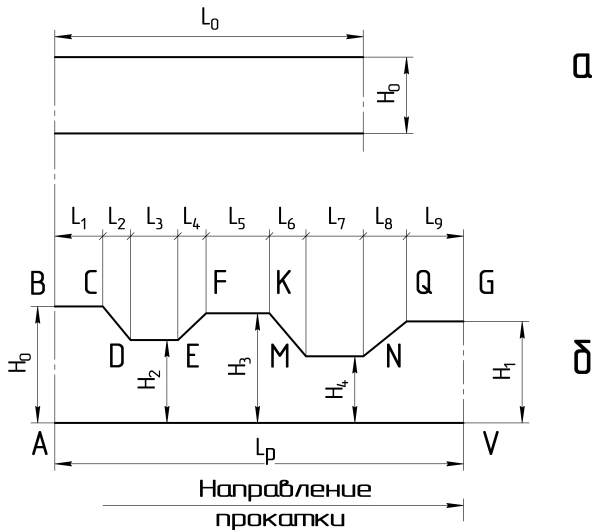


Рис. 1. Рассматриваемое продольное сечение до (а) и после (б) деформации

Для рассмотрения принимаем профиль, подобный представленному на рис. 1, который разбиваем на девять участков (рис. 2) с длинами $L_1 \dots L_9$. Варьируемые параметры – $\Delta h_1, \Delta h_2, \Delta h_3$.

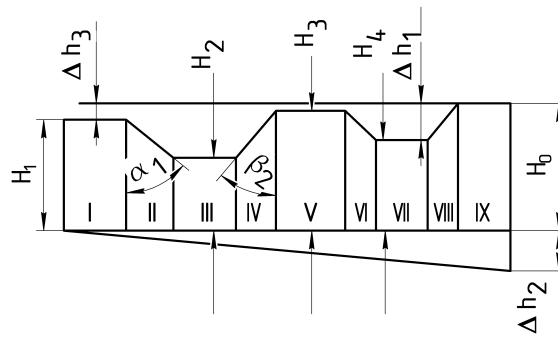


Рис. 2. Схема к расчету технологических параметров прокатки

Допущение о равенстве уширения всех конечных элементов снижает точность расчета, поэтому была использована уточненная модель бокового уширения профиля и утяжки ребра и функционал, имеющий вид:

$$\Phi = \sum_i \left[A_i + C \left(\frac{F_{1i}}{F_{0i}} - \frac{1}{\beta_i} \right)^2 \right] = \min, \quad (5)$$

где F_{0i} – площадь i -го конечного элемента до прокатки;

F_{1i} – площадь i -го конечного элемента после прокатки;

β_1 – коэффициент уширения i -го конечного элемента.

Работа деформации каждого конечного элемента рассчитывалась по известной формуле [3]:

$$A_i = \sigma_s \varepsilon V, \quad (6)$$

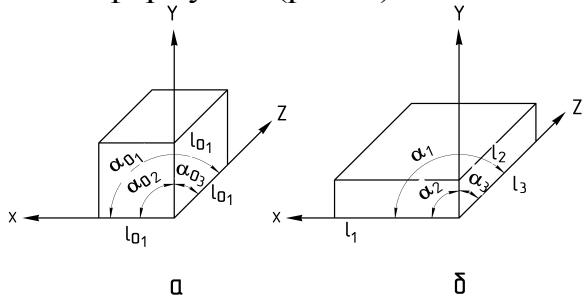
где σ_s – сопротивление деформации, зависящее от температуры, химического состава стали, степени и скорости деформации, рассчитываемое по формуле [3];

ε – интенсивность деформации, рассчитываемая по формуле (4).

В разрезе показан симметричный элемент с двумя зубьями (рис. 1) в очаге деформации, по вертикальным линиям В и С принято условие симметрии, т.е. равенство нулю горизонтальных перемещений. Также принято нулевое перемещение металла в горизонтальном направлении по линии контакта с гладким валком, что моделирует условие скольжения.

Несмотря на стационарность задачи, по горизонтальным линиям зубчатого валка перемещения усредняли по всей длине очага деформации и за очаговой зоной по известному методу [2].

Составляющие интенсивности деформации для каждого элемента рассчитывали по формулам (рис. 3):



$$\begin{aligned} \epsilon_x &= \ln \frac{l_{01}}{l_1}; \quad \epsilon_y = \ln \frac{l_{02}}{l_2}; \quad \epsilon_z = \ln \frac{l_{03}}{l_{31}} = -\mu; \\ \epsilon_{xy} &= \alpha_{01} - \alpha_1; \quad \epsilon_{yz} = \alpha_{02} - \alpha_2; \quad \epsilon_{zx} = \alpha_{03} - \alpha_3; \end{aligned} \quad (7)$$

Рис. 3. Определение составляющих интенсивности деформаций конечного элемента:

а – конечный элемент до деформации;
б – конечный элемент после деформации

На рис. 4 представлена модель уширения профиля, из которого следует, что участок I полностью уширяется после прокатки, участок II – переходная зона, причем закон распределения уширения принят по прямой линии, а участок III не уширяется, причем длина участков II и III одинакова. Если обозначить длину первого участка через l_1 , площадь его через F_1 , длины второго и третьего участков через l_2 , высоту их через h_0 , уширение первого участка через β , длину всех трех участков до прокатки через l_0 , то для определения l_2 из закона сохранения получим:

III одинакова. Если обозначить длину первого участка через l_1 , площадь его через F_1 , длины второго и третьего участков через l_2 , высоту их через h_0 , уширение первого участка через β , длину всех трех участков до прокатки через l_0 , то для определения l_2 из закона сохранения получим:

$$l_0 h_0 = F_1 \beta + h_0 l_1 \frac{1+\beta}{2} + h_0 l_1, \quad (8)$$

откуда

$$l_1 = \frac{l_0 h_0 - F_1 \beta}{h_0 \left(1.5 + \frac{\beta}{2}\right)}, \quad (9)$$

Варьируя величиной β и величиной ребра, строим деформированную картину конечных элементов, согласно описанному алгоритму и получаем работу деформации $A(\beta)$, значение β и величины высоты ребра, соответствующее наименьшей $A(\beta)$, принимаем за истинной формоизменение.

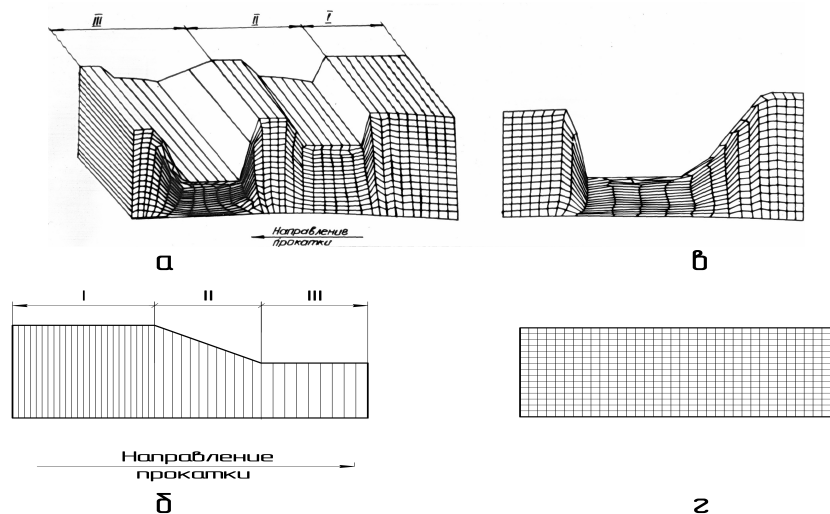


Рис. 4. Схема разбиения бичевого профиля на конечные элементы:
а – аксонометрия после прокатки; б – вид сверху после прокатки;
в – вид сбоку после прокатки; г – вид сбоку до прокатки.

При реализации приведенной постановки задачи на компьютере и, исходя из анализа известных систем основных программных модулей, (реализующих расчет деформированной картины и работы деформации для любых квазиобъемных задач обработки металлов давлением, граница которых состоит из прямых линий), в настоящей работе использованы следующие модули:

- расчет начальных внутренних и граничных координат деформированной сетки конечных элементов бичевого профиля;
- расчет координат недеформированной сетки конечных элементов полосового бичевого профиля;
- расчет площадей конечных элементов по заданной совокупности их номеров;
- расчет длины второго и третьего участков.

В качестве информационной базы в используемой программе принято разбиение области на четырехугольные блоки, которые автоматически разбиваются на четырехугольные конечные элементы. Блоки нумеруются произвольным образом. Взаимное расположение блоков характеризуется номерами левого, правого, нижнего и верхнего блоков.

После определения варьируемых параметров, усилие P , момент M и мощность N прокатки рассчитываются по формулам:

$$P = \frac{Ab}{\Delta h_{cp}} = \frac{\varepsilon \sigma v b}{\Delta h_{cp}}, \quad (10)$$

$$M = \frac{AR}{l_d}, \quad (11)$$

$$N = \frac{M}{R} v, \quad (12)$$

где v - скорость прокатки.

Для оперативного анализа деформированного состояния была использована типовая программа для вывода информации на монитор компьютера.

В используемой программе применен комплекс графических программ, разработанный в институте прикладной математики им. М.В. Келдыша. Особенностью примененной программы является то, что координаты деформированной картины выводятся на монитор. Вид деформированного состояния при прокатке полосовых бичевых профилей приведен на рис. 5.

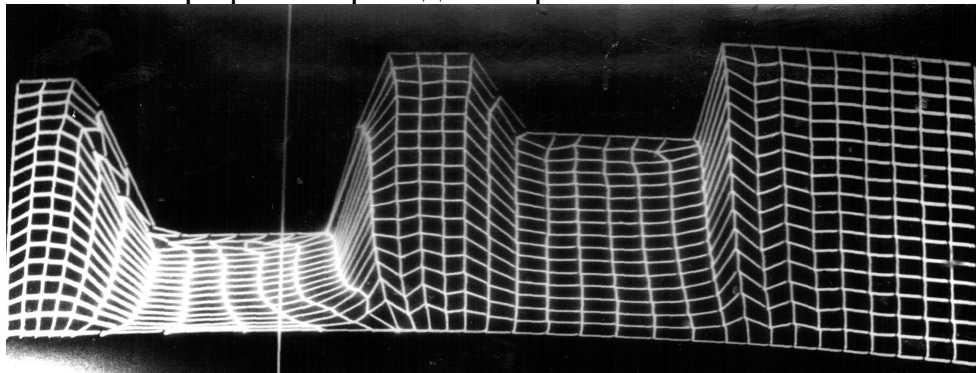


Рис. 5. Деформированное состояние металла при прокатке

Анализ деформированного состояния металла показал, что длина очага деформации в ходе прокатки изменяется, причем сама деформация начинается до входа выделенного сечения в геометрический очаг деформации. Изменение длины очага деформации носит непрерывный характер – ее изменение обусловлено перемещением входящего в очаг деформации зуба рабочего инструмента в сторону выхода в интервале времени от начала контакта до вступления в контакт с металлом очередного зуба. Особенностью этого процесса является расположение зубьев под углом к оси прокатки. Что приводит к одновременному внедрению с началом внедрения одного зуба внедрению другого.

Имеет место резкая неравномерность деформации по длине и высоте полосы. Первая обусловлена последовательным внедрением в металл заготовки зубьев валков и образованием ребер на раскате. Другой особенностью рассматриваемого процесса является формирование вершин ребер не за счет обжатия, а за счет утяжки. Таким образом, можно сделать вывод о том, что металл в месте формирования ребер не достигает дна калибра. Этим объясняется и характер линейно аппроксимированных кривых, полученных в ходе расчета основных параметров прокатки полосовых бичевых профилей. Все зависимости носят линейно-пропорциональный характер, отсутствуют изломы линий, соответствующие полному заполнению металлом калибров на валках.

На основании выполненных теоретических исследований разработана методика расчета основных технологических параметров прокатки, которая предусматривает следующую последовательность операций:

- определение исходных данных для расчета (параметры оборудования, варианты калибровки, температурного режима, материала и т.д.);
- расчет выбранных параметров метода конечных элементов с выводом сеточной модели на монитор;
- анализ полученных результатов с точки зрения выбора оптимальных параметров процесса.

Разработанная методика позволяет рассчитать технологические и энергосиловые параметры прокатки.

По разработанной программе произведены расчеты зависимости высоты ребра и относительного уширения от величины истинной деформации и температуры. Полученные зависимости представлены на рис. 6 и рис. 7. Величина высоты ребра при увеличении истинной деформации изменяется прямо пропорционально. Изменение температуры с 950°C до 1150°C приводит к приращению высоты ребра в пределах 11%.

Изменение величины истинной деформации с 1,0 до 2,0 приводит к приращению высоты ребра с 6,8мм до 10,1мм. Однако, для достижения требуемой высоты ребра – 8мм необходимо создание истинной деформации в пределах ~ 1,5; что не требует применения клетей повышенной жесткости и может быть обеспечено использованием обычных клетей дуо 250.

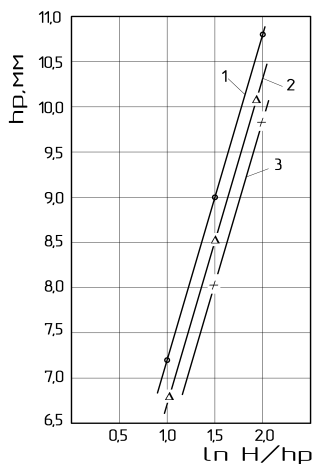


Рис. 6. Зависимость высоты ребра профиля от величины истинной деформации при различных температурах:
1 – $T=1150^{\circ}\text{C}$; 2 – $T=1050^{\circ}\text{C}$; 3 – $T=950^{\circ}\text{C}$

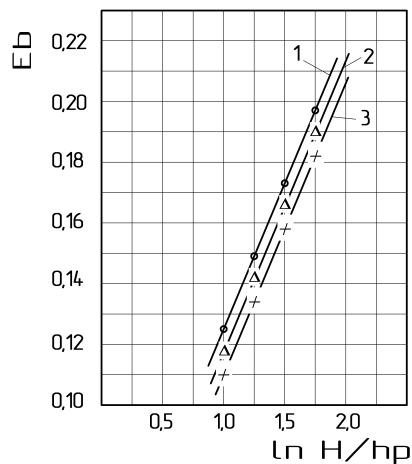


Рис. 7. Зависимость относительного уширения от величины истинной деформации при различных температурах:
1 – $T=1150^{\circ}\text{C}$; 2 – $T=1050^{\circ}\text{C}$; 3 – $T=950^{\circ}\text{C}$

Анализ зависимости относительного уширения профиля от величины истинной деформации при различных температурах (рис. 7) показал, что при увеличении величины истинной деформации относительное уширение растет пропорционально. С увеличением температуры этот рост значительно повышается. С ростом температуры от 950°C до 1150°C величина относительного уширения увеличивается, величина изменения относительного уширения (при постоянном значении истинной деформации) колеблется от 0,12 до 0,24. При величине истинной деформации, достаточной для обеспечения требуемой высоты ребра – 1,5, величина относительного уширения достигает значения в пределах 0,15...0,17.

По разработанной методике был произведен расчет энергосиловых параметров прокатки полосовых бичевых профилей. Полученные зависимости представлены на рис. 8 и рис. 9. На рис. 8 представлена зависимость усилия прокатки от величины истинной деформации при различных температурах.

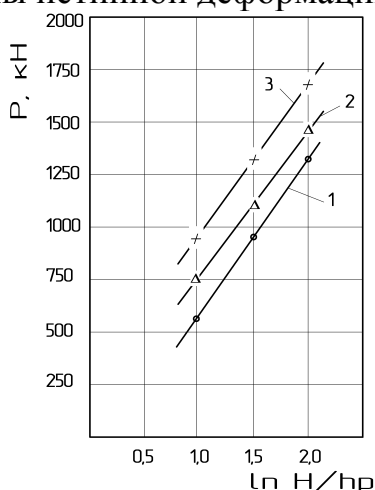


Рис. 8. Зависимость усилия прокатки от величины истинной деформации при различных температурах:
1 – $T=1150^{\circ}\text{C}$; 2 – $T=1050^{\circ}\text{C}$; 3 – $T=950^{\circ}\text{C}$

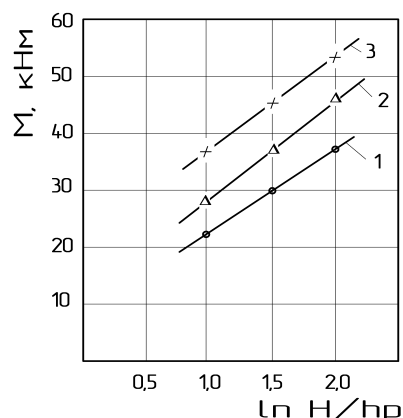


Рис. 9. Зависимость момента прокатки от величины истинной деформации при различных температурах:
1. $T=1150^{\circ}\text{C}$; 2. $T=1050^{\circ}\text{C}$; 3. $T=950^{\circ}\text{C}$

Использование показателя истинной деформации обусловлено большой деформацией при прокатке полосовых бичевых профилей. Анализ представленной зависимости (рис. 8) показал, что при температуре 1050°C увеличение истинной деформации с 1,0 до 1,5 приводит к возрастанию усилий прокатки на 37%. Снижение температуры при истинных деформациях 1,5 от 1150°C до 950°C приводит к возрастанию усилий прокатки на 44% и составит 1300 кН.

Аналогичные зависимости наблюдаются и у изменения момента прокатки от температуры прокатки и величины истинной деформации (см. рис. 9). так при температуре 950°C величина момента прокатки также будет максимальной и составит 45 кНм.

Полученные результаты теоретических исследований позволяют определить основные параметры технологии при прокатке полосовых бичевых профилей.

Выводы: 1. При решении задач формоизменения металла и определении энергосиловых параметров прокатки полосовых бичевых профилей использован метод конечных элементов. Использована известная методика теоретического расчета технологических параметров прокатки периодических профилей с поперечным ребрением в двухвалковом калибре, которая реализована в специальной прикладной программе. Она позволила оперативно анализировать деформированное состояние металла после прокатки по искажениям координатной сетки на мониторе.

2. Используемая известная методика расчета предусматривает следующую последовательность операций:

- определение исходных данных для расчета;
- расчет выбранных параметров методом конечных элементов с выдачей точной модели на монитор;
- анализ полученных результатов с точки зрения выбора оптимальных параметров процесса.

3. Анализ деформированного состояния металла показал, что длина очага деформации в ходе прокатки периодически изменяется. Это изменение носит непрерывный характер. Вершины ребер формируются без прямого обжатия при наличии утяжки. Металл в месте формирования ребер не достигает дна калибра, что объясняет характер линейно-аппроксимированных кривых носящий линейно-пропорциональный характер: отсутствуют изломы линий, соответствующие полному заполнению металлом калибров на валках.

4. Анализ полученных теоретических данных показал, что с увеличением температуры деформации (от 950°C до 1150°C) энергосиловые параметры процесса снижаются до 50%, и увеличение истинной деформации от 1,5 до 2,0 приводит к их возрастанию до 40%.

5. Анализ формоизменения подката в периодическом калибре показал, что для достижения требуемой высоты ребра (8 мм) необходимо создание истинной деформации пределах 1,5. Для этого не требуется применение повышенной жесткости.

Список литературы: 1. Определение критических деформаций полок двутавров по условиям устойчивости методом конечных элементов. – Н.Ф. Грицук, Е.Л. Белкин, И.Д. Лубский и др. – В сб.: Сортопрокатное производство, вып. 2. Определение параметров прокатки штрипсов с рифленой поверхностью./ В.Г. Кизиев, Е.Л. Белкин, Ю.Н.М. Диденко и др. – В сб.: Повышение эффективности производства и расширение сортамента горячекатаных профилей. Харьков, 1983, с. 32-40. 3. Андreyuk П.В., Тюленев Г.Г. Аналитическая зависимость сопротивления деформации металла от температуры, скорости и степени деформации.- Сталь, 1972, №9, с. 825-828. 4. – Харьков: - УкрНИИМет, 1976, с. 18-22.

УДК 621.771.2

КАПЛАНОВ В. И., доктор технических наук, проф., ПГТУ, г. Мариуполь
КОРЕНКО М.Г., аспирант, ПГТУ, г. Мариуполь.

СТАРОСТА Н.В., зав. лабораториями кафедры Литейно – прокатных технологий, НМетАУ, г. Кривой Рог

ЭНЕРГОЭФФЕКТИВНЫЙ ПРОЦЕСС ПОЛУЧЕНИЯ ПЛЮЩЕННЫХ ЛЕНТ В УСЛОВИЯХ МЕЛКОСОРТНЫХ СТАНОВ

Рассмотрен процесс получения ленты методом горячей прокатки - плющения, с применением разгонных калибров в условиях мелкосортных станов. Предложена энергоэффективная технология производства лент на мелкосортном стане.

Ключевые слова: Плющенная лента, заготовка, расход металла, разгонный калибр, горячая прокатка, боковая кромка.

Розглянуто процес одержання стрічки методом гарячої прокатки -плющення, із застосуванням розгінних калібрів в умовах дрібносортового стану. Запропонована енергоефективна технологія виробництва стрічок на дрібносортовому стані.

Ключові слова: Плющена стрічка, заготовка, витрата металла, розгінний калібр, гаряча прокатка, бічна крайка.

The process of obtaining tapes by hot rolling - flattening with overlocking caliber in small-section mills. Proposed energy-efficient production technology for small-section mill feeds.

Keywords: Flattening tape, billet, consumption of metal, overlocking caliber, hot rolling, lateral edge

Введение

Плющеную ленту применяют для изготовления различных деталей автотракторной и авиационной промышленности, в сельскохозяйственном машиностроении, приборостроении и других отраслях [1].

В настоящее время производство плющеной ленты организовано в сталепроволочных или прокатных цехах металлургических заводов и в заготовительных цехах машиностроительных заводов.

Технология изготовления плющеной ленты сложный и многостадийный процесс. Сортамент плющеной ленты весьма широкий. Плющением получают ленту толщиной в пределах от 0,01 мм до 10 мм и малой ширины (не превышает 30 мм) из различных марок сталей и сплавов (табл. 1).

Таблица 1- Размеры плющеной ленты

Группа	Толщина мм	Ширина мм
Толстые размеры	2,5 —7,6	4,0 —15,0
Средние размеры	0,75—2,5	1,0 —13,0
Тонкие размеры	0,20—0,75	0,30— 6,0
Тончайшие размеры	0,03—0,20	0,05— 3,0

Наиболее простым и экономичным способом производства ленты является порезка широкой полосы дисковыми ножницами на полосы необходимой ширины. Однако качество полученной полосы не всегда удовлетворяет требованиям потребителя по наличию заусенцев на кромках, состояние поверхности и форме кромок, разнотолщинности отдельных полос, разности по структуре и физико-механическим свойствам отдельных полос и др. Для получения весьма тонких и узких лент такой способ вообще не может быть применим.

Существующие технологии производства ленты плющением, заключаются в поэтапной деформации заготовки круглого профиля [1-3]

Недостатком таких технологий является постепенное обжатие заготовки круглого профиля цилиндрическими валками, с гладкой рабочей поверхностью валков до требуемой толщины, который выполняют холодной прокаткой со свободным неконтролируемым уширением. Применение валков с гладкой рабочей поверхностью приводит к неравномерной деформации по ширине полосы, наличия внеконтактных зон, которые сосредоточены на ее боковой поверхности. На поверхности металла создается плоско напряженное состояние растяжения, которое приводит к нарушению его сплошности в результате образуются дефекты в виде рванин, трещин и др. Существенным недостатком также является захват металла валками в сосредоточенном месте валка и как следствие местный износ валков, а также невозможное получение широкого сортамента лент по геометрическим размерам из заготовки круглого профиля одного размера. Для получения лент разных размеров по ширине необходимо применять широкий сортament заготовок круглого профиля.

Одними из основных операций являются выбор размеров исходной заготовки и ее подготовка к плющению. Заготовкой для производства плющенных лент является профиль круглого сечения, произведенный продольной прокаткой или волочением. Выбор формы профиля исходной заготовки для производства плющеной ленты диктуется технологией отделки и видом ее поставки. Поставка исходной заготовки осуществляется в мотках на катушках или в бунтах. Известно, что при сматывании профилей происходит его пластическая деформация и, особенно при сматывании профилей при неподвижном мотке, при котором происходит скручивание профиля вокруг его продольной оси на 360°. При смотке заготовки на подвижных катушках (бунтах) происходит деформация поверхностных слоев, что приводит к искажению формы и размеров профиля. Поэтому при производстве плющенных лент используют заготовку круглого профиля. Выбор профиля исходной заготовки зависит от геометрических размеров готовой ленты, технологии ее производства и состава технологического оборудования.

В зависимости от геометрических размеров плющеной ленты и состава технологического оборудования разрабатывают технологический процесс плющения ленты [2]. Известно, что при прокатке, а плющение есть частный вид продольной прокатки [3], заготовки с одинаковой конечной толщиной и суммарным обжатием уширение будет тем меньше, чем за большее число проходов она прокатывается. Указанное обстоятельство также объясняется на основе закона наименьшего сопротивления. При увеличении числа проходов уменьшается частная величина обжатия, приходящаяся на каждый проход. При этом уменьшаются длина дуги захвата, силы трения и величина сопротивления продольному течению металла. При почти неизменном поперечном напряжении, обеспечивается увеличение вытяжки и уменьшение уширения.

Получение закругленных кромок, которые обеспечивают высокое качество ленты, затруднительно, а в ряде случаев вообще невозможно после соответствующей холодной прокатки, и затем порезке на полосы необходимой ширины. Поэтому в современной машиностроительной и приборостроительной промышленности широко применяется процесс плющения.

Машиностроительная и приборостроительная промышленности постоянно повышают требования к качеству и более широкому сортаменту плющеной ленты, поэтому исследования направленные на разработку новых технологий производства лент из различных металлов и сплавов является весьма актуальной.

Для получения широкого сортамента лент по геометрическим размерам необходимо иметь и широкий сортамент исходной заготовки. Это объясняется тем, что при плющении большая часть металла смещается в продольном направлении и зависит от величины смещенного объема металла в вертикальном направлении, при этом на уширение идет незначительный смещенный объем.

Ленту, которая предназначена для гибки, штамповки деталей, изготовления труб, учитывая недостатки холодного плющения лучше получать горячей прокаткой - плющением. Поставленная задача усовершенствования способа изготовления ленты плющением, решается путем новой совокупности операций и последовательности их выполнения, равномерного распределения деформации заготовки круглого профиля, обеспечить создание условий большего пластического течения металла в поперечном направлении, и за счет этого расширить сортамент лент по геометрическим размерам поперечного сечения из заготовки одного размера круглого сечения.

Применение горячей прокатки - плющения позволит: уменьшить энергозатраты, сократить количество подготовительных операций, исключить применение дорогих масел, создать более гибкую технологию производства лент. Процесс горячей прокатки - плющения основан на создании таких условий пластической деформации при которых уширение будет достигать максимальных значений. Изменения калибровку валков и режимы обжатий можно получать ленты широкого сортамента

Энергоэффективная технология горячей прокатки заготовки круглого профиля в ленту заданной толщины и необходимой ширины происходит следующим образом (рис. 1). После подготовки заготовки к прокатке для равномерного раздела ее задают в разгонный калибр первой клетки таким образом, чтобы вертикаль-

ная ось заготовки и вертикальная ось калибра совпадали. Под действием сил, которые возникают от наклонных стенок разгонного гребня металл заготовки вынужденно больше течет в ширину. Количество проходов для получения лент различных геометрических размеров зависит от радиуса гребня и радиусов сопряжения гребня с цилиндрической частью валка. Применение разгонного калибра приводит к сокращению количества пропусков для получения ленты надлежащей ширины, а при прокатке заготовки с низкой текучестью металла в холодном состоянии и к сокращению промежуточной операции термической обработке, с целью снятия наклепа на промежуточном профиле.

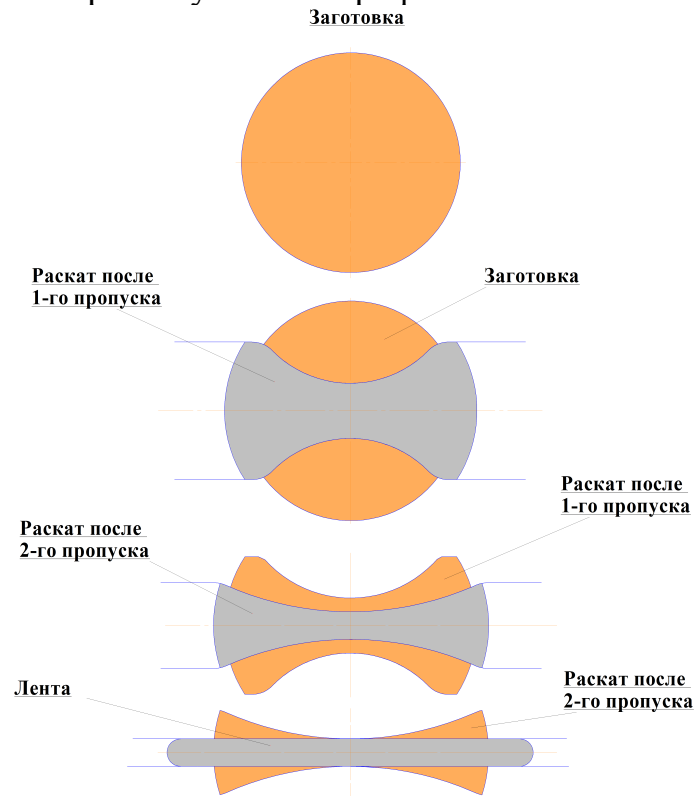
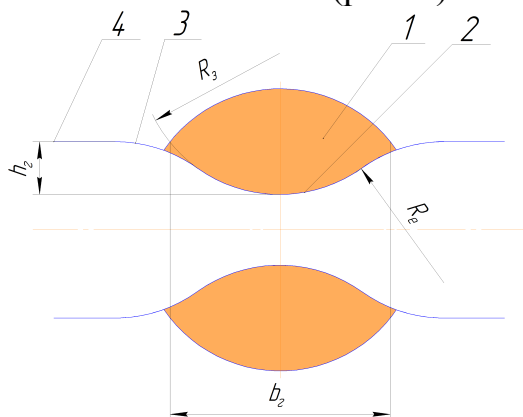


Рис. 1. Схема технологии горячей прокатки заготовки круглого профиля в ленту.

Для проверки способа прокатки ленты были проведены теоретические исследования и опыты на лабораторном стане с диаметром валков 50 мм. Были прокатаны заготовки диаметром 10 мм, выполненные из свинца. Для разных условий плющения ленты изготовлены валки, на которых были нарезаны разгонные калибры с разными радиусами гребня и радиусами сопряжения гребня с цилиндрической частью валка (рис. 2).



- 1 – прокатываемый металл,
- 2 – разгонный гребень,
- 3 – элементы соединения,
- 4 – цилиндрическая часть валков.

Рис. 2. Разгонный калибр

Исследования проведенные на лабораторном стане показали, что в первом пропуске оптимальной формой разрезного гребня является такая форма и размеры, при которой радиус гребня и радиусы сопряжения гребня с цилиндрической частью валка соответствует радиусу самой заготовки. При прокатке в первом пропуске основная пластическая деформация сконцентрирована в центре раската, но благодаря наклонным стенкам разгонного гребня происходит вынужденное уширение раската, чем достигается максимальное уширение раската, и тем самым и необходимой ширины ленты за меньшее количество пропусков. При прокатке во втором и следующих пропусках основная пластическая деформация смещается от центра раската на край, тем самым еще больше увеличивается его уширение.

По результатам исследований было установлено, что при прочих равных условиях с изменением формы разгонного калибра интенсивнее изменяется рост уширения и замедляется вытяжка. Поэтому применение разгонных калибров способствует уменьшению величины вытяжки и увеличению величины уширения, а, следовательно, снижению количества проходов.

Выводы

1. По результатам лабораторных исследований установлено, что создавая необходимые условия пластической деформации возможно получение максимального уширения полосы, тем самым расширить сортамент плющенных лент по геометрическим размерам из минимального сортамента исходных заготовок.

2. Использование разгонных калибров при плющении заготовки круглого поперечного сечения позволяет получить широкий сортамент плющенных лент из минимального сортамента исходных заготовок.

Список литературы: 1. Владимиров Ю.В. Производство стальной ленты за рубежом / Ю.В.Владимиров. - М.: Обзорная информация ин-та «Черметинформация», 1974. – 133с. 2. Владимиров Ю.В. Производство плющенной стальной ленты / Ю.В.Владимиров, П.П.Нижник, Ю.А.Пуртов. - М.: Металлургия,1985. - 119 с. 3. Злотников М.И. Производство плющенной стальной ленты / М.И. Злотников. - М.: Металлургиздат, 1951. - 143 с. 4. Диомидов Б.Б., Литовченко Н.В. Технология прокатного производства / Б.Б. Диомидов, Н.В. Литовченко М.: Металлургия,1979. - 478 с. 5. Патент 53391 UA, МПК В21В 1/02. Спосіб виготовлення стрічки плющенням / Капланов В. І., Чумаков В. П., Коренко М. Г., Староста Н. В. - № u201002663; заявл. 10.03.2010; опубл. 11.10.2010, бюл. № 19 – 2 с.

УДК 621.77

КИРИЕНКО А. А., аспирант, КТУ, г. Кривой Рог

РАСПРЕДЕЛЕНИЕ ЭНЕРГИИ ПРИ ПРОКАТКЕ

Стаття присвячена розподілу енергії при прокатці. А саме енергії зміни форми і об'єму. У статті проводиться дослідження енергії зміни форми. Наводяться формули, закони її зміни в залежності від зовнішніх сил і радіуса зерна металу. Це дозволяє спрогнозувати витрату енергії що йде на зміну форми в деформованому металі.

Ключові слова: прокатка, енергія зміни форми, енергія зміни об'єму, енергія зміни форми, радіус зерна зовнішні сили.

Статья посвящена распределению энергии при прокатке. А именно её распределению на энергию изменения формы и объема. В статье приводятся исследования энергии изменения формы. Приводятся формулы и законы её изменения в зависимости от внешних сил и радиуса зерна металла. Это позволяет спрогнозировать потерю энергии на изменение формы в деформированном металле.

Ключевые слова: прокатка, энергия изменения формы, энергия изменения объёма, радиус зерна, внешние силы.

The article deals with energy splitting into form-change and volume-change energy at rolling. The article studies the form-change energy and present formulas and laws of its change depending on external forces and the metal grain radius, that enable forecast of energy expenditure for change of the form in the deformed metal.

Key words: rolling, form-change energy, volum-change energy, extrenal forces.

Введение.

Областью исследования является изменение энергии при пластической обработки металлов давлением. Объектом исследования является энергетический баланс приведенной энергии, к кристаллам металла и ее расход, и изменение при пластической деформации.

Решение задачи о балансе энергии при пластической деформации на уровне кристалла металла, позволяет решить вопрос о путях расхода энергии при пластической деформации и определить те ее части, что расходуется на изменение формы и объема кристалла. Что является важным теоретическим вопросом для теории обработки металлов давлением.

1. Постановка проблемы в общем виде и ее связь с важными научными или практическими задачами.

Задачу об изменении энергии при пластической обработке металлов давлением и ее распределением на энергию изменения формы и энергию изменения объема ставил еще Ильюшина А. А.[2]

Решение данного вопроса было обосновано теоретически, но практически стало вызывать определенные трудности, так как небыли определены функции формы, по которой происходит приращение расходуемой энергии на изменения формы сечения.

Подобная гипотеза нашла свое применение при расчете упруго-пластической деформации оболочки.[3] Были получены апроксимические кривые построенные на базе этой теории для деформации элемента оболочки с использованием метода конечных элементов. Но для приближенного решения этого вопроса деформацию принимали бесконечно малой, а изменением формы пренебрегали. Развитие ведущих исследований показывает, что оболочка кристалла формоизменяется в результате пластической деформации и приводит к увеличению плотности упаковок кристалла. [4] Изучение изменения энергии формы оболочки кристалла в результате пластической деформации, позволяет объяснить это явление. Определение формулы для расчета изменения формы кристалла является основной проблемой для решения задачи «о распределении энергии» при обработке металлов давлением. Решению данной проблеме и посвящается эта статья.

Целью статьи является определение энергии изменения формы при пластической деформации металла. И определения функции формы для решения с ее помощью прикладных задач пластичной обработки металлов давлением.

Кинетическая энергия погружения в металл валка E_k распадается на две части: продольному E_{kx} и в поперечному E_{ky} направления к оси прокатки x и на две части, относительно источников ее назначения $E_k(\Delta V)$ - энергия что идет на смену объема и $E_k(\Phi)$ энергия что идет на формоизменение.

Исходя из предложенной математической модели объяснения Ильюшина А. А.[2] энергия форма изменения $E_k(\Phi)$ является интегралом от суммы частичных затрат энергии на конечные изменения формы сечения и рассчитывают за формулой:

$$\int_0^{e_i} \Phi(e_i) de_i \quad (1)$$

А энергия, которая идет на смену объема определяется по формуле:

$$E_k(\Delta V) = \frac{k\theta^2}{2} \quad (2)$$

где k - константа, постоянная величина, которая зависит от физико – химических свойств материала;

θ - радиус эквивалентный шару, который отвечает единичному объему.

Тогда изменение энергии $E_{\Delta k}(\Delta V)$, что идет необходимо на смену объема ΔV на увеличение радиуса эквивалентного шара θ на бесконечно малую величину радиуса $\Delta\theta$, то расчет нужно ввести с помощью такой формулы:

$$\Delta E_k(\Delta V) = \frac{k}{2} (\theta_i + \Delta\theta)^2 \quad (3)$$

Решим это уравнение для бесконечно малого элемента оболочки с толщиной стенки h .

$$\Delta E_k(\Delta V) = \int_{-\frac{h}{2}}^{+\frac{h}{2}} \frac{k * (\theta + \Delta\theta)^2}{2} dz \quad (4)$$

где z - нормальная координата срединной поверхности оболочки;

h - толщина оболочки;

k - константа, постоянная величина, которая зависит от физика химических свойств материала;

$\Delta\theta$ - бесконечно малая величина прироста радиусу.

В результате пластической деформации изменяется размер зерен от самого большого при кристаллизации слитка до самого мелкого [1] после прокатки на сортовом стане, соответственно изменяется и площадь границ. Рассчитав с помощью интеграла 2 энергию, которая идет на изменение объема, $E_k(\Delta V)$ до и после прокатки и найдя разницу между ними и получить расход энергии на изменение размера зерна $E_k(\Delta V)$.

Энергия изменения формы рассчитывается с помощью функции формы которую можно сосчитать, приняв для приближенного исчисления кристалл металла за сферу с диаметром равным среднему от вписанной и описанной сферы:

$$r^2 = x^2 + y^2 + z^2 \quad (5)$$

После деформации принимающей форму эллипсоида:

$$r^2 = \frac{x^2}{a^2} + \frac{y^2}{b^2} + \frac{z^2}{c^2} \quad (6)$$

Уравнение, которое связывает тензор линейной деформации шара по главным осям с соответствующими радиусами недеформированного шара и эллипсоида можно представить в виде:

$$dR'_1 = (l_{ij} + 1)dR_1 \quad (7)$$

где dR'_1 - радиус эллипсоида (деформированного шара);

l_{ij} - тензор линейной деформации шара в направлении главной оси;

dR_1 - радиус недеформированного шара.

А энергию изменения формы можно представить через выражение:

$$\Delta E(\Phi) = l_{ij} Z_n R_1 \quad (8)$$

где l_{ij} - тензор линейной деформации шара в направлении главной оси;

Z_n - величина внешних сил;

R_1 - начальный радиус сферы.

Заменив тензор линейной деформации через функцию изменения формы при трех мерной деформации и перейдя к относительным величинам получим формулу:

$$\Delta E(\Phi) = \left(1 - \sqrt{\frac{1}{a^2} + \frac{1}{b^2} + \frac{1}{c^2}}\right) \circ Z_n R_1 \quad (9)$$

где $\Delta E(\Phi)$ - энергия изменения формы;

a, b, c - главные оси эллипсоида;

Z_n - величина внешних сил;

R_1 - начальный радиус сферы.

Приведенная выше формула позволяет определить энергию изменения формы для кристаллов металла, с разным эквивалентным радиусом зерна. Ставя её в прямую зависимость от действия внешних сил и тем самым рассчитать её показатели в разной зоне деформированного металла.

Список литературы: 1. ГОСТ 5639 - 82. Стали и сплавы. Методы выявления и определения величины зерна. - 20 с. 2. Ильющин А.А. Пластичность. М.-Л., Гостехиздат, 1948, 348с. 3. Маркин Л.А., Карнеев С.В. Расчет упругопластического состояния оболочек методом конечных элементов. Исследования в области пластичности и обработке металлов давлением, сб. науч. тр., Тула, 1980, I-162. 4. Рыбин В. В. Большие пластические деформации и разрушение металлов. -М.: Металлургия, 1977. 336 с.

УДК 621.771.2

ЧУМАКОВ В.П., инж. металлург, ст. преподав., НМетАУ, г. Кривой Рог.

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ПРОЦЕССА ПРОКАТКИ В ДУО РЕВЕРСИВНОЙ КЛЕТИ*

На основании исследований проведенных в лабораторных условиях по использованию резерва трения между рабочими валками и прокатываемым металлом разработана и описана, новая технология прокатки в дуо реверсивной клетки.

Ключевые слова: трение, слиток, валок, дуо реверсивная клеть, технология прокатки.

На підставі досліджень проведених в лабораторних умовах по використанню резерву тертя між робочими валками і прокатуванним металом розроблена і описана нова технологія прокатки в дуо реверсивної кліті.

Ключові слова: тертя, злиток, валок, дуо реверсивна кліть, технологія прокатки.

On the basis of researches conducted in laboratory terms on drawing on reserve of friction between the workings fallings and rolled metal developed and described technology of rolling in дуо of reversible cage is new.

Keywords: friction, bar, roller, дуо reversible cage, technology of rolling.

1. Введение

Технология производства прокатной продукции слиток – блюм (сляб) – заготовка (толстый лист) – сортовой прокат (лист) постепенно совершенствуется. С вводом в эксплуатацию установок непрерывной разливки стали вытесняется первый прокатный передел слиток – блюм (сляб). При разливке на установках непрерывной разливки цветных металлов и некоторых черных металлов вытесняется и второй прокатный передел.

Однако получение полупродукта непосредственно из установок непрерывной разливки требует совершенства технологии выплавки подготовке металла к разливке и самой технологии разливки. Наряду с этим необходимо совершенствовать и технологическое оборудование плавильных и прокатных цехов.

Для получения качественного непрерывнолитого слитка необходимо, чтобы соотношение сторон его соответствовало 1,5 и более [1]. Прокатка непрерывнолитых слитков с соотношением сторон 1,5 и более требует решение многих технологических задач. При прокатке слитков с соотношением сторон более 1,3 необходимо решать задачу по его устойчивости в валках [2]. Редуцирование слитка требует большого вреза ручьев в валки, что значительно ослабляет их прочность и приводит к неравномерной пластической деформации по высоте [3]. Продольная разрезка непрерывнолитого слитка требует установку специального агрегата для продольного разделения, усложняет привалкову арматуру. При этом происходит вскрытие ликвации и дефектов усадочного происхождения и выход их на поверхность готового прокатка [4].

Имеющиеся на металлургических заводах Украины обжимные цеха, оборудованы дуо реверсивными клетями прокатывают слитки массой до 15 тонн в блюмы различных размеров, предназначенных для дальнейшей прокатки на заготовочных станах в сортовую заготовку. Совершенствование техники и технологии прокатки в дуо реверсивных клетях является одной из важнейших задач специалистов прокатчиков. Одной из главных задач при разработке технологического процесса прокатки слитков в дуо реверсивной клетки является максимальное использования резерва трения между рабочими валками и прокатываемым металлом.

лом, используя максимальную пластичность литого слитка при этом, не нарушая сплошности поверхности металла. Использование максимальной захватывающей способности валков одно из важнейших условий для разработки оптимального режима обжатий с наименьшими затратами энергоресурсов и получение полупродукта (блюмов) надлежащего качества. Теоретические и практические исследования максимального использования резерва трения при прокатке слитков в дуо реверсивных клетях являются весьма актуальными и занимают достойное место при обработке металлов давлением.

2. Постановка проблемы

Анализ режимов обжатий слитков в дуо реверсивных клетях позволяет сделать вывод, что приоритетным фактором при прокатке в дуо реверсивной клети является захватывающая способность валков, которая зависит от состояния поверхности валков и прокатываемого металла, температуры металла и скорости вращения валков, формы и размеров калибров, пластичности металла и др.

Захватывающая способность валков прямо пропорционально зависит от коэффициента трения между поверхностью валков и прокатываемым металлом и выражается неравенством:

$$f \geq \alpha_c \quad (1)$$

Для повышения коэффициента трения на поверхности рабочих валков выполняют наварку [5], наносят рифление, нарубку, фрезеровку, накатку или насечки различных комбинаций и типов рис.1 [6]. Однако, искусственные меры увеличения захватывающей способности валков, т.е. увеличение коэффициента трения между валками и прокатываемым металлом имеют следующие недостатки: наварка и насечка оставляют следы на прокатываемом металле, которые приводят к появлению плен, трещин, рванин и др., а накатка имеет низкую стойкость.

Затраты на внедрение приведенных мероприятий значительные, но из-за низкой стойкости (до 50% продолжительности кампании [6]) в настоящее время на обжимных цехах применяют ограничено. Следует отметить, что после прокатки 200÷250 тыс. тонн металла на поверхности валков образуется сетка разгара, которая повышает захватывающую способность валков.

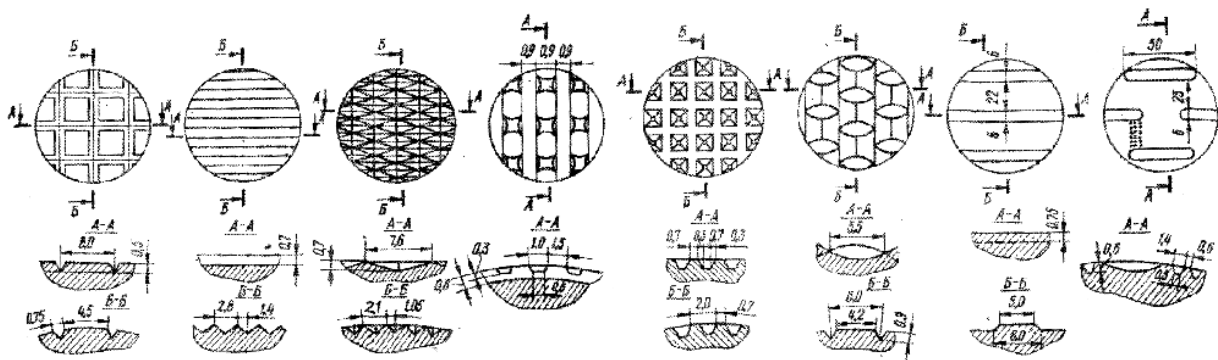


Рис.1 – Виды рифлений на рабочих валках обжимных станов.

На практике для интенсификации процесса прокатки применяют следующие приемы:

- уменьшают величину разового абсолютного обжатия;
- снижают скорость вращения валков;

- совмещают время пропуска время пауз (захват слитка валками осуществляют при работающем нажимном устройстве, опуская валок на слиток),
- поджатием заднего конца слитка в момент выброса из валков,
- захват слитка в режиме торможения [7],
- обжатие слитка на величину половины обжатия за пропуск, далее производят реверс, опускают валок до величины полного обжатия и производят окончательную прокатку.

Как показала практика и исследования, проведенные Чекмаревым А.П. в работе [8] такие приемы негативно сказываются на работе оборудования и, особенно на нажимное устройство. Поэтому, следует вести исследования в направлении максимального использования резерва трения между валками и прокатываемым металлом.

3. Теоретическое исследование

Величина максимального обжатия при захвате металла валками (при неустановившемся процессе прокатки) зависит от угла захвата и размеров рабочей части валков и находится в зависимости:

$$\Delta h_{\zeta, \max} = \alpha_{\zeta}^2 \cdot R \quad (2)$$

Здесь α – угол захвата при неустановившемся процессе прокатки;

R – радиус валков, мм;

Анализ режимов прокатки слитков в первых проходах на станах 1250 и 1300 комбината «АрселорМиттал Кривой Рог» показывает, что коэффициент формы очага деформации $l_a / h_{cp} < 0,5$ [8]. С целью обеспечения надежного захвата скорость прокатки не должна превышать 1,5 м/с [9]. Исследованиями [10] установлено, что при прокатке на блюминге на валках всегда имеется сетка разгара, которая способствует увеличению коэффициента трения, а отношение $\alpha_{\delta} / \alpha_{\zeta} = 1 \div 2$. При таких условиях прокатки деформация сжатия не проникает на всю высоту раската, а зона прилипания в этом случае распространяется на всю дугу захвата и скольжение металла не значительное [11].

Учитывая, что при прокатке на блюминге критический угол практически равен нулю, то в этом случае максимально возможный угол захвата достигает величины $\alpha = 2\beta$ откуда

$$\frac{\alpha}{\beta} = \frac{\alpha_{\delta, \max}}{\alpha_{\zeta, \max}} = \frac{\sqrt{\frac{\Delta h_y}{R}}}{\sqrt{\frac{\Delta h_{\zeta}}{R}}} = 2 \quad (3)$$

Упростив выражение (3) получим

$$\frac{\Delta h_{y, \max}}{\Delta h_{\zeta, \max}} = 4 \quad (4)$$

Анализ полученного выражения (4) позволяет сделать вывод, что при установившемся процессе прокатки абсолютное обжатие можно увеличить до четырех раз, чем при захвате. При этом необходимо учитывать и другие параметры прокатки. По полученному выражению (4) были проведены расчеты и построен график зависимости отношения $\frac{\Delta h_{y, \max}}{\Delta h_{\zeta, \max}}$ от угла захвата с учетом режимов обжатий

действующих при прокатке на станах 1250 и 1300 комбината «АрселорМиттал Кривой Рог» представленный на рис.2.

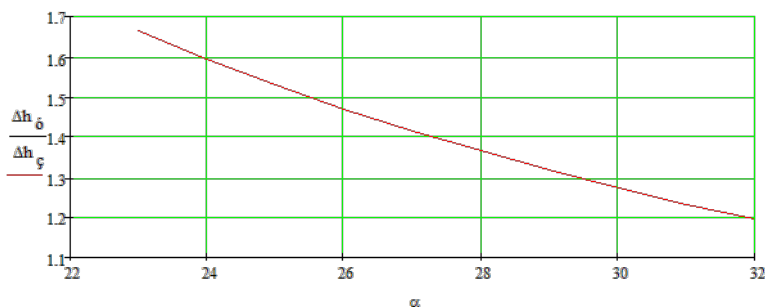


Рис.2 – Зависимость $\Delta h_{\delta}/\Delta h_{\varphi}$ от угла захвата прокатки на блюминге.

Так как прокатка в дуо реверсивных клетях осуществляется при углах захвата в пределах $24 \div 30^{\circ}$, то руководствуясь графиком рис.2 отношение $\frac{\Delta h_{y,max}}{\Delta h_{\varphi,max}}$ необходимо принимать в пределах $1,28 \div 1,6$. Анализ графика рис.2 показывает, что после полного заполнения

очага деформации имеется значительный резерв трения между прокатываемым металлом и рабочими поверхностями валков, позволяющий увеличение угла захвата α , следовательно, возможно увеличение абсолютного обжатия до двух раз за проход.

Полученные результаты теоретических исследований хорошо согласуются с выводами А.П. Грудева [12] – «на практике в большинстве случаев коэффициент трения хотя и снижается после начального захвата, но не вдвое, а меньшей степени; поэтому сохраняется соотношение $\alpha_{y,max} > \alpha_{z,max}$. Таким образом, захватывающая способность валков при установившемся процессе прокатки, как правило, оказывается более высокой, чем в начальный момент касания полосы с валками», а также и результатами исследований Я.С. Галлая [13].

4. Постановка задачи исследования

На основании теоретических исследований основное направление работы для решения поставленной проблемы – разработка технологии процесса прокатки в дуо реверсивных клетях, которая предусматривает максимальное использования резерва трения при полностью заполненном очаге деформации, обеспечивающая сокращение количество пропусков, тем самым сократится темп прокатки и повысится производительность стана.

5. Результаты исследований

Для проверки теоретических исследований была разработана технология прокатки образцов рис.3а, позволяющая получить за два пропуска тройное абсолютное обжатие [14]. Исследования проводили на лабораторном стане с диаметром валков 127мм Криворожского металлургического факультета Национальной металлургической Академии Украины на серии образцов изготовленных из свинца различной толщины. Прокатку производили на грубо и тонко шлифованных валках. Скорость прокатки при проведении опытов не превышала 0,5 м/с. Для увеличения абсолютного обжатия в процессе прокатки было использовано специальное устройство. Для прокатки в прямом направлении верхний валок устанавливали на максимальное обжатие. В процессе прокатки после заполнения очага деформации с помощью специального устройства поднимали нижний валок, т.е. увеличивали абсолютное обжатие образца до двух раз. В результате прокатки был получен раскат с переменной толщиной по его длине рис. 3б. После прокатки в прямом направлении раскат с переменной толщиной задавали в валки узкой

стороной (прокатка в обратном направлении) с максимальным обжатием, при этом расстояние между валками в процессе прокатки не изменяли рис.3в. Таким образом, за два прохода в прямом и обратном направлениях было получено тройное обжатие образца. При этом буксовка валков не наблюдалась как при прокатке на грубо шлифованных валках, так и на тонко шлифованных валках. Отсутствие буксовок валков при увеличении обжатия до двух раз подтверждает вывод о наличии достаточного резерва трения для увеличения абсолютного обжатия во время прокатки до двух и более раз. Однако при этом необходимо учитывать прочность валков, элементов главной линии прокатного стана соединяющих рабочие валки с приводом и мощность привода.

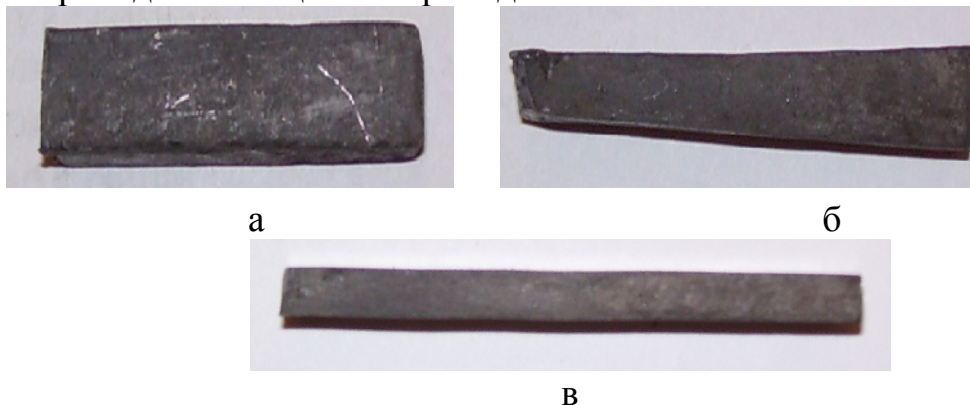


Рис. 3 – Результаты прокатки образцов по разработанной технологии
а – исходный образец; б – раскат после прокатки в прямом направлении;
в – раскат после прокатки в обратном направлении.

Выводы

Лабораторные исследования подтвердили наличие достаточного резерва трения между рабочими поверхностями валков и прокатываемым металлом, позволяющее при полностью заполненном очаге деформации увеличить абсолютное обжатие до двух и более раз.

На основании теоретических расчетов и лабораторных исследований разработана технология прокатки слитков в дуо реверсивной клетки, позволяющая значительно сократить количество проходов.

Разработанная новая технология прокатки в дуо реверсивной клетки позволит за счет максимального использования резерва сил трения при полностью заполненном очаге деформации между поверхностью рабочего валка и слитком получить за каждую пару пропусков тройное абсолютное обжатие.

Разработанная технология прокатки слитков в дуо реверсивных клетях позволит сократить такт прокатки и повысить производительность прокатного стана.

Библиографический список: 1. М.С. Бойченко. Непрерывная разливка стали. Metallurgizdat. Москва. 1957г. с. 171. 2. Чекмарев А.П., М.С.Мутьев, Р.А.Машковцев. Калибровка прокатных валков М.Металлургия, 1971г., с. 509. 3. Ю.М.Чижигов. Редуцирование и прокатка металла непрерывной разливки. М.Металлургия 1974г. с.384. 4. В.П.Следнев. Спаренная прокатка сортовых профилей. М. Металлургия. 1978г., с.168. 5. В.К.Кобызев, Электродуговая наплавка фасонных калибров прокатных станов. Труды межвузовской научно-технической конференции. т.2. Ленинград. 1959. 6. Бобров В.В., Полещук В.М., Глудуш В.Д. Оптимизация нестационарных процессов прокатки. Киев. Техника. 1984. с.125. 7. Б.П.Зуев. Интенсификация работы

блужинга Кузнецкого металлургического комбината и использование передовых методов труда. Труды НТО ЧМ. т.1. Днепропетровск. 1956. **8.** А.П. Чекмарев и др. Прокатка сдвоенных слитков на блужинге 1150. Сталь. 1959. №3. **9.** Чумаков В.П., Коренко М.Г. Пути снижения расхода металла при прокатке на блужинге. Металлургическая и горнорудная промышленность №2. 2009г. с.39-42. **10.** М.М. Горенштейн. Интенсификация режима обжатий при прокатке по условию трения. Труды межвузовской научно-технической конференции. Ленинград. 1958. **11.** А.И. Целиков. Основы теории прокатки. М. Металлургия, 1965. с. 247. **12.** А.П. Грудев. Теория прокатки. М. Металлургия. 1988. с. 240. **13.** Я.С. Галлай. О коэффициенте трения при прокатке. Труды межвузовской научно-технической конференции. «Современные достижения прокатного производства». т.2. Ленинград. 1959. **14.** Патент 52990 МПК (2009) В21В1/00 Спосіб Чумакова прокатки злитків в дуо реверсивній кліті. В.П. Чумаков опубл. 27.09.2010р . Бюлл.№18.

УДК 628.16:621.981.3

ТРИШЕВСКИЙ О.И., докт. техн. наук, проф., ХНТУСХ, г.Харьков
САЛТАВЕЦ Н.В., инженер, ХНТУСХ им. П.Василенко, г.Харьков

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ЗАВИСИМОСТИ КОЭФФИЦИЕНТА ТЕПЛОПЕРЕДАЧИ ОТ ТОЛЩИНЫ ОКАЛИНЫ В СИСТЕМЕ ПОЛОСА-ВАЛОК

Рассмотрены процессы теплообмена в системе металл-окалина-инструмент при горячей прокатке тонкого листа. Создана лабораторная установка и выполнены экспериментальные исследования зависимости коэффициента теплопередачи от толщины образовавшейся в системе полоса-валок окалина. Предложена методика определения коэффициента теплообмена полосы с валками для упрощения расчётов при математическом моделировании теплообменных процессов при листовой прокатке.

Ключевые слова: полоса, валок, окалина, горячая прокатка, тепловое состояние, коэффициент теплопередачи, методика расчёта.

Розглянуто процеси теплообміну в системі метал-окалина-інструмент при гарячій прокатці тонкої смуги. Створена лабораторна установка і виконані експериментальні дослідження залежності коефіцієнта теплопередачі від товщини окалини, що утворилася в системі смуга-валок. Запропоновано методику визначення коефіцієнта теплообміну смуги з валками для спрощення розрахунків при математичному моделюванні теплообмінних процесів при листовій прокатці.

Ключові слова: смуга, валок, окалина, гаряча прокатка, тепловий стан, коефіцієнт теплопередачі, методика розрахунку.

The processes of heat transfer in the metal-slag-based tool for hot rolling mill. The installation and performed studies of the coefficient of heat transfer from the thickness of the scale in the strip-roller. The method of determining the coefficient of heat transfer strip with rolls. The technique allows to simplify the calculations in the mathematical modeling of heat-exchange processes of strip rolling. Keywords: strip, roller, scale, hot rolling, heat of states, the coefficient of heat transfer, the method of calculation.

Введение.

Стоящая на протяжении XX столетия задача наращивания объёмов выпуска прокатной продукции потребовала от металлургов неоднократного изменения и усовершенствования применяющихся технологий горячей прокатки листа. В со-

ответствии с этими задачами увеличивались и совершенствовались и системы водоснабжения прокатных станов.

Анализ отечественной и зарубежной технической литературы показал, что на сегодняшний день вследствие отсутствия единого мнения по поводу тепловых процессов, имеющих место на прокатных станах, конструктивное выполнение систем подачи воды для охлаждения валков и полосы отличается значительным разнообразием, недостаточной обоснованностью использования отдельных схем и требует дальнейшего усовершенствования.

В связи с этим одним из существенных аспектов решения проблемы повышения эффективности технологических процессов и оборудования для горячей прокатки листа является необходимость расчётов потребного количества воды для водоснабжения станов ещё на этапе их проектирования или реконструкции. Подобные расчёты могут быть произведены только на основе апробированных математических моделей тепловых процессов, происходящих в системе прокатываемая полоса - валок.

Постановка проблемы.

В работах [1,2] на основе теоретического анализа разработаны математические модели теплового состояния полосы и валков при горячей прокатке листового материала, позволяющие рассчитать тепловое состояние объектов с распределёнными параметрами на всех участках технологического процесса. Одним из важных участков технологического цикла прокатки, который оказывает существенное влияние на тепловое состояние системы полоса-окалина-валок, а, следовательно, и на эффективность и качество готовой продукции, является участок деформации полосы в валках и участок принудительного охлаждения. Для правильного использования уравнений теплового баланса разработанной математической модели при решении задач определения теплового состояния полосы и усилий при горячей прокатке необходимо иметь достоверные значения коэффициента теплопередачи при различной величине образующейся при прокатке окалины.

Таким образом, **целью настоящих исследований** является создание экспериментальной установки, разработка методики и проведение комплекса экспериментальных исследований по определению значений коэффициентов теплопередачи в зоне деформации от горячей полосы к валкам и их зависимости от толщины образовавшейся в системе полоса – валок окалины.

В связи с поставленной целью установка для проведения экспериментов создавалась с учётом следующих требований: - необходимости обеспечения нагрева образцов до температуры реальной прокатки; – толщина окалины, образовавшейся на поверхности полосы за время эксперимента, должна быть такой же, как и при прокатке; – удельное давление поверхности валка на имитирующей прокатываемую полосу образец, должно соответствовать удельному давлению полосы на валки в реальном процессе горячей прокатки; – вследствие быстротечности процессов теплообмена, датчик измерения температуры, используемый при экспериментальных исследованиях, должен быть малоинерционным.

При разработке методики проведения экспериментов было установлено, что выбранная толщина экспериментальных образцов – 5 мм позволяет произво-

дить их скоростной нагрев в печи до температуры 1000⁰С. При этом толщина слоёв окалины и время контакта полосы с валком, составляющее 0,08 сек., соответствуют реальным условиям, имеющим место в технологическом процессе прокатки.

Во время экспериментов полосу нагревали в печи до температур 850, 900, 950 и 1000⁰С, получая при этом на её поверхности слои окалины различной толщины. С целью сокращения времени проведения экспериментов использовали малогабаритную нагревательную печь. Нагрев полосы контролировали с помощью измерительного комплекса (датчик температуры – термопара, усилитель аналогового сигнала, аналого-цифровой преобразователь, компьютер).

Нагретую полосу размещали в экспериментальной установке на теплоизоляционную асбестовую подкладку и прижимали к ней измерительный блок с термопарой для получения температур при различной толщине окалины в зоне деформации. Удельное давление при этом соответствовало давлению при реальной прокатке.

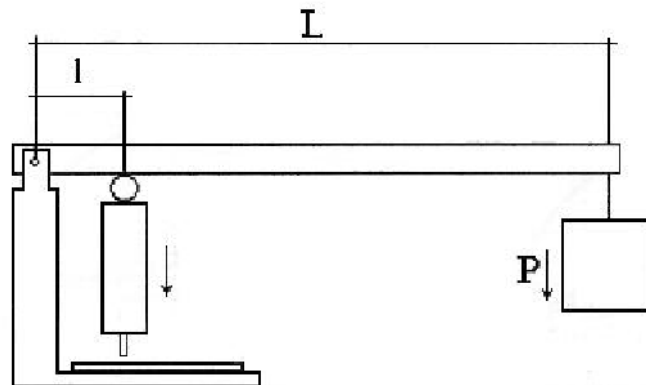


Рис.1 Кинематическая схема нагрузки измерительного блока.
(L – длина рычага; l – длина плеча; P – груз)

На рис.1 приведена кинематическая схема приложения нагрузки к измерительному блоку.

Площадь контактной поверхности инструмента составляет:

$$S = 1,5 \times 8,25 = 12,375 \text{ мм}^2$$

При $S = 12,375 \text{ мм}^2$, $l = 65 \text{ мм}$, $L = 960 \text{ мм}$, $P_{\text{уд}} = 10 \text{ кг/мм}^2$. Для получения такого удельного давления вес рычага должен быть:

$$P = P_{\text{уд}} \times S \times l / L = 10 \times 12,375 \times 65 / 960 = 8,4 \text{ кг.}$$

Термопара из фольги хромель-копель с толщиной элементов 0,008 мм была припаяна на поверхности измерительного блока. Измерительный блок изготовлен из валкового материала (чугун ЛШР-50). Запись результатов исследований проводили с помощью измерительного комплекса.

На рис.2 приведены графики нагрева поверхности измерительного блока при проведении экспериментальных исследований.

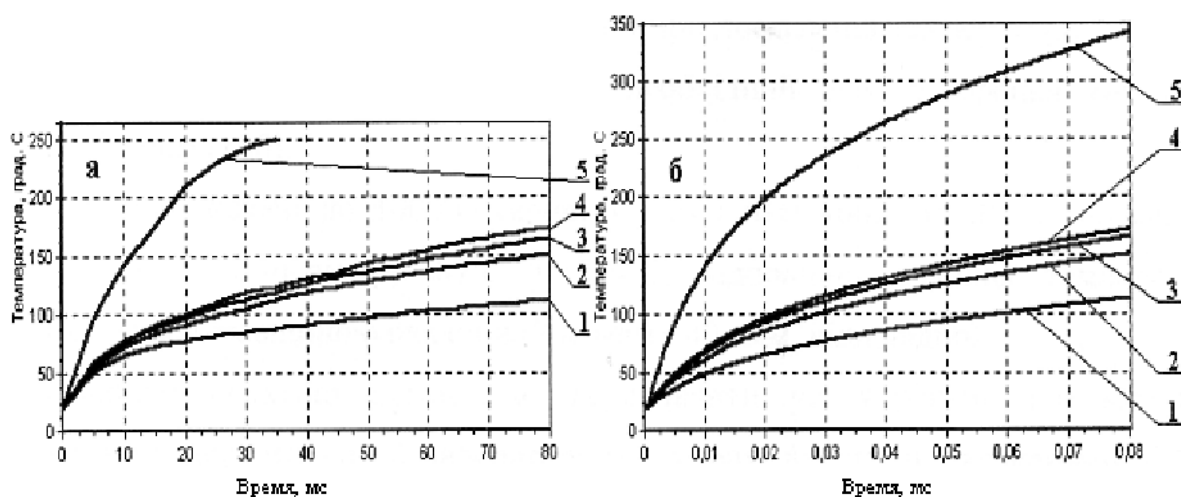


Рис.2. Зависимость температуры поверхности измерительного блока от времени в зоне деформации: а-экспериментальная, б – теоретическая (полученная по методике, изложенной в работе [1])

Кривые 1-5 получены при следующих условиях:

- 1 – $T = 1000^{\circ}\text{C}$, $h_{\text{ок}}=206$ мкм;
- 2 – $T = 950^{\circ}\text{C}$, $h_{\text{ок}}=92$ мкм;
- 3 – $T = 900^{\circ}\text{C}$, $h_{\text{ок}}=47$ мкм;
- 4 – $T = 850^{\circ}\text{C}$, $h_{\text{ок}}=27$ мкм;
- 5 – $T = 1000^{\circ}\text{C}$, $h_{\text{ок}}=40$ мкм.

Здесь T – температура нагрева полосы в печи; $h_{\text{ок}}$ толщина слоя окалины.

Из графиков видно, что окалина экранирует инструмент от горячей полосы. Через 80 мс самая низкая температура в эксперименте (кривые 1-4) – 112°C получена при контакте инструмента с полосой, нагретой до температуры 1000°C . Это произошло потому, что при нагреве полосы в печи до 1000°C на её поверхности образуется слой окалины толщиной 206 мкм. Самая высокая температура инструмента (кривая 4) – 173°C зафиксирована для полосы, нагретой в печи до 850°C . Поскольку время нагрева полосы до 850°C меньше, чем при нагреве до 1000°C , то и слой окалины значительно меньше.

В таблице 1 приведено сравнение результатов экспериментальных и теоретических исследований.

Таблица 1 - Оценка ошибки при выполнении теоретических исследований

№ кривой	Температура, $^{\circ}\text{C}$		Разница температур
	экспериментальная	теоретическая	
1	112	117,4	5,4
2	151	148	3
3	164	168	4
4	173	167,2	5,8
5	250	256,3	6,3

Кривая 5 получена на установке, в которой нагрев полосы осуществляли в специальной установке с помощью токов высокой частоты (8 КГц, мощность 100 кВт). В этих исследованиях была возможность зачистить поверхность полосы от

окалины при достижении температуры $1000\text{ }^{\circ}\text{C}$ и выдержать при постоянном нагреве время, необходимое для образования окалины толщиной $40\text{ }\mu\text{м}$ [3].

При нагреве полосы до $1000\text{ }^{\circ}\text{C}$ и времени контакта 35 мс поверхность инструмента имела температуру $87\text{ }^{\circ}\text{C}$ и $250\text{ }^{\circ}\text{C}$ соответственно. Разница температур обусловлена различной толщиной слоя образовавшейся окалины ($206\text{ }\mu\text{м}$ и $40\text{ }\mu\text{м}$, соответственно)

На практике невозможно предусмотреть все возможные варианты условий, которые могут возникнуть при реальной прокатке, и, соответственно, в лабораторных условиях провести экспериментальные исследования для всех, без исключения, соотношений времени прокатки, температуры полосы и толщины окалины. Необходимо иметь методику теоретического расчёта коэффициента теплообмена полосы с инструментом на основе математического моделирования. На рис. 3 представлены результаты такого теоретического расчёта, выполненного в соответствии с методикой решения задач теплообмена в системе полоса, окалина, инструмент, изложенной в работе [1].

Исходные данные для решения этой задачи:

- значения теплофизических характеристик (λ , c , ρ) полосы и образующейся на ней окалины приняты для стали Ст.3 сп;
- значения теплофизических характеристик (λ , c , ρ) материала валка приняты для чугуна марки ЛШН-50;
- температура полосы и окалины – $1000\text{ }^{\circ}\text{C}$;
- температура валка – $20\text{ }^{\circ}\text{C}$;
- толщина окалины – $40\text{ }\mu\text{м}$ принята соответствующей толщине окалины на входе в зону деформации чистой клетки листопркатного стана во втором проходе.

Как видно из рисунка, за время контакта полосы с валками в течение $0,08\text{ с}$ температура полосы на расстоянии $4,25\text{ мм}$ от слоя окалины остаётся неизменной, а температура валка остаётся неизменной в глубину до $3,46\text{ мм}$. Таким образом, это решение справедливо для толщины полосы при прокатке $8,5\text{ мм}$ и более. Рассчитанная относительно небольшая глубина проникновения тепловой волны в валок – $3,46\text{ мм}$, даёт возможность утверждать, что для листовых станов горячей прокатки, у которых радиус валков значительно больше глубины проникновения тепловой волны, при определении теплового состояния путём математического моделирования в многослойной системе полоса – окалина – инструмент, использование прямоугольной системы координат допустимо.

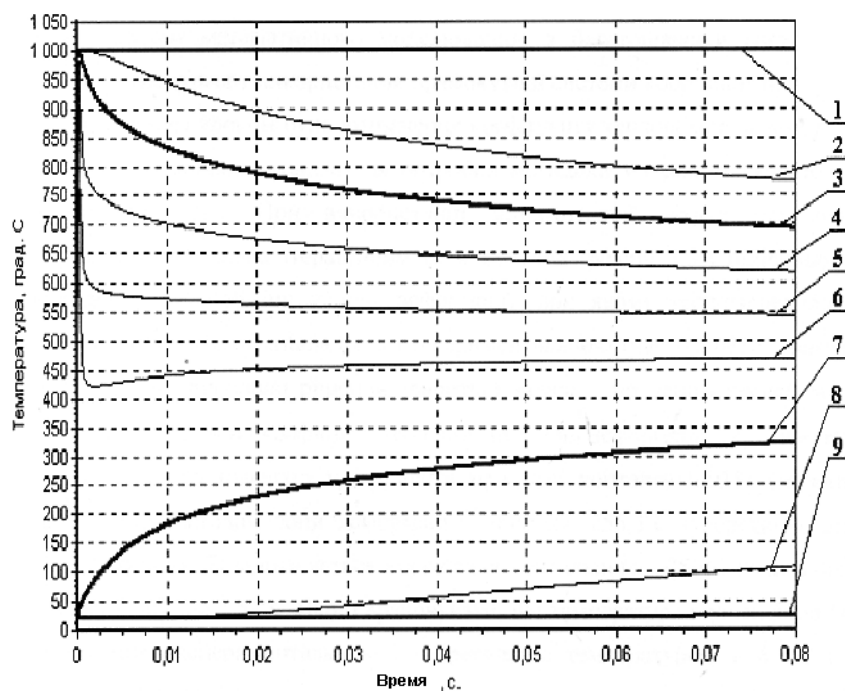


Рис.3. Результаты расчета теплового состояния в системе металл-окалина-ва-лок. (1 – 4,25 мм вглубь полосы; 2 – 0,15 мм вглубь полосы; 3 – поверхность ме-талл – окалина; 4 – 0,008 мм от полосы вглубь окалины; 5 – 0,016 мм от полосы вглубь окалины; 6 – 0,024 от полосы вглубь окалины; 7 – поверхность валка; 8 – 1,2 мм вглубь валка; 9 – 3,46 мм вглубь валка.)

Следующим шагом исследований было определение коэффициента теплообмена в зоне деформации, что является важным этапом разработки методики математического моделирования процесса прокатки. При использовании математической модели для расчета теплового состояния валка итерационным путём подобрано значение коэффициента теплообмена в зоне деформации, при котором теоретическая температура поверхности инструмента совпадает с экспериментальной (время – 0,035 с, температура – 250⁰С). То есть, выполнено решение обратной задачи – по данным экспериментальных исследований определён коэффициент теплообмена в зоне деформации $\alpha = 10900 \text{ Вт/м}^2 \times \text{К}$.

Температура поверхности инструмента за время контакта 0,036 с (возможное время прохождения металлом зоны деформации) достигает 256,3⁰С (теоретическое решение – рис.3, кривая 7) отличается от экспериментальной – 250⁰С (рис.2а, кривая 5) на 6,3⁰С или на 2,52%. Если учитывать, что температура полосы была 1000⁰С, то разница между экспериментальной и теоретической температурой в 6,3⁰С составляет 0,63%.

Аналогично определены коэффициенты теплообмена при толщине окалины 206, 92, 47 и 27 мкм и построены кривые 1 – 4 (рис.2б), совпадающие с кривыми 1 – 4 (рис.2а). Коэффициент теплообмена может быть найден и из теоретических решений, если вместо экспериментальных данных использовать результаты расчёта температуры поверхности инструмента, полученные при определении теплового состояния системы металл-окалина-инструмент (рис.3). Этот путь позволяет избежать необходимости физического моделирования в лабораторных условиях и идти путём математического моделирования процессов теплообмена при горячей

обработке металлов давлением, что значительно сокращает время и средства на выполнение исследований.

Выводы. Таким образом, разработана методика, создана лабораторная установка и выполнены экспериментальные исследования зависимости коэффициента теплопередачи от толщины образовавшегося при прокатке слоя окалины, результаты которых позволяют утверждать, что новая методика вычисления коэффициента теплообмена полосы с валками может быть использована для упрощения расчетов при математическом моделировании теплообмена в процессах ОМД.

Список литературы: 1. Тришевский О.И., Салтавец Н.В. Разработка математической модели теплового состояния полосы при прокатке // Сталь.– 2009 г. №2.– С.42-46. 2. Тришевський О.І., Салтавець М.В., Юрченко О.А. Розробка математичної моделі теплового стану валка при гарячій прокатці листа. – // Восточно-европейский журнал передовых технологий – Харьков: 2009.– Вып. 5/4 (41).– С.14-18. 3. Применение метода электро моделирования для определения теплового состояния валка и раската в очаге деформации при горячей прокатке. Воронцов Н.М., Салтавец В.И. : Сортопрокатное производство / сб. науч. тр. УкрНИИМет .– Харьков: изд. УкрНИИМета, 1974.– С166-169.

ГРИДИН А.Ю., канд. техн. наук, доц. НМетАУ, г. Днепропетровск

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЙ МЕТОД ОПРЕДЕЛЕНИЯ ДЛИНЫ ЗОНЫ ДЕФОРМАЦИИ ПРИ НЕПРЕРЫВНОЙ ВАЛКОВОЙ РАЗЛИВКЕ-ПРОКАТКЕ

Предложен новый экспериментальный метод определения длины зоны деформации при валковой разливке-прокатке, заключающийся в установлении границы между участками кристаллизации и прокатки путем анализа микроструктуры материала, оставшегося между валками после их контролируемой остановки во время разливки.

Валковая разливка-прокатка, экспериментальная установка, зона деформации, зона кристаллизации, микроструктура

Запропоновано новий експериментальний метод визначення довжини зони деформації при валковій розливці-прокатці, який полягає у знаходженні межі між ділянками кристалізації та прокатки шляхом аналізу микроструктури матеріалу, що залишився між валками після їх контрольованої зупинки під час розливки.

Валкова розливка-прокатка, експериментальна установка, зона деформації, зона кристалізації, микроструктура

A new experimental method of the deformation zone length definition at the twin-roll casting is suggested. It consists in the detection of an interface between area of crystallization and area of rolling by means of microstructure analysis of the material, which is left between the rolls after their controlled stop during a casting.

Twin-roll casting, experimental equipment, zone of deformation, zone of crystallization, microstructure

Несмотря на 150-ти летний возраст идеи сэра Генри Бессемера о получении листа путем формирования его непосредственно из расплава между двумя вращающимися валками, промышленное применение этого способа кристаллизации при изготовлении плоского проката достаточно ограничено. Это связано с более высокими текущими производственными расходами при переходе с классической на новую технологию, во многом из-за ее инновационной составляющей, а также большей себестоимостью тонны продукции по сравнению с линиями оборудованными машинами непрерывного литья тонких, толщиной от 50 до 90 мм, слябов при выполнении крупных заказов по одному марочному сортаменту [1]. Последнее объясняется меньшей производительностью литейно-прокатных агрегатов (ЛПА) с машинами непрерывной валковой разливки-прокатки, что делает их конкурентноспособными при мелкосерийном изготовлении листов из нерядовых марок сталей и сплавов в объеме 300-700 тыс. т. в год [2].

Тем не менее, благодаря возможности снижения энергопотребления на 90% по сравнению с традиционной схемой, включающей в себя непрерывную разливку слябов, а также уменьшению выбросов в атмосферу углекислого газа в семь раз и в десять раз меньшим капитальным затратам на строительство и установку ЛПА с двухвалковыми кристаллизаторами, данная технология считается одним

из перспективнейших направлений развития листопрокатного производства. Более подробно достоинства и недостатки процесса непрерывной валковой разливки-прокатки описаны в работах [3, 4].

Особенностью работы двухвалковых кристаллизаторов является совмещение процессов затвердевания материала и его последующей пластической деформации в пространстве между двумя вращающимися навстречу друг другу составными водоохлаждаемыми валками. Таким образом непосредственно из расплавленного металла возможно получение литых полос толщиной от 0,5 до 20 мм в лабораторных [5, 6] и от 1,5 до 9,5 мм в промышленных условиях [1,7]. Поперечное сечение зоны кристаллизации-деформации при непрерывной валковой разливке-прокатке схематично представлено на рисунке 1.

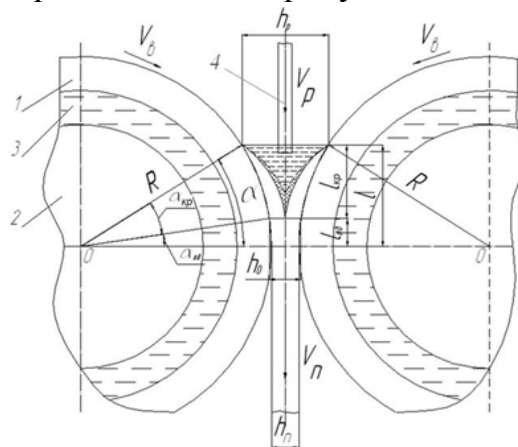


Рис. 1 – Схема зоны кристаллизации-деформации при непрерывной валковой разливке-прокатке: 1 – бандаж составного валка; 2 – ось валка; 3 – охлаждающая жидкость; 4 – питатель (дюза) для подачи жидкого материала в межвалковое пространство; R – внешний радиус бандажа; l – общая длина зоны кристаллизации-деформации; α – угол контакта металла с валком; $l_{кр}$ – длина зоны кристаллизации; $\alpha_{кр}$ – угол, характеризующий протяженность области кристаллизации; $l_{об}$ – длина зоны деформации; $\alpha_{об}$ – угол, характеризующий протяженность участка прокатки; h_p – поперечный размер ванны жидкого металла; h_0 – толщина полосы в начале зоны деформации; $h_{п}$ – толщина полосы на выходе из валков; V_v – окружная скорость валков (скорость разливки); V_p – скорость подачи жидкого металла; $V_{п}$ – скорость выхода полосы из валков.

Как видно из рисунка 1, металл, находящийся в межвалковом пространстве, при непрерывной валковой разливке-прокатке последовательно перемещается через области кристаллизации и деформации. Между тем саму зону кристаллизации можно разделить на три характерных подобласти [4, 8]. При входе валков в ванну жидкого металла в течении промежутка времени около 20 мс охлажденный инструмент контактирует с расплавом, перегретым выше температуры ликвидус, поэтому на начальном участке зоны кристаллизации формирование на поверхности бандажа слоя затвердевшего металла не происходит. Эта подобласть характеризуется незначительной протяженностью и максимальными по длине зоны кристаллизации-деформации значениями скорости охлаждения, достигающими 10^6 К/с [9, 10]. После образования на поверхности валка сплошной корки затвердевшего материала, формирующейся по данным работы [11] по истечении 40...80 мс,

начинается участок, на котором со стороны обеих бандажей происходит ее рост. Для этой подобласти характерно уменьшение значения величины теплового потока на границе металл-инструмент до достижения его минимума [12]. На этой стадии процесса рост толщины корки с достаточной степенью достоверности можно описать функцией квадратного корня [2, 12], впервые предложенной в 1974 году в работе М.К. Флемингса [13]. Третья подобласть зоны кристаллизации выделена на рисунке 1 сетчатой штриховкой и отображает материал, находящийся в полужидком состоянии. Температура металла на этом участке лежит между температурами ликвидус и солидус, представленными на схеме зоны кристаллизации-деформации в виде изолиний, ограничивающих данную подобласть сверху и снизу соответственно. С точки зрения уменьшения сегрегации в центральной части полосы, протяженность этой зоны должна быть минимизирована, что осуществляется за счет подбора оптимальных параметров процесса непрерывной валковой разливки-прокатки. Из-за контакта между дендритами корки со стороны левого и правого вала растет давление на контакте с инструментом, что приводит к интенсификации теплоотбора от обрабатываемого материала к бандажам. При обработке чистых металлов, а также сплавов эвтектического химического состава данная подобласть не наблюдается. В зоне деформации жидкая фаза полностью отсутствует. Здесь по аналогии с процессом горячей прокатки листов осуществляется пластическое формоизменение металла между вращающимися валами, обладающим, однако, своими характерными особенностями:

- на контактной поверхности металла с валком наблюдается полное прилипание [14];
- как видно из рисунка 1, стационарный процесс валковой разливки-прокатки протекает при отсутствии задней внешней зоны, что накладывает свой отпечаток на характер пластического течения;
- из-за относительно высокого градиента температур по толщине листа – приконтактные слои металла холоднее, чем внутренние – деформация локализуется в центральной области полосы.

Последние две особенности выделены автором на основании анализа результатов математического моделирования непрерывной валковой разливки-прокатки [15], а также анализа микроструктуры плоских литых изделий, о чем пойдет речь далее.

Следует отметить, что, в зависимости от выбранного сочетания параметров процесса, длина зоны деформации может изменяться от нуля до величины, ограниченной точностью получаемых листов, которая в свою очередь находится в прямой зависимости от нагрузки на относительно податливую по сравнению с традиционной прокатной клетью конструкцию, или, в крайнем случае, мощностью привода. Осуществление валковой разливки-прокатки с большим относительным обжатием с одной стороны снижает производительность установки, с другой – пластическое формоизменение улучшает микроструктуру металла за счет заваривания пор в материале [11], дробления литой структуры и образования новых рекристаллизованных зерен. В работе [16] указано, что степень деформации, обеспечивающая хорошее качество металла при обработке стали, должна составлять не менее 15%. Для алюминия и его сплавов согласно данным [13] за-

твердевшую полосу в валковом кристаллизаторе необходимо обжать как минимум на 20...30%. При известной длине зоны прокатки и кристаллизации степень деформации можно рассчитать по приближенной формуле, предложенной Х. Вестенгеном и К. Несом [17]:

$$\varepsilon \approx \frac{l_{об}^2}{l_{об}^2 + h_p \cdot D} \times 100\% = \frac{(l - l_{кр})^2}{(l - l_{кр})^2 + h_p \cdot D} \times 100\%, \quad (1)$$

где D – внешний диаметр бандажа.

К основным оперативно варьируемым параметрам валковой разливки-прокатки, определяющим устойчивое протекание непрерывного процесса, получение полосы без поверхностных дефектов и достижение требуемого высокого уровня механических свойств относятся: температура расплава, подаваемого через дюзу; скорость вращения бандажей $V_в$, синхронизированная со скоростью подачи жидкого металла в межвалковое пространство V_{II} ; высота зоны кристаллизации-деформации l ; расстояние между валками h_0 ; наличие смазки на их поверхности; расход охлаждающей жидкости. Кроме того, необходимо принимать во внимание заложенные на этапе проектирования индивидуальные характеристики отдельно взятых установок и конструкцию рабочего инструмента, включающих в себя: диаметр бандажей D ; толщину стенки бандажей и их материал; рельеф поверхности валков; форму и размеры питателя и т.п.

Из приведенных выше данных видно, что информация о длине участка деформации при непрерывной валковой разливке-прокатке может рассматриваться как интегральный показатель, определяющий близость выбранного режима работы агрегата к оптимальному. Понимание важности данного фактора проходит красной нитью через многие работы, посвященные изучению процесса формирования листа в двухвалковом кристаллизаторе, однако сложность непосредственного экспериментального установления границы между двумя характерными областями зоны кристаллизации-деформации заставляет большинство авторов обращаться к математическому моделированию [16, 18, 19, 20 и др.]. Вместе с тем, верификация результатов, полученных при помощи расчетных методов, при отсутствии опытных данных является крайне затруднительной.

Из литературы автору известна лишь одна публикация, посвященная экспериментальному определению протяженности зоны кристаллизации при непрерывной валковой разливке-прокатке [21]. В этой работе С. Берковичи, сотрудник центра исследований и развития французской фирмы Rechiney, с 1956 года специализирующейся на проектировании и изготовлении ЛПА для производства листов из алюминиевых и магниевых сплавов с машинами непрерывной валковой разливки-прокатки, отрабатывая на примере технически чистого алюминия марки АА1050 технологию эксплуатации новой установки с двухвалковым кристаллизатором Jumbo 3С, провел ряд опытов с погружением в ходе разливки в зону кристаллизации удерживаемых термопар и тонких цилиндрических штифтов. Путем постепенного контролируемого ввода образцов в глубину зоны кристаллизации фиксировалось перемещение внедряемого тела от входа в ванну жидкого металла до момента смыкания вокруг него фронтов кристаллизации и втягивания его в зону прокатки. Признаком последнего служило скачкообразное изменение скорости движения штифта. Таким образом С. Берковичи для технически чистого алюми-

ния было проанализировано влияние на протяженность зоны кристаллизации таких параметров процесса, как скорость разливки (в диапазоне 0,55...1,9 м/мин), длина зоны кристаллизации-деформации (варьировалась от 28,5 до 133 мм), толщина готовой полосы (устанавливалась равной 6 мм и 10 мм) и диаметр валков (620 мм и 960 мм). По результатам проведенных экспериментов показано, что продольный размер области кристаллизации не превышает 20% общей длины l и в зависимости от выбранного режима составляет от 4 до 25 мм. На основании полученных данных были сделаны выводы об оптимальных условиях валковой разливки-прокатки, обеспечивающих изготовление бездефектного листа.

Недостатком описанного метода экспериментального определения длины участка кристаллизации является необходимость наличия специфической измерительной аппаратуры, а также затруднение в доступе к зоне кристаллизации-деформации в ходе разливки со стороны дюзы, в особенности при реализации процесса по схеме с горизонтальным подводом расплава. Преимуществом описанного подхода служит практически мгновенное получение искомым опытных значений. К сожалению, недостатки указанного метода ограничили его применение при экспериментальном анализе непрерывной валковой разливки-прокатки фактически только рассмотренной выше исследовательской работой.

Исходя из этого, актуальность разработки нового подхода определения геометрических показателей зоны кристаллизации-деформации очевидна. Целью данной работы служит создание и апробация нового экспериментального метода установления протяженности зоны деформации при непрерывной валковой разливке-прокатке.

Для проведения исследований, в рамках совместной научной работы между кафедрой обработки металлов давлением Национальной металлургической академии Украины и Институтом материаловедения Ганноверского университета им. Лейбница (ФРГ), была создана экспериментальная машина валковой разливки-прокатки тонких полос. Разработанная установка имеет составные водоохлаждаемые валки со стальными бандажами диаметром 370 мм. Длина рабочего участка валков – 200 мм. Толщина стенки бандажей составляет 15 мм. Более подробное описание созданной машины и ее технических характеристик приведено в работе [22].

По аналогии с исследованиями С. Берковичи, ввод в эксплуатацию новой экспериментальной установки осуществлен для технически чистого алюминия с содержанием последнего 99,7%. Химический состав выбранного сплава отвечает спецификации EN AW-1070. Первая попытка определить протяженность зоны кристаллизации и/или зоны деформации в ходе непрерывной валковой разливки-прокатки была осуществлена путем погружения термоэлемента в ванну расплавленного металла при неконтролируемом его перемещении до момента смыкания вокруг него корок затвердевшего материала. Условия проведения эксперимента представлены в таблице 1.

Табл. 1 – Основные технологические параметры валковой разливки-прокатки алюминия марки EN AW-1070. Эксперимент №1.

Технологический параметр	Значение
Температура разливки, °С	690

Скорость разливки, м/мин	3,3
Высота зоны кристаллизации-деформации, мм	60
Толщина готовой полосы, мм	3,0
Смазка поверхности валков	графит
Расход охлаждающей жидкости, л/мин	112
Температура охлаждающей жидкости, °С	16
Положение литейной дюзы	симметрично относительно оси разливки-прокатки

Термоэлемент вводился в зону кристаллизации-деформации после выхода температурного поля бандажей на стационарный тепловой режим, что соответствует примерно пятому обороту вращения валка после начала разливки [4]. Место погружения температурного датчика находилось в средней части ванны по ее ширине. Диаметр термоэлемента составлял 0,5 мм, длина – 1500 мм. Температурный датчик был подключен к компьютеру, записывающему считываемые данные в текстовый файл с частотой 10 Гц. После втягивания термоэлемента между валками почти на полную длину было произведено его обрезание.

Данные об изменении температуры в ходе валковой разливки-прокатки алюминия при указанном выше сочетании технологических параметров процесса приведены в виде графика на рисунке 2.

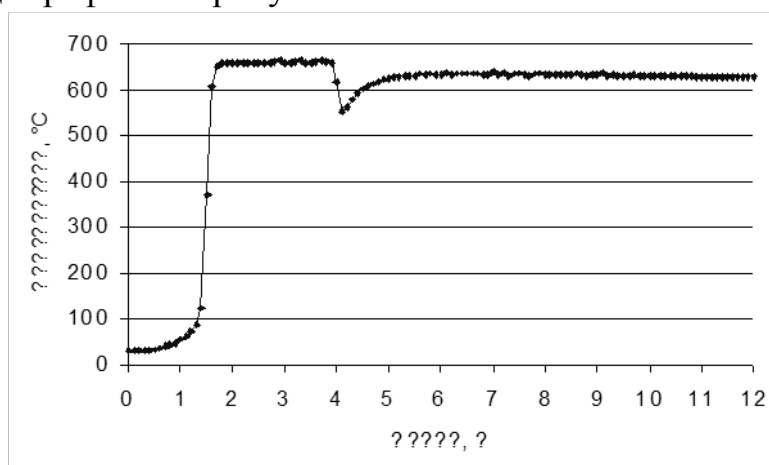


Рис. 2 – Изменение температуры при неконтролируемом погружении термоэлемента в зону кристаллизации, прохождении его через участок деформации и после его выхода вместе с полосой из валков

Анализ полученных данных показывает, что без специальной аппаратуры, обеспечивающей контролируемое перемещение термоэлемента в области кристаллизации, не представляется возможным определить путь или хотя бы точный отрезок времени, характеризующих равномерное прохождение датчика через участок жидкой фазы. Вместе с тем, положение начала области деформации на кривой хорошо различимо и соответствует моменту резкого падения температуры материала. Однако затем, за счет выделения тепла от работы деформации, температура металла вновь начинает увеличиваться. Из-за инерционности эффекта выравнивания температуры по сечению полосы – тепло перераспределяется от горячей середины к относительно холодной поверхности – определение точного вре-

мени выхода листа из валков, соответствующего концу зоны деформации, также практически неосуществимо.

Для дальнейших исследований по определению параметров зоны кристаллизации-деформации был использован оригинальный метод, связанный с контролируемой остановкой валков в процессе разливки-прокатки. Следует отметить, что прерывание операции разливки на установках данного типа принято считать нежелательной, практически аварийной ситуацией, способной привести к поломке технологического оборудования. Поэтому даже в лабораторных условиях торможение валков при одновременной подаче в них расплавленного металла не производится. Чтобы обеспечить возможность осуществления остановки валков в ходе разливки, в одном из боковых ограничителей, которые прижимаются к торцевым участками бандажей и наряду с ними формируют зону кристаллизации-деформации, было проделано переливное отверстие, в которое затем была выведена отводная труба. По этому металлопроводу излишки материала, подаваемого из дюзы в межвалковое пространство, поступают в изложницу, где происходит их затвердевание. После охлаждения остатки материала могут быть вновь использованы для проведения последующих экспериментов. В настоящее время на лабораторной установке валковой разливки-прокатки установлены боковые ограничители и отводная труба из стали. Для предотвращения закупоривания металлопровода по причине кристаллизации в нем материала осуществляется его подогрев при помощи набора спиральных электрических нагревателей суммарной мощностью 1,8 кВт, а также его внешняя изоляция. Температура нагревателей в 750 °С обеспечивает беспрепятственное прохождение излишков расплава в изложницу. Дополнительное уменьшение теплоотдачи от металла вспомогательному инструменту достигается за счет покрытия внутренней поверхности отводной трубы, изложницы и стенок боковых ограничителей тонким слоем нитрида бора, предотвращающего также образование в алюминии интерметаллических фаз Al_xFe_y , которые ухудшают свойства материала и затрудняют его повторное использование. Упростить конструкцию отводной системы за счет отказа от ее нагрева, изолирования и применения покрытий можно при переходе на керамические боковые ограничители и металлопровод. При этом, однако, следует помнить о большей уязвимости керамики при приложении к ней механической нагрузки. С точки зрения безопасности проведения экспериментов с расплавленным материалом использование стальных конструкций представляется автору более предпочтительным. Фотография бокового ограничителя с отверстием представлена на рисунке 3.

Аналогично описанному ранее эксперименту с термоэлементом, манипуляции, связанные с определением протяженности зоны деформации проводятся после достижения стационарного теплового режима инструмента. В данном случае осуществлялась остановка валка при одновременном прекращении подачи расплава из ковша. Остатки жидкого металла из литейной коробки и питателей в течении десят-

ка секунд продолжали поступать в межвалковое пространство, откуда отводились через отверстие в боковом ограничителе. Некоторое количество переохлажденного материала при этом застывает над первоначальной зоной кристаллизации. Типичный пример внешнего вида алюминия, закристаллизовавшегося между бандажами во время разливки-прокатки и после остановки валков представлен на рисунке 4.

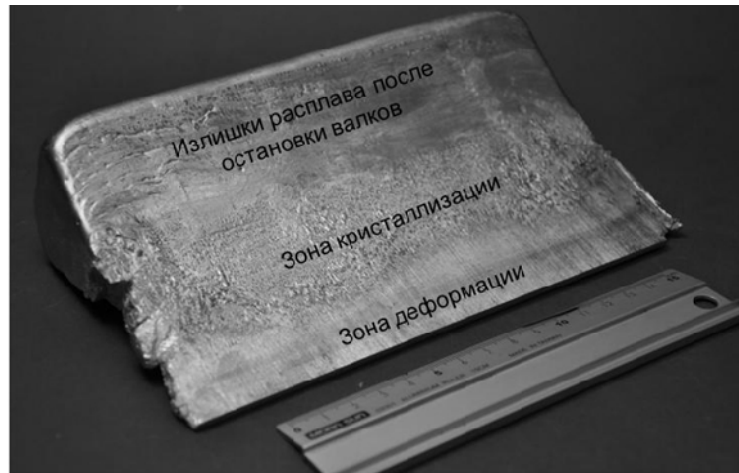


Рис. 4 – Материал, извлеченный из межвалкового пространства после остановки бандажей в ходе одной из разливок

Исходя из качества контактной поверхности материала с валком на разных участках „слепок“ зоны кристаллизации-деформации, можно сделать первые выводы о распространении той или иной области при затвердевании металла и прокатке во время его прохождения через подвижный кристаллизатор. Зона деформации характеризуется четкими отпечатками рельефа бандажей. Участок кристаллизации имеет матовый оттенок и содержит множество стохастически распределенных впадин и бугорков, вытянутых в направлении разливки и в несколько раз превышающих по своей ширине поперечный размер канавок, выполненных на поверхности валков для облегчения образования зародышей твердой фазы. Область затвердевания излишков расплава, не характерная для непрерывного процесса валковой разливки-прокатки и образующаяся уже после остановки привода, имеет гладкую глянцевую поверхность, пересекаемую в поперечном направлении немногочисленными складками.

Из рисунка 4 видно, что границы между зонами изменяют свое положение вдоль бочки бандажа незначительно и в первом приближении могут быть представлены прямой линией, параллельной плоскости сечения выхода полосы из валков. Это свидетельствует о равномерном течении материала как в области жидкой, так и твердой фазы, и должно позитивно отражаться на свойствах готового листа. Таким образом, уже на этапе извлечения затвердевшего материала из межвалкового пространства представляется возможным путем прямых измерений приближенно определить протяженность участков кристаллизации и деформации. Однако размытость перехода между областями допускает погрешность в определении их длины в пределах ± 2 мм, что в наихудшем случае может составить 10% от совокупного размера комиль-зоны.

Более точное установление местоположения начала участка пластического формоизменения возможно при проведении металлографического анализа материала на поперечном сечении „слепка“ зоны кристаллизации-деформации. Для проведения такого исследования при параметрах процесса, соответствующих данным таблицы 2, была проведена валковая разливка-прокатка технически чистого алюминия EN AW-1070 с контролируемой остановкой привода. Из средней по ширине части материала, извлеченного из межвалкового пространства, был вырезан образец, который был затем отшлифован, отполирован и протравлен на макроструктуру по методике Кролля (см. рис. 5). Данный шлиф демонстрирует различие между размерами и формой зерен в центральной и приконтактной областях, а также демонстрирует изменение ориентировки структуры при переходе от кристаллизации к деформации и ее последующем развитии.

Табл. 2 – Основные технологические параметры валковой разливки-прокатки алюминия марки EN AW-1070. Эксперимент №2.

Технологический параметр	Значение
Температура разливки, °С	680
Скорость разливки, м/мин	2,7
Высота зоны кристаллизации-деформации, мм	60
Толщина готовой полосы, мм	4,25
Смазка поверхности валков	отсутствует
Расход охлаждающей жидкости, л/мин	112
Температура охлаждающей жидкости, °С	16
Положение литейной дюзы	смещена в сторону левого вала

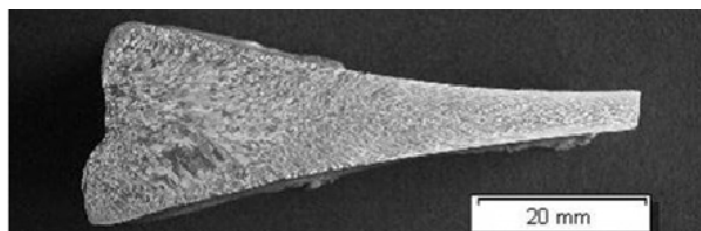


Рис. 5 – Макроструктура поперечного сечения зоны кристаллизации-деформации образца из технически чистого алюминия, полученного методом контролируемой остановки валков

Затем образец, изображенный на рис. 5, был протравлен на микроструктуру по методике Баркера. Три фотографии зеренной структуры, выполненные в центральной части „слепка“ в характерных областях зоны кристаллизации-деформации, представлены на рисунке 6.

Зеренная структура материала, находящегося в центральной части зоны кристаллизации, имеет после затвердевания глобулярный характер. Здесь следует отметить, что в ходе непрерывной валковой разливки-прокатки металл в этой области находится в жидком состоянии, а глобулярная литая микроструктура при оптимальных условиях ведения процесса не образуется. Шлиф, представленный на рисунке 6б, относится к моменту сквозного затвердевания материала по толщине и началу его пластического обжатия. Распознать признаки локального формоизменения металла можно по появлению первых рекристаллизованных зерен

(см. правую часть снимка), а также нарушению ячеистой структуры внутри литых зерен. На выходе из зоны кристаллизации-деформации материал имеет структуру, типичную для плоского проката. Наблюдается развитая текстура, зерна сильно вытянуты в направлении прокатки. Следует отметить, что микроструктура алюминиевой полосы, полученной при идентичных условиях, но охлаждаемой после выхода из валков-кристаллизаторов на воздухе, имеет меньшую структурную анизотропию за счет прохождения в материале процессов рекристаллизации при медленном его охлаждении.

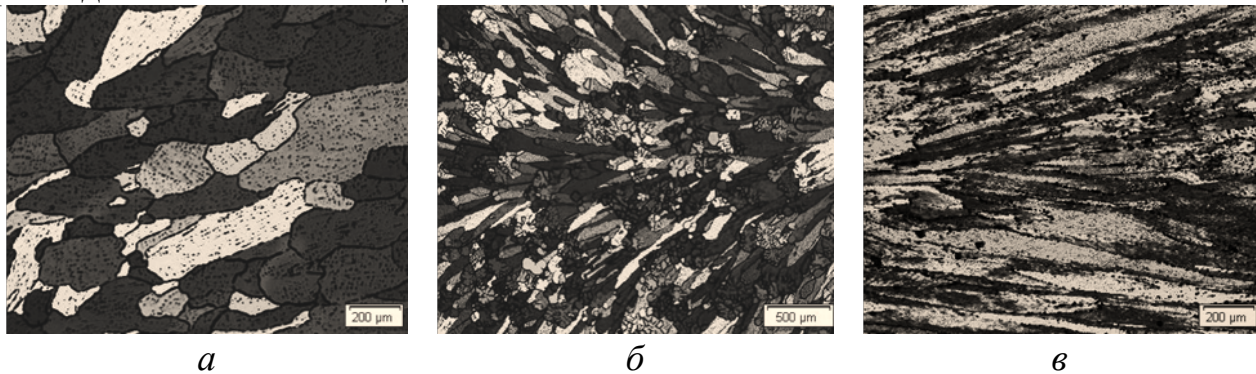


Рис. 6 – Микроструктура алюминиевого образца, полученного методом контролируемой остановки бандажей при валковой разливке-прокатке: *а* – в центральной части зоны кристаллизации; *б* – на участке перехода к пластическому формоизменению, *в* – в конце зоны деформации.

Из вышесказанного следует, что определение положения границы между зонами кристаллизации и деформации металлографическим методом по образцу, отобранному из материала, оставшегося в межвалковом пространстве после контролируемой остановки валков, представляется возможным с оцениваемой точностью установления длины зоны деформации в пределах $\pm 0,5$ мм, что в четыре раза выше, чем при выполнении непосредственных измерений по отпечаткам бандажей на поверхности „слепок“ зоны кристаллизации-деформации. В данном случае, при проведении валковой разливки-прокатки технического чистого алюминия в условиях, соответствующим данным таблицы 2, длина зоны деформации составила 34,2 мм. Степень деформации металла лежит около 63%. По полученным данным можно сделать вывод о возможности увеличения скорости разливки без ущерба качеству обрабатываемого материала.

Таким образом, разработан и успешно апробирован новый экспериментальный метод определения длины зоны деформации при непрерывной валковой разливке-прокатке. Дальнейшие исследования, связанные с освоением технологии производства тонких полос на машине с двухвалковым кристаллизатором, в частности для высокопрочных алюминиевых сплавов EN AW-6082 и EN AW-7020, будут проводиться с использованием данного подхода.

Список литературы: 1. Zapuskalov N. Comparison of continuous strip casting with conventional technology // ISIJ International. – 2003. – №8. – P. 1115-1127. 2. Рудой Л.С. Двухвалковая установка непрерывной разливки стали (ДВ УНРС) // Metallurgicheskaya i gornorudnaya promyshlennost'. – 2010. – №7. – С.244-246. 3. Данченко В.Н. Непрерывная валковая разливка-прокатка стальных полос // Сучасні проблеми металургії. Наукові вісті. Дніпропетровськ: "Системні технології". – 2002. – Т.5. – С. 63-72. 4. Гридин А.Ю. Математическое моделирова-

ние температурного поля металла и валков в процессе валковой разливки-прокатки // Обработка материалов давлением. – 2009. – №1 (20). – С. 75-83. **5.** Defect formation in twin roll-cast AA 3xxx and 5xxx series aluminium alloys / Ch. Gras, M. Meredith, K. Gatenby, J.D. Hunt // Materials Science Forum. – 2002. – №396-402. – P. 89-94. **6.** Vanik H.-G. Thermomechanische Behandlung von endabmessungsnah gegossenen und direkt gewalzten Stahlbaendern bei Giessdicken von 5-20 mm. Umformtechnische Schriften. Band 105. – Aachen: Shaker Verlag, 2002. – 72 s. **7.** Slamova M., Voda O. New horizons for twin-roll casting // Aluminium International Today. – 2001. – June(6). – P. 85-88. **8.** Kloss W. Duennbandgiessen mit variablem Giessspalt. Umformtechnische Schriften. Band 144. – Aachen: Shaker Verlag, 2005. – 180 s. **9.** Strezov L., Herbertson J., Belton G.R. Mechanisms of initial melt/substrate heat transfer pertinent to strip casting // Metallurgical and Materials Transactions. B. Process Metallurgy and Materials Processing Science. – 2000. – Vol.31. – P. 1023-1030. **10.** Evans T., Strezov L. Interfacial heat transfer and nucleation of steel on metallic substrates // Metallurgical and Materials Transactions. B. Process Metallurgy and Materials Processing Science. – 2000. – Vol.31. – P. 1081-1089. **11.** Николаев В.А. Некоторые особенности процесса беслитковой прокатки стальных полос // Производство проката. – 2007. – №5. – С. 11-13. **12.** Guthrie R.I.L., Tavares R.P. Mathematical and physical modelling of steel flow and solidification in twin-roll/horizontal belt thin strip casting machines // Proc. of international Conference on CFD in Minerals & Metals Processing and Power Generation CSIRO. – 1997. – P. 41-54. **13.** Ferry M. Direct strip casting of metals and alloys. – Cambridge: Woodhead Publishing Limited, 2006. – 292 p. **14.** Jestrabek J. Stahlbandherstellung nach dem Zweirollenverfahren – Modellierung des Strömungs- und Temperaturfeldes. Umformtechnische Schriften. Band 59. – Aachen: Shaker Verlag, 1995. – 148 s. **15.** Grydin O., Batyrshina E., Bach Fr.-W. Mathematische Modellierung des Gießens von dünnen Blechen nach dem Zwei-Rollen-Verfahren // Proc. of ANSYS Conference, 27th CADFEM Users' Meeting, Leipzig. – 2009. – 2.11.15. – S. 1-9. **16.** Бровман М.Я., Николаев В.А., Полухин В.П. Протяженность зоны пластической деформации и допустимая скорость при беслитковой прокатке // Металлы. – 2007. – №1. – С. 44-49. **17.** Westengen H., Nes K. Twin roll casting of aluminum: the occurrence of structure inhomogeneities and defects in as-cast strip // Proc. of conference “Light Metals”, TMS, Los Angeles. – 1984. – P. 1111-1127. **18.** Santos C.A., Spim J.A., Garcia A. Modelling of solidification in twin-roll strip casting // Journal of Materials Processing Technology. – 2000. – №102(1-3). – P. 33-39. **19.** Chang J.G., Weng C.-I. Numerical modelling of twin-roll casting by the coupled fluid flow and heat transfer model // International Journal for Numerical Methods in Engineering. – 1997. – Vol.40. – P. 493-509. **20.** Гридин А.Ю. Влияние температурно-скоростных параметров процесса непрерывной валковой разливки на тепловое состояние металла // Теория и практика металлургии. – 2009. – №3. – С. 71-75. **21.** Bercovici S.J. Optimisation of 3C roll caster by automatic control // Proc. of conference “Light Metals”, TMS, New York. – 1985. – P. 1285-1299. **22.** Экспериментальная установка валковой разливки-прокатки тонких полос / А.Ю. Гридин, И.К. Огинский, В.Н. Данченко, Фр.-В. Бах // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2010. – № 5.

УДК 621.771.014.2

КАПЛАНОВ В.И., доктор техн. наук, проф., ГВУЗ «ПГТУ», г. Мариуполь
ПРИСЯЖНЫЙ А.Г., ст. препод., ГВУЗ «ПГТУ», г. Мариуполь

КОМПЛЕКСНАЯ МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ РАБОТЫ СИЛ КОНТАКТНОГО ТРЕНИЯ ПРИ ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКЕ ТОНКИХ ПОЛОС

В статье на основе современной теории тонколистовой холодной прокатки предложена комплексная математическая модель, позволяющая рассчитывать работу сил контактного трения в зависимости от всех основных факторов, определяющих процесс получения тонких холоднокатаных полос.

Ключевые слова: работа, сила, трение, модель, напряжение, давление, скольжение.

В статті на основі сучасної теорії тонколистової холодної прокатки запропонована комплексна математична модель, що дозволяє розраховувати роботу сил контактної тертя в залежності від всіх основних факторів, які визначають процес отримання тонких холоднокатаних штаб.

Ключові слова: робота, сила, тертя, модель, напруження, тиск, ковзання.

In the article on the basis of modern theory is offered a complex mathematical model, which allows to expect work of forces of contact friction depending on all basic factors, which determine the process of the cold rolling of thin bars.

Keywords: work, force, friction, model, tension, pressure, sliding.

Введение. При проектировании новых и реконструкции существующих цехов холодной тонколистовой прокатки важной задачей является максимально возможное уменьшение затрат энергии на сопротивление деформации металла. Успешное решение поставленной задачи во многом зависит от правильного определения работы сил контактного трения, в основном определяющих энергосиловые параметры прокатки тонких полос.

Анализ последних публикаций и постановка проблемы. Первые формулы для расчета работы сил контактного трения получены Н.С. Верещагиным, С.Н. Петровым, В.Ф. Баюковым и А.П. Чекмаревым, но из-за сделанных при их выводе допущений [1], не соответствующих в полной мере реальным условиям процесса прокатки, не получили широкого применения. Мощность, а, следовательно, и работа сил контактного трения может быть приближенно рассчитана по довольно простой методике, предложенной Д.И. Старченко [2], но не учитывающей нейтральный угол очага деформации как один из основных факторов, определяющих скольжение металла на контактной поверхности при прокатке. В.Н. Выдриным разработана более совершенная математическая

модель [3] мощности сил контактного трения, которая наряду со своей сложностью все же не отражает основные особенности холодной тонколистовой прокатки. В работе [4] рассмотрен вопрос о расходе энергии при плоской прокатке, но внимание определению работы сил контактного трения не уделено вовсе. Следует также заметить, что несоответствие реальным условиям холодной прокатки тонких полос характерно для всех выше указанных методик. Таким образом, значительный теоретический и практический интерес представляет разработка комплексной математической модели работы сил контактного трения при холодной тонколистовой прокатке.

Формулирование цели статьи. Целью настоящей научной работы является создание комплексной математической модели работы сил контактного трения, в максимально возможной степени соответствующей всем основным особенностям холодной прокатки тонких полос.

Изложение основного материала статьи. В механико-математической теории обработки металлов давлением [5] приводится общее уравнение для определения работы сил контактного трения:

$$A_{\tau} = -\tau_{\kappa} \iint_{F} \sqrt{u^2 + v^2 + w^2} dF, \quad (1)$$

где τ_k – напряжение силы контактного трения, принимаемое постоянным и изотропным [5];

F – площадь контактной поверхности;

u, v, w – компоненты перемещения;

dF – дифференциал площади контактной поверхности.

При холодной прокатке тонких полос, когда абсолютное уширение отсутствует и угол контакта составляет 3-6 ° [6], компонента перемещения v равна нулю, а компонента перемещения w пренебрежимо мала. Тогда с учетом того, что дифференциал площади контактной поверхности $dF = B \cdot R_c \cdot d\varphi$ (B – ширина контактной поверхности; R_c – радиус упруго деформированного вала; $d\varphi$ – дифференциал переменного угла в очаге деформации), уравнение (1) значительно упрощается и для двух валков примет следующий вид (знак минус опущен):

$$A_T = 2 \cdot \tau_k \cdot B \cdot R_c \int_0^{\alpha_c} u(\varphi) d\varphi, \quad (2)$$

где α_c – угол контакта упруго деформированного вала с полосой;

R_c – диаметр упруго деформированного вала.

Детальный теоретический анализ, сделанный авторами работ [7;8], а также результаты экспериментальных исследований, приведенные в литературе [9], показывают, что при холодной тонколистовой прокатке с технологическими смазками скольжение частиц деформируемой полосы относительно поверхности валков происходит по всей длине дуги контакта, и, таким образом, очаг деформации является двухзонным, состоящим из зон отставания и опережения. Это позволяет работу сил контактного трения представить в виде ниже следующей суммы:

$$A_T = A_{T,от} + A_{T,оп}, \quad (3)$$

где $A_{T,от}$ и $A_{T,оп}$ – соответственно работа сил контактного трения в зонах отставания и опережения очага деформации.

Тогда с учетом формул (2) и (3) можно записать, что

$$A_{T,от} = 2 \cdot \tau_k \cdot B \cdot R_c \int_{\gamma}^{\alpha_c} u(\varphi) d\varphi, \quad (4)$$

$$A_{T,оп} = 2 \cdot \tau_k \cdot B \cdot R_c \int_0^{\gamma} u(\varphi) d\varphi, \quad (5)$$

где γ – нейтральный (критический) угол очага деформации, учитывающий влияние натяжения и упругой деформации валков.

Теоретическое исследование скольжения частиц деформируемого металла относительно поверхности валков проведено автором работы [9], основываясь на которой компонента перемещения u в зонах отставания и опережения очага деформации при холодной прокатке тонких полос может быть определена так:

$$\text{- в зоне отставания } u(\varphi) = R_c \cdot \cos \varphi - \frac{R_c \cdot h_\gamma \cdot \cos \gamma}{h + R_c \cdot \varphi^2}; \quad (6)$$

$$\text{- в зоне опережения } u(\varphi) = \frac{R_c \cdot h_\gamma \cdot \cos \gamma}{h + R_c \cdot \varphi^2} - R_c \cdot \cos \varphi, \quad (7)$$

где h_γ и h – соответственно толщина полосы в нейтральном сечении очага деформации и после пропуска.

Тогда из уравнений (4)-(7) следует, что работа сил контактного трения в зонах отставания и опережения очага деформации равна

$$= 2 \cdot \tau_x \cdot B \cdot R_c^2 \cdot \left\{ (\sin \alpha_c - \sin \gamma) - \frac{h_\gamma \cdot \cos \gamma}{\sqrt{R_c \cdot h}} \left[\operatorname{arctg} \left(\frac{R_c \cdot \alpha_c}{\sqrt{R_c \cdot h}} \right) - \operatorname{arctg} \left(\frac{R_c \cdot \gamma}{\sqrt{R_c \cdot h}} \right) \right] \right\}; \quad (8)$$

$$= 2 \cdot \tau_x \cdot B \cdot R_c^2 \cdot \left[\frac{h_\gamma \cdot \cos \gamma}{\sqrt{R_c \cdot h}} \operatorname{arctg} \left(\frac{R_c \cdot \gamma}{\sqrt{R_c \cdot h}} \right) - \sin \gamma \right]. \quad (9)$$

После некоторых преобразований и с учетом того, что при холодной прокатке тонколистовой стали тригонометрические функции $\sin \alpha_c$ и $\sin \gamma$ могут быть заменены соответственно аргументами α_c и γ , формулы (8) и (9) примут вид

$$A_{\tau,от} = 2 \cdot \tau_x \cdot B \cdot R_c^2 \cdot \left\{ (\alpha_c - \gamma) - \frac{h_\gamma \cdot \cos \gamma}{\sqrt{R_c \cdot h}} \left[\operatorname{arctg} \left(\alpha_c \cdot \sqrt{\frac{R_c}{h}} \right) - \operatorname{arctg} \left(\gamma \cdot \sqrt{\frac{R_c}{h}} \right) \right] \right\}; \quad (10)$$

$$A_{\tau,оп} = 2 \cdot \tau_x \cdot B \cdot R_c^2 \cdot \left[\frac{h_\gamma \cdot \cos \gamma}{\sqrt{R_c \cdot h}} \cdot \operatorname{arctg} \left(\gamma \cdot \sqrt{\frac{R_c}{h}} \right) - \gamma \right]. \quad (11)$$

Напряжение силы контактного трения при обработке металлов давлением целесообразно определять по общеизвестному закону (условию) Э. Зибеля:

$$\tau_x = 2k \cdot f, \quad (12)$$

где $2k$ – сопротивление деформации;

f – коэффициент трения, приведенный к истинному сопротивлению деформации.

При холодной тонколистовой прокатке сопротивление деформации металла рассчитывается как средняя интегральная по дуге контакта величина по уравнению [10]

$$2k = 2k_0 + \left(\frac{2}{\sqrt{3}} \right)^{n+1} \frac{\Pi}{n+1} (\ln \lambda)^n, \quad (13)$$

где $2k_0 = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_{\tau_0}$ – сопротивление деформации до пропуска (σ_{τ_0} – предел текучести до пропуска);

Π и n – соответственно модуль и показатель интенсивности упрочнения;

$\lambda = H/h$ – коэффициент обжатия (H – толщина полосы до пропуска).

Наиболее распространенной для определения длины упруго деформированного контакта валка с полосой при холодной тонколистовой прокатке является формула Хичкока [2;8;11;12], которая дает существенно заниженный (на 23,5-32,6%) по сравнению с экспериментальными данными работы [2] результат, а поэтому не может быть широко использована. Более надежной является следующая математическая модель [2]:

$$l_{\infty} = \frac{1}{4} \cdot \left[\sqrt{k \cdot p \cdot R} + \left\{ k \cdot p \cdot R + 4 \cdot \left[R \cdot (\Delta h + k \cdot p \cdot \sqrt{R \cdot \Delta h}) \right]^{\frac{1}{2}} \right\}^{\frac{1}{2}} \right]^2, \quad (14)$$

где k – коэффициент, зависящий от материала валков и прокатываемой полосы [2];

p – среднее давление металла на валки;

R – радиус недеформированного валка;

Δh – абсолютное обжатие полосы за пропуск.

Расчет среднего давления металла на валки должен осуществляться с учетом всех основных особенностей высокоскоростной холодной прокатки тонких полос по такому уравнению [10]:

$$p = \frac{2k}{\lambda - 1} \left\{ \delta(\lambda + 1) - k_{on} \left[\ln \lambda^{\delta-1} + 2\delta(1 - \ln k_{on}) - \frac{\sigma_3 - \sigma_n}{2k} \right] - \frac{\lambda \sigma_3 - \sigma_n}{2k} - \frac{\rho V_6^2}{4k} \cdot \frac{\lambda - 1}{\lambda} \times \right. \\ \left. \times k_{on}^2 \left(2 - k_{on} \cdot \frac{\lambda + 1}{\lambda} \right) \right\} \quad (15)$$

где $\delta = \frac{2 \cdot f}{\alpha_c}$ – показатель условий контактного трения;

k_{on} – коэффициент опережения (коэффициент обжатия в зоне опережения очага деформации);

σ_3 и σ_n – соответственно напряжения заднего и переднего натяжения;

ρ – плотность материала полосы;

V_6 – линейная (окружная) скорость валков.

Коэффициент опережения рассчитывается в соответствии с работой [10] по формуле

$$k_{on} = \frac{2\delta - \sqrt{4\delta^2 - \left[(\delta - 1) \ln \lambda + 3\delta - \frac{\sigma_3 - \sigma_n}{2k} \right] \left[\delta - \frac{\rho V_6^2}{4k} \left(1 - \frac{1}{\lambda^2} \right) \right]}}{\delta - \frac{\rho V_6^2}{4k} \left(1 - \frac{1}{\lambda^2} \right)}. \quad (16)$$

При этом радиус валка, а также угол контакта и нейтральный угол очага деформации с учетом упругого сплющивания валков при холодной тонколистовой прокатке рекомендуется определять так [10]:

$$R_c = \frac{l_{\infty}^2}{\Delta h}; \quad (17)$$

$$\alpha_c = \frac{\Delta h}{l_{\infty}}; \quad (18)$$

$$\gamma_c = \sqrt{\frac{h \cdot (k_{on} - 1)}{R_c}}. \quad (19)$$

Итерационный расчет, организованный на основе выше приведенных формул (10)-(19) и соответствующий реальным условиям высокоскоростной холодной прокатки тонких полос, позволяет довольно точно установить значения работы сил контактного трения в зонах отставания и опережения очага деформации.

Заключение. Таким образом, разработана комплексная математическая модель (10)-(11) работы сил контактного трения, корректно отражающая влияние всех основных факторов холодной тонколистовой прокатки: природы металла; интенсивности деформации; радиуса упруго деформированных валков; угла и длины упруго деформированного контакта полосы с валками; нейтрального (критического) угла очага деформации с учетом упругой деформации валков; коэффициента контактного трения, а значит, шероховатости поверхности и материала валков, их окружной (линейной) скорости, вида технологической смазки и т.д.; режима натяжений; а также инерционных сил, которые действуют в очаге деформации при высокоскоростной холодной прокатке тонких полос.

Список литературы: 1. Выдрин В.Н. О работе трения при прокатке / В.Н. Выдрин // Теория обработки металлов давлением : сборник статей. – М. – Свердловск : Машгиз, 1958. – Вып. 8. – С. 58-65. 2. Старченко Д. И. Динамика продольной прокатки : учеб. пособие / Д.И. Старченко. – К. : УМК ВО, 1994. – 400 с. – ISBN 5-7763-1862-9. 3. Выдрин В. Н. Процесс непрерывной прокатки / В.Н. Выдрин, А.С. Федосиенко, В.И. Крайнов. – М. : Metallurgia, 1970. – 456 с. 4. Кальменев А.А. К вопросу о расходе энергии при плоской прокатке / А.А. Кальменев, Н.Д. Лукашкин, С.С. Хламкова // Metallurg. – 2008. – № 4. – С. 67-69. 5. Основы теории обработки металлов давлением : учебник / И.И. Иванов, А.В. Соколов, В.С. Соколов [и др.] – М. : ФОРУМ-ИНФРА-М, 2007. – 144 с. : ил. – ISBN 978-5-91134-126-8. – ISBN 978-5-16-003006-7. 6. Процесс прокатки / М.А. Зайков, В.П. Полухин, А.М. Зайков, Л.Н. Смирнов. – М. : МИСИС, 2004. – 640 с. – ISBN 5-87623-117-7. 7. Королев А. А. Механическое оборудование прокатных цехов черной и цветной металлургии / А.А. Королев. – Изд. 3-е, перераб. и доп. – М. : Metallurgia, 1976. – 544 с. 8. Рудской А. И. Теория и технология прокатного производства : учеб. пособие / А.И. Рудской, В.А. Лунев. – СПб. : Наука, 2008. – 527 с. – ISBN 978-5-02-025302-5. 9. Старченко Д. И. Кинематика продольной прокатки : учеб. пособие / Д.И. Старченко. – К. : УМК ВО, 1992. – 276 с. – ISBN 5-7763-1098-9. 10. 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. 11. Грудев А. П. Теория прокатки / А.П. Грудев. – Изд. 2-е, перераб. и доп. – М. : Интермет Инжиниринг, 2001. – 280 с. – ISBN 5-89594-067-6. 12. Технология процессов прокатки и волочения. Листо-прокатное производство : учебник / М.М. Сафьян, В.Л. Мазур, А.М. Сафьян, А.И. Молчанов. – К. : «Выща школа», 1988. – 352 с.

МАКОВЕЙ В. А., канд. техн. наук, доц., НТУУ “КПИ”, г. Киев
БОРОДИЙ Ю. П., ассистент, НТУУ “КПИ”, г. Киев
ПРОЦЕНКО П. Ю., инж., НТУУ “КПИ”, г. Киев

НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ ВИНТОПОДОБНЫХ ТРУБ ПРИ ПРОФИЛИРОВАНИИ

Разработаны технологии получения труб с винтовыми канавками, как с использованием оправок с винтовыми канавками так и без них. Исследовано влияние геометрических параметров винтовых канавок на качество изделий и напряженно-деформированное состояние.

Ключевые слова: винтоподобная труба, обкатывание, напряжения, деформация.

Розроблені технології отримання труб з гвинтовими канавками як з використанням оправок з гвинтовими канавками так і без них. Досліджений вплив геометричних параметрів гвинтових канавок на якість виробів і напружено-деформований стан.

Ключові слова: гвинтоподібна труба, обкочування, напруження, деформація.

Technologies of receipt of pipes are developed spiral-flute as with the use of mounting spiral-flute so without them. Influence of geometrical parameters of spiral ditches is investigational on quality of wares and the tensely-deformed state.

Keywords: spiral pipe, rolling-off, strains, deformation.

Интенсификация теплообмена в каналах является эффективным способом уменьшения габаритных размеров и металлоемкости теплообменных аппаратов. Анализ работ в этом направлении показывает, что наибольшее внимание уделяется искусственной турбулизации потока с помощью кольцевых диафрагм разных геометрических размеров и типов, которые размещаются на внутренней поверхности круглой трубы [1]. Интенсификация теплоотдачи этим способом уменьшает в 1,5 – 2 раза габаритные размеры и массу теплообменного аппарата. В исследованиях [1] наиболее эффективными оказались трубы с локальными выступами на внутренней поверхности трубы. Поэтому также может быть эффективным турбулизатором и винтообразная труба. Существует несколько запатентованных способов изготовления винтообразных труб, как с использованием оправок так и без них. Известным способом изготовления винтообразных труб является роликное обкатывание на оправке. Он заключается в формообразовании на трубчатой заготовке с помощью оправки винтового профиля, причем его осуществляют путем последовательной пластической деформации при постоянном вращении трубчатой заготовки и закрепленной внутри нее n-заходной винтовой оправки и поступательном перемещении формирующих элементов в виде тел качения вдоль оси обрабатываемой детали. Этот способ используется при изготовлении длинномерных винтов винтовых насосов, которые выполняются из тонкостенных труб из нержавеющей и труднообрабатываемых сталей, которые применяются в нефтегазодобывающей промышленности [2].

Процесс обкатывания роликом сводится до пластического изменения формы путем перемещения частиц металла. Холодная пластическая деформация, которая происходит при обкатывании, 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 удельное усилие и снижает пластичность, что может привести к разрушению и созданию в изделии остаточных напряжений [3]. При обкатывании роликом деформируемые металлы упрочняются, причем неравномерное упрочнение сопровождается повышением твердости деформированного металла, что позволяет учитывать изменение величины зоны упрочнения измерением твердости. Это можно использовать для экспериментально-расчетного определения НДС области пластического деформирования методом твердости [3].

Цель работы: разработать оптимальную технологию получения винтоподобных труб из цилиндрических труб обкаткой роликом с применением оправок и без них, а также методом твердости и аналитическим способом оценить НДС в зоне винтовых канавок, которые получены обкаткой с различными шагом и глубиной.

Одним из возможных способов получения винтоподобных труб является способ изготовления обкаткой роликом. В качестве профилирующих инструментов для получения винтовых гофр на тонкостенных трубах из нержавеющей стали 04X18H10 ($\sigma_{0,2} = 530$ МПа, $\sigma_b = 740$ МПа) и X18H9T применяются ролики и оправка.

Перед проведением обкатывания были определены механические характеристики (микротвердость) заготовок-труб. Для этого вырезались прямоугольные пластины размером 10 на 10 миллиметров, правились для придания им плоской формы, шлифовались и полировались на шлифовальной машине. Измерение микротвердости выполнялось на микротвердомере модели ПМТ-3 нагрузкой 100 гс. Таким образом, микротвердость исходных труб находится в пределах 180...200 HV.

Разработаны следующие схемы реализации данного способа:

1. Получение винтоподобной трубы роликовым обкатыванием на токарно-винторезном станке с использованием оправки и роликов. Схема процесса получения изделия представлена на рис. 1.

На оправку 1 устанавливали трубчатую заготовку 2 из нержавеющей стали толщиной 1 мм. Ролик 3 крепили к корпусу 4, который закреплен в резцедержателе 5 суппорта токарного станка. Оправку 1 с надетой на нее трубчатой заготовкой 2 фиксируем с одной стороны центром токарного станка 6, а с другой стороны – в трехкулачковом патроне 7, чем обеспечиваем невозможность поворота заготовки относительно оправки. Оправка имеет точенный винтовой рельеф, который будет получать труба после процесса обкатки. Полученный образец детали показан на рис. 2.

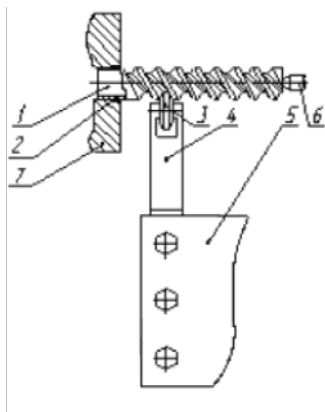


Рис.1. Схема процесса накатки винтового рельефа на трубе:
 1 – оправка с резьбой,
 2 – деталь, 3 – ролик, 4 – корпус
 5 – резцедержатель, 6 – центр,
 7 – трехкулачковый патрон



Рис.2. Фотография оправки а) и образца б) с шагом винта 20 мм

Данную технологию изготовления винтообразных труб лучше выполнять в несколько переходов. Сначала использовали ролик с тупым углом. Необходимо многократно повторить проходы в одну и другую сторону пока не будет сформирован начальный винтообразный рельеф на трубчатой заготовке. Финишные операции выполнялись роликом с острым углом. При этом нужно повторить проходы в одну и другую сторону пока не будет полностью сформирован конечный винтообразный рельеф трубы.

Для улучшения условий процесса обкатки ролик необходимо наклонить на некоторый угол α – угол поворота ролика к горизонтальной оси суппорта, который равняется углу подъема винтовой линии.

II. Получение винтоподобной трубы роликовым обкатыванием на токарно-винторезном станке с использованием сыпучей среды в качестве противодействия.

Оправка является технологически сложной деталью. После операции формирования винтообразного профиля с использованием оправки возникают сложности с извлечением полученной трубы. Для упрощения технологии изготовления появляется необходимость изменить схему получения винтообразной трубы без использования оправки.

Схема с использованием сыпучих материалов показана на рис. 3. В середину трубы 1 засыпается сыпучий материал (песок) 2, а на концах у нее крепятся пробки 3 и 4. Пробка левая 3 с трубой крепится в трехкулачковом патроне 5. Пробка правая 4 установлена в корпус 6, где на нее создает давление пружина 7. Сила давления пружины регулируется крышкой 8, которая содержит центровое отверстие, где установлен центр 9 задней бабки токарно-винторезного станка. Обкатка проводится роликом 10, который закреплен в обкатной головке 11.

При обкатке роликом сыпучий материал 2 сначала уплотняется, а затем начинает действовать на правую пробку 4, которая сжимает пружину 7, что находится в корпусе 6.

По этой схеме были получены образцы винтообразных труб разных шагов (рис. 4). Для их получения использовались ролики с разной геометрией. Ролик можно повернуть на угол, который зависит от шага винтовых канавок.

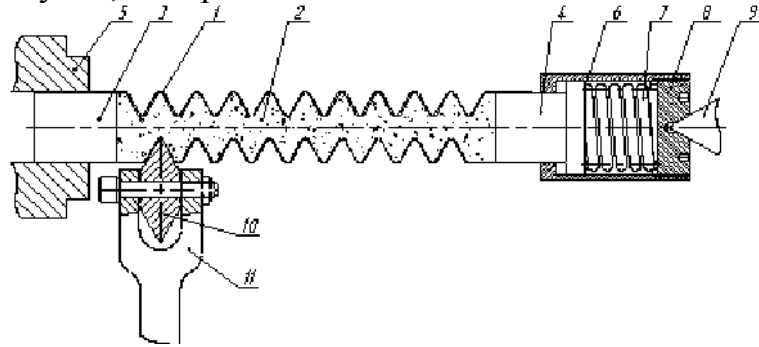


Рис. 3. Схема получения винтообразной трубы с использованием сыпучего материала (песку) в качестве внутреннего противодействия: 1 – труба, 2 – сыпучий материал, 3 – пробка левая, 4 – пробка правая, 5 – трыохкулачковый патрон, 6 – корпус, 7 – пружина, 8 – крышка, 9 – центр, 10 – ролик, 11 – обкатная головка.

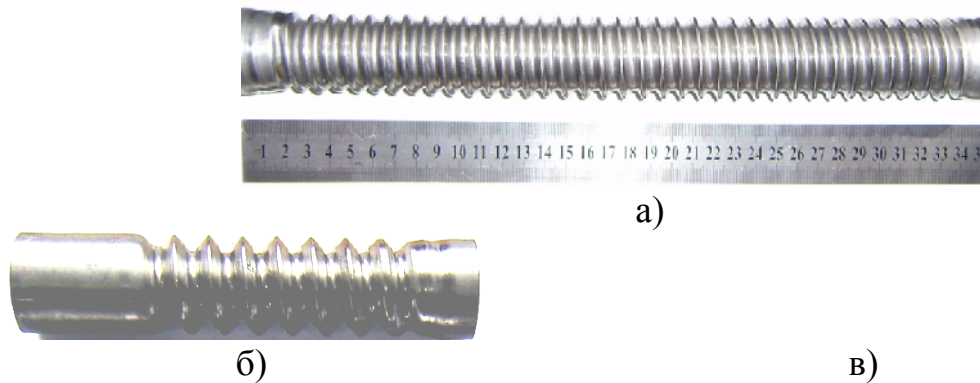


Рис. 4. Фотографии образцов, которые получены без оправки с шагами винта: а) 8 мм, б) 12 мм, г) 20 мм

При холодном пластическом деформировании металлы упрочняются. Это упрочнение неравномерно по области, охваченной деформацией. Упрочнение сопровождается повышением твердости деформированного металла, что позволяет учесть изменение размеров зоны упрочнения измерением твердости. Это можно использовать для экспериментально-расчетного определения напряженного состояния деформированной области винтовой трубы. Метод основан на допущении, что интенсивность напряжений связана с твердостью по Викерсу [4] зависимостью:

$$\sigma_u = K \cdot HV, \quad (1)$$

где $K = 0,3$, HV – твердость по Викерсу.

Были сделаны, отшлифованы и отполированы продольные срезы изготовленных труб с разным шагом винтовой канавки (8 и 12 мм). Результаты измерения микротвердости на этих срезах показаны на рис. 5, из которых видно, что значения микротвердости на вершинах витков не отличаются от исходных значений. В то же время заметное повышение микротвердости на наклонных участках витков и особенно на впадинах витков. Общее повышение твердости составляет 30 –

50% от исходных значений. На участках со значениями микротвердости HV 260...280 наблюдалось возникновение трещин. При этом контролировались геометрические параметры сечения трубы (см. рис. 5). Трещины возникали во впадинах витков при утонении трубы до значений 0,35 – 0,4 мм при глубинах > 5,0 – 5,5 мм.

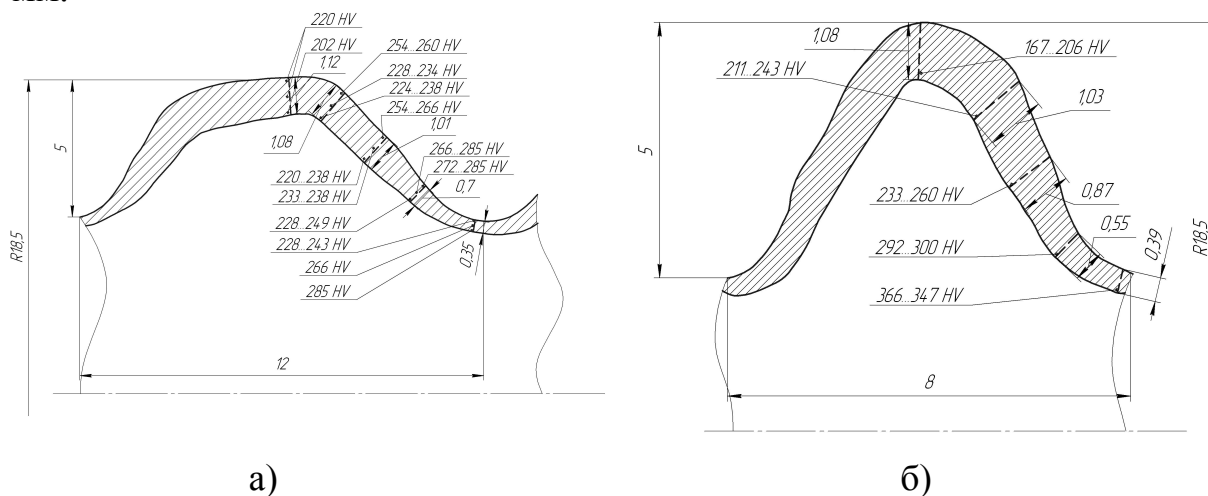


Рис. 5. Геометрические размеры и результаты измерения микротвердости на продольном срезе винтообразных труб с шагом: а) – 12 мм, б) – 8 мм.

По результатам измерений твердости были построены зависимости изменения интенсивности напряжений σ_u от относительного утонения стенки трубы $\Delta h/h$ (рис.6).

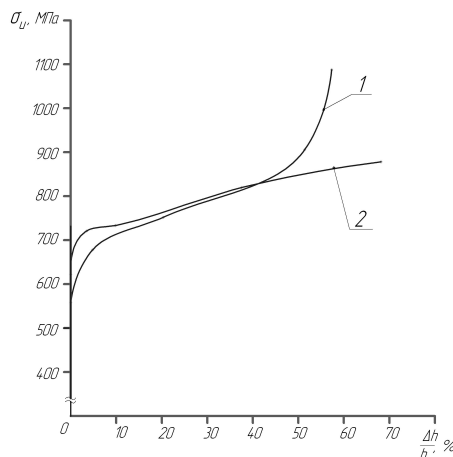


Рис. 6. Зависимость интенсивности напряжений от относительного утонения стенки трубы: 1 – с шагом винта 8 мм, 2 – с шагом винта 12 мм.

Теоретические основы расчетов напряженно-деформированного состояния труб при обкатке приведены в работах [4,5]. При этом рассматривается элемент трубы (рис. 7) и определяется НДС в каждой точке винтовой части трубы (рис. 8).

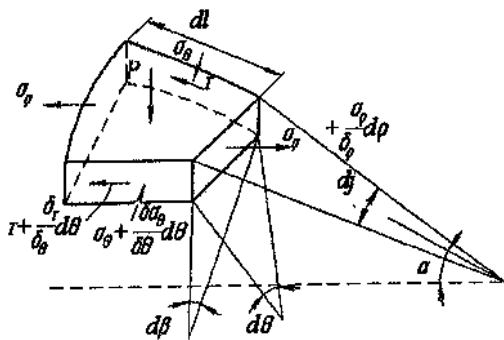


Рис. 7. НДС элемента трубы

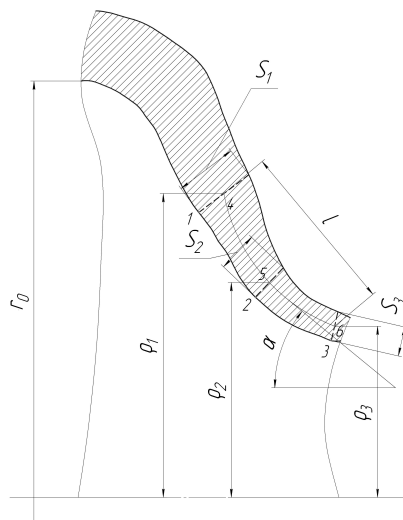


Рис. 8. Параметры для определения НДС

Условие пластичности было принято в виде [4]:

$$\sigma_\rho - \sigma_\theta = \sigma_u, \quad (2)$$

где σ_u – интенсивность напряжений.

Касательные напряжения определяли из выражения выражали:

$$\tau = \mu \sigma_k, \quad (3)$$

где μ – коэффициент трения при смазке минеральным маслом с графитом.

Пользуясь схемами, показанными на рис. 7 и рис. 8, а также результатами [4, 5] получим выражение для нахождения контактных напряжений:

$$\sigma_k = \frac{\mu \rho \left(1 + \frac{z}{R_\theta} + \frac{2z}{R_\rho} \right)}{s}, \quad (4)$$

где σ_T – напряжение текучести, r_0, s, ρ, α – показаны на рис. 8, z – зазор между роликом и оправкой, R_θ – радиус кривизны в тангенциальном сечении, R_ρ – радиус кривизны в меридиональном сечении.

$$\sigma_\theta = \left(\frac{\sigma_k l}{s} \right) \operatorname{tg} \alpha, \quad (5)$$

где l – показана на рис. 8;

$$\sigma_\rho = \sigma_u - \sigma_\theta. \quad (6)$$

Таблица - НДС на внутренней стороне винтоподобной трубы с шагом винта 8 мм

Область	Эксперимент					Расчет		
	Точка	σ_u , МПа	ρ , мм	s , мм	Z , мм	σ_k , МПа	σ_θ , МПа	σ_ρ , МПа
$\alpha = 40^\circ, \mu = 0,1$ $l = 2,68 \text{ мм},$ $\sigma_T = 530 \text{ МПа},$ $r_0 = 17,5 \text{ мм}.$	1	738	15,67	0,87	0	-104,3	-269,6	468,4
	2	888	14,29	0,55	0	-118,2	-483,3	404,7
	3	1068	13,61	0,39	0	-142,4	-821,1	246,9

Выводы

1. Разработаны технология и оснастка для изготовления винтоподобных труб с глубиной канавки до 5мм и длиной до 1 м как с использованием оправки так и без нее.

2. Профилирование винтовых канавок на цилиндрических трубах из нержавеющей сталей сопровождается утонением стенки в области впадин на 60...70% и упрочнением материала в этой зоне в 1,4 ... 1,5 раза.

Список литературы: 1. *Рогачев В. А.* Интенсификация теплообмена в круглой трубе / Рогачев В. А., А. М. Терех, В. Д. Бурлей, А. В. Семеняко. // Энергетика: економіка, технології, екологія. – 2008. – № 1. – С. 36 – 42 2. Пат. 2121405 РФ, МКИ В 21 D 15/04. Способ изготовления винтовых деталей и устройство для его осуществления. Заявл. 20.12.1995; Опубл. 10.11.1998, – 6 с. 3. *Маковой В. О.* Профілювання гвинтоподібних труб обкочуванням / Маковой В. О., Бородій Ю. П., Кліско А. В., Проценко П. Ю. // Вісник Київського політехн. ін-та. Машинобудування. – 2010. – №60. – С. 55 – 60. 4. *Огородников В.А.* Механіка процесів формозмінювання з однотипними схемами механізму деформації / Огородников В.А., Музичук В.І., Нахайчук О.В. – Вінниця, Універсум, 2007. – 179 с. 5. *Капорович В. Г.* Производство деталей из труб обкаткой. – М.: Машиностр., 1978. – 136 с.

УДК 621.771.63

АНИСИМОВА Е.А., аспирант, ГОУ ВПО «МГТУ им. Г.И. Носова», г. Магнитогорск

ЛОКОТУНИНА Н.М., канд. техн. наук, доц., МГТУ им. Г.И. Носова, г. Магнитогорск

ШЕМШУРОВА Н.Г., канд. техн. наук, профессор, ГОУ ВПО «МГТУ им. Г.И. Носова», г. Магнитогорск

РАЗРАБОТКА НОВОЙ КОНФИГУРАЦИИ ПРОФИЛЕЙ ВЫСОКОЙ ЖЕСТКОСТИ НА ОСНОВЕ МЕТОДИКИ ОЦЕНКИ ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ СВОЙСТВ

Для улучшения эксплуатационных свойств листового профиля с периодически повторяющимися гофрами в работе предложена новая конфигурация профилей высокой жесткости (ПВЖ). Это позволит повысить жесткость и прочность металла при снижении металлоемкости.

Ключевые слова: профили высокой жесткости, эксплуатационные свойства, жесткость, прочность, интенсивность деформации, запас пластичности.

To improve the operational properties of flat profile with recurrent ripples in this work proposed new configuration of the profiles of high rigidity (PVZH). It will help to increase the stiffness and strength of the metal at lower metal content.

Keywords: profiles of high rigidity, operational properties, hardness, strength, intensity of deformation, plasticity margin.

Гнутые профили являются одним из наиболее экономичных видов металлопродукции. Они позволяют значительно снизить удельный расход металла в стране, трудоемкость изготовления машин и сооружений, повысить их эксплуата-

ционные возможности и расширить возможности создания наиболее рациональных конструкций.

В последнее время все более широкое применение в народном хозяйстве находит один из видов гофрированного металла — профили высокой жесткости (ПВЖ) с периодически повторяющимися продольными или поперечными гофрами, характеризующиеся высокой конструктивной готовностью за счет наличия плоских недеформированных участков по периметру [1].

Одним из крупных потребителей профилей высокой жесткости, изготавливаемых в листопрокатном цехе №8 ОАО «ММК», является предприятие «Производственное объединение "УралВагонЗавод"». В настоящее время ПО «Уралвагонзавод» создает новое поколение грузовых полувагонов, отличающихся повышенной надежностью и экономичностью. Одним из элементов в конструкциях грузовых полувагонов является профиль 1590×6×1535×40,8×4,8 мм, который используют в качестве крышки люка (рисунок 1).

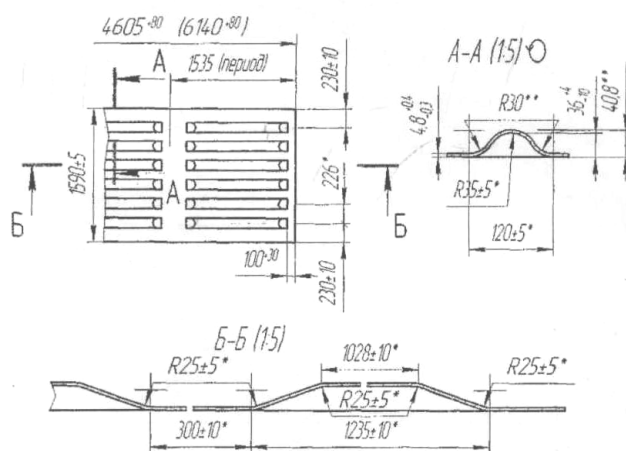


Рисунок 1 – Профиль высокой жесткости 1590×6×1535×40,1×4,8 мм

Полувагон предназначен для перевозки сыпучих, крупнокусковых, штучных и др. грузов, поэтому крышка люка должна обладать достаточно высокой прочностью, жесткостью и износостойкостью, способной воспринимать действующие на нее усилия и не требующей ремонта в течение длительного срока эксплуатации. Кроме того, крышка люка должна обладать коррозионной стойкостью под воздействием внешней среды.

На сегодняшний день, указанный вид профиля не удовлетворяет требованиям потребителя по эксплуатационным параметрам. Поэтому главной целью являлось улучшение эксплуатационных свойств листового профиля с периодически повторяющимися гофрами за счет повышения жесткости и прочности металла при снижении металлоемкости.

С помощью Microsoft Excel разработана программа для решения задачи оптимизации, которая позволяет определить основные геометрические характеристики и характеристики прочностных и пластических свойств металла профиля с использованием методики оценки прочностных свойств. Данная методика включает показатели:

$$\text{Интенсивность деформации [2]:} \\ \varepsilon_i = \left(2,1278 \cdot \sin^2 \frac{2\pi x}{B} + 0,1427 \cdot \sin \frac{\pi x}{B} \right) \cdot \frac{\Delta B}{B} \quad , \quad (1)$$

где B - ширина гофра, мм;

ΔB - разность между конечной и начальной шириной гофра, мм;

x - текущее значение координаты по ширине гофра.

Приведенная характеристика интенсивности напряжения [3]:

$$\sigma_{i_{прив}} = \frac{\sum_{j=1}^n F_j \cdot \sigma_j}{F_{проф}}, \quad (2)$$

где $F_{проф}$ - площадь поперечного сечения всего профиля;

F_i - площадь поперечного сечения рабочей части образца;

σ_i - интенсивность напряжения i -го образца;

n - количество образцов, вырезанных из профиля.

Относительный показатель прочности:

$$\Pi_{проф} = \frac{W_{проф} \cdot \sigma_{i_{проф}}}{W_{баз} \cdot \sigma_{i_{баз}}}, \quad (3)$$

где $W_{проф}$, $W_{баз}$ - момент сопротивления соответственно проектируемого и базового профилей;

$\sigma_{i_{проф}}$, $\sigma_{i_{баз}}$ - сопротивление металла деформации соответственно базового и проектируемого профилей.

Показатель степени использования запаса пластичности металла при профилировании:

$$\psi_i = \frac{\varepsilon_i}{2 \cdot \ln(1 + 0,94 \cdot \delta_5)} < 1, \quad (4)$$

где δ_5 - относительное удлинение металла при испытании на растяжение;

ε_i - интенсивность деформации.

Усредненный показатель степени использования запаса пластичности металла готового профиля:

$$P = \frac{\sum_{i=1}^n \psi_i}{n}, \quad (5)$$

где ψ_i - степень использования запаса пластичности на i -ом участке сечения профиля;

$\psi_{пред}$ - предельное значение степени использования запаса пластичности по сечению профиля;

n - количество участков, на которые разбито сечение профиля.

По результатам решения задачи оптимизации получена рациональная конфигурация ПВЖ с увеличенной шириной гофра до 130 мм, уменьшенными периодом до 1525 мм и толщиной до 4,5 мм. Расчетные значения прочностных и пластических характеристик металла профиля представлены в таблице.

Таблица – Расчетные значения прочностных и пластических характеристик металла профиля

Вид профиля	$V_{\text{гофра}}$, мм	I_x , см ⁴	W_x , см ³	$\sigma_{\text{прив}}$, Н/мм ²	$P_{\text{проф}}$	$\Psi_{\text{пред}}$	R
1590×6×1535×40,8×4,8 мм (исходный)	120	33,3	25,4	752,1	1,0	0,05	0,51
1590×6×1525×40,8×4,5 мм (предлагаемый «Уралвагонзавод»)	120	31,3	24,2		0,9		
1590×6×1525×40,8×4,5 мм (разработанный)	130	37,6	29,1	618,1	0,9	0,04	0,64

В результате анализа полученных данных установлено, что при уменьшении толщины до 4,5 мм и увеличении ширины гофра до 130 мм снижается относительный показатель прочности. Однако, снижение данного показателя обусловлено снижением приведенной характеристики интенсивности напряжения, которое повлияет на жесткость всего профиля и будет компенсироваться увеличением момента сопротивления.

Увеличение ширины гофра до 130 мм позволит увеличить запас пластичности металла на 20 %. Увеличение усредненного показателя степени использования запаса пластичности металла свидетельствует о равномерном распределении пластических свойств металла по сечению всего профиля. Это приведет к повышению надежности и долговечности готового профиля при снижении металлоемкости, а, следовательно, к улучшению эксплуатационных свойств профиля, удовлетворяющих потребителя.

Библиографический список: 1. Шемшурова Н.Г. Сортовые гнутые профили: Учеб. пособие. Магнитогорск: МГМА, 1997. 102 с. 2. Тришевский И.С., Плеснецов Ю.А. О теоретическом определении утонения гофров профилей высокой жесткости // Гнутые профили проката: Отрасл. сб. науч. тр. Харьков: УкрНИИМет, 1980. Вып. 8. С. 25-28. 3. Тришевский И.С., Клепанда В.В. Механические свойства гнутых профилей проката. Киев: Техника, 1977. 143 с. 4. Н.Г. Шемшурова, Н.М. Локотунина, В.Г. Антипанов, В.Л. Корнилов, Е.М. Солодова, А.В. Урмацких. Стальные гнутые профили: монография. Магнитогорск: ГОУ ВПО «МГТУ», 2010. 286 с.

УДК 621.771

ТРИШЕВСКИЙ О.И., докт. техн. наук, проф., ХНУСХ, г. Харьков
ПЛЕСНЕЦОВ С.Ю., студент, НТУ «ХПИ»

АНАЛИЗ СОВРЕМЕННОГО СОСТОЯНИЯ ПРОИЗВОДСТВА СПЕЦИАЛЬНЫХ ГНУТЫХ ПРОФИЛЕЙ С ЭЛЕМЕНТАМИ ИЗГИБА МЕТАЛЛА НА 180° В УКРАИНЕ

В результате анализа установлено, что специальные гнутые профили (СГП) с местами изгиба на 180° находят применение в строительстве и автомобилестроении. Отечественные разработки, выполненные ранее, направлены на реализацию технологий производства СГП с элементами двойной толщины из заготовки 3мм и более. Импортные профили содержат места изгиба на 180°, обеспечивающие зазор между полосами, равный 2-3 толщинам материала (0,5...1,5мм). Создание импортозамещающих технологий производства СГП с местами изгиба на 180° в Украине требует выполнения НИР с целью создания аналитической модели валковой формовки указанного вида металлопродукции, а также создание современной системы нормативно-

технических документов для обеспечения технического регулирования производства в Украине.

В результате анализа встановлено, що спеціальні гнуті профілі (СГП) з місцями згину на 180° знаходять використання у будівництві та автомобілебудуванні. Вітчизняні розробки, виконані раніше, спрямовані на реалізацію технологій виробництва СГП з елементами подвійної товщини із заготовки 3мм та більше. Імпортні профілі мають місця згину на 180° , що забезпечують проміжок між полосами, що дорівнює 2-3 товщинам матеріалу (0,5...1,5мм). Створення імпортозаміщуючих технологій виробництва СГП з місцями згину на 180° в Україні потребує виконання НДР з метою створення аналітичної моделі валкового формування вказанного виду металопродукції, а також створення сучасної системи нормативно-технічних документів для забезпечення технічного регулювання виробництва в Україні.

As a result of analysis it was defined, that special bended profiles (SBP) with places of bending by 180 degrees do find usage in construction and automobile industry. Native researches, which were made earlier, are directed to creation of technologies of production of SBP with of double thickness from 3mm-templates and more. Foreign profiles contain places of bending by 180 degrees, which provide a clearance between strips, which is equal to 2-3 thicknesses of material (0,5 – 1,5mm). Creation of import-replacing technologies of SBP with 180 degrees curves production in Ukraine requires completion of SRW with a purpose of creation of an analytical model of roll forming of mentioned type of metal production, and creation of a modern technical normative documents for providing the technical regulation of production in Ukraine as well.

Разработка сортамента специальных гнутых профилей с местами изгиба на 180° и освоение их производства – один из актуальных на сегодняшний день вопросов. Профили, содержащие элементы с местами изгиба на 180° широко востребованы в различных отраслях благодаря дешевизне их производства и универсальности оборудования (рис. 1).

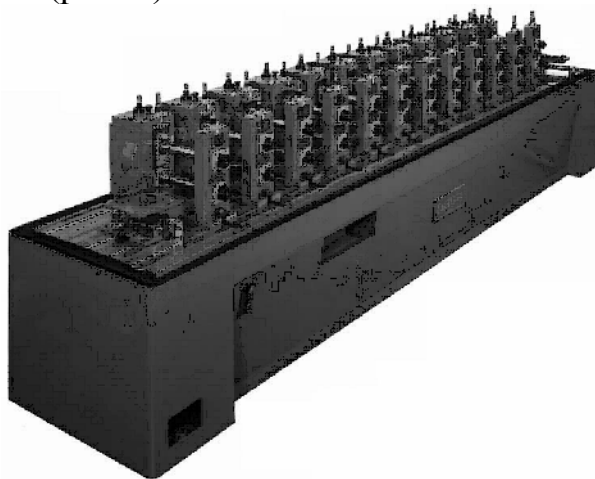


Рис. 1. Профилегибочный стан

Наибольшее количество разработок в этом направлении выполнено в Украинском научно-исследовательском институте металлов [1-5]. Однако же указанный комплекс работ направлен на реализацию технологий производства специальных гнутых профилей с элементами двойной толщины из заготовки 3 мм и более. В последнее время в Украине появились импортные профили, содержащие, помимо элементов двойной толщины (то есть участков с соприкосновением полос металла), места изгиба на 180° , обеспечивающие зазор между полосами ме-

талла, равный 2-3 толщинам последнего. Обычно они производятся из заготовки толщиной 0,5...1,5мм.

Цель работы – анализ современного состояния производства и применения специальных профилей с местами изгиба на 180°.

На данный момент в строительстве и автомобилестроении специальные гнутые профили с местами изгиба на 180° находят самое широкое и разнообразное применение [6]:

- в зданиях из традиционных металлоконструкций являются элементами вентилируемого фасада, сайдинга, доборных элементов и т.п. (табл. 1, табл. 2, табл. 3);

- в зданиях из монолитного железобетона используются в качестве элементов опалубки перекрытий (табл. 4);

- в автомобилестроении (табл. 5) выполняют функции элементов каркасов.

Таблица 1 - Наиболее распространенные формы поперечного сечения фасадной облицовки из оцинкованной стали с лакокрасочным (полимерным) покрытием (сайдинг)

№ профиля	Форма поперечного сечения сайдинга	Объемное представление профиля
1.		
2.		

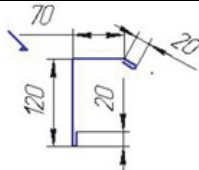

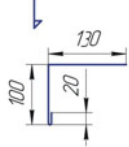
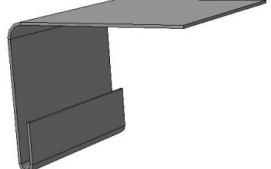
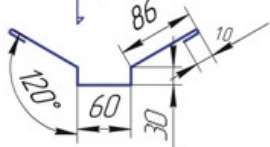
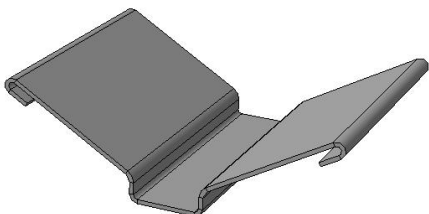
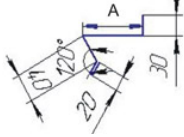
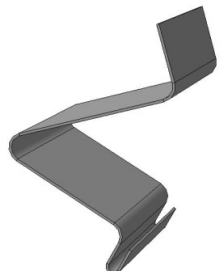
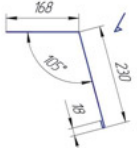

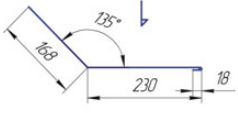
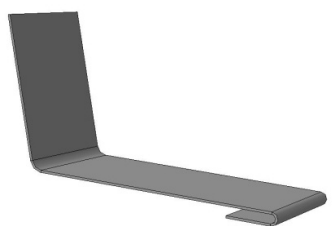
Таблица 2. Доборные элементы обшивки сайдинга

Наименование профиля	Формы поперечного сечения
Нащельник угловой наружный	
Нащельник угловой внутренний	

Наименование профиля	Формы поперечного сечения
Нащельник прямой	
Нащельник	
Завершающая планка	
Начальная планка	

Таблица 3. Распространенные профили доборных элементов кровли

Наименование элемента	Эскиз профиля	Объемное представление
Конек фигурный на верхний стык кровли		
Конек плоский на верхний стык кровли		



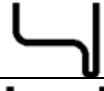

Наименование элемента	Эскиз профиля	Объемное представление
Фронтонная планка для защиты от ветра		
Карнизная планка		
Накладка ендовы		
Оконный отлив		
Переход №1		
Переход №2		

Наименование элемента	Эскиз профиля	Объемное представление
Примыкание		
Угол наружный		
Угол внутренний		

Таблица 4. Распространенные формы поперечного сечения профилей для опалубки

№ профиля	Формы поперечного сечения
1.	
2.	

Таблица 5. Профили для автомобилестроения и других отраслей

Наименование профиля	Формы поперечного сечения
Т-образный 36x20x2,0мм	
Корытообразный 24,2x15x1,2мм (коробка телефонной линии)	
Профиль специальный 15x13x1,5мм	
Профиль 25,5x17,5x1,0мм (направляющая стекла)	

Согласно статистики в странах СНГ доля легких металлоконструкций в различных конструктивных элементах зданий и сооружений составляет 4...11% (в странах ЕС этот показатель оценивается в 50...75%). Если учесть, что в 2008г. объемы производства наиболее эффективных видов гнутых профилей достигли уровня 1990г., то перспективная потребность рынка стран СНГ (с учетом достигнутого показателя в странах ЕС) может быть оценена величиной в 12...14 раз большей.

К крупнейшим российским предприятиям-производителям сайдинга, фасадных и других видов продукции из оцинкованной стали и стали с декоративно-защитным покрытием следует отнести:

- ОАО «Самарский завод «Электроцит»
- ОАО «Акционерная компания «Лысьвенский металлургический завод»
- ОАО «Челябинский профнастил»
- ОАО «Киреевский завод легких металлических конструкций»
- ЗАО «Компания «Сплав»
- Группа предприятий «Стальные конструкции»
- ЗАО «Стальинвест»
- Группа компаний «Стройпромет» и ряд других.

К числу наиболее известных западных корпораций-производителей специальных гнутых профилей относятся такие, как Rautaruukki Group, Arcelor Construction, Tekla [7] и др.

Для создания импортозамещающих технологий производства специальных гнутых профилей с местами изгиба на 180° в Украине необходимо выполнение НИР, направленных на создание аналитической модели валковой формовки указанного вида металлопродукции, а также создание современной, гармонизированной с техническими требованиями системы нормативно-технических документов для обеспечения технического регулирования производства в Украине [8]. Реализация указанных мер важна и актуальна, поскольку позволит повысить, как объемы производства, так и потребления в стране и, тем самым, конкурентоспособность отечественной экономики (рост объемов потребления на 2% обеспечит увеличение валового внутреннего продукта страны на 1%).

- Выводы:** 1. Специальные гнутые профили с местами изгиба на 180° находят широкое применение в современном строительстве и автомобилестроении.
2. Наибольшее количество разработок, выполненных ранее, направлено на реализацию технологий производства специальных гнутых профилей с элементами двойной толщины из заготовки 3мм и более. Появившиеся в последнее время в Украине импортные профили, помимо элементов двойной толщины (то есть участков с соприкосновением полос металла), содержат места изгиба на 180° , обеспечивающие зазор между полосами металла, равный 2-3 толщинам последнего и производятся из заготовки толщиной 0,5...1,5мм.
3. Для создания импортозамещающих технологий производства специальных гнутых профилей с местами изгиба на 180° в Украине необходимо выполнение НИР, направленных на создание аналитической модели валковой формовки указанного вида металлопродукции, а также создание современной, гармонизированной с техническими требованиями системы нормативно-технических документов для обеспечения технического регулирования производства в Украине.

Список литературы: 1. Тришевский И.С. Исследование деформаций металла при пластическом изгибе на 180° . / И.С. Тришевский, В.П. Стукалов // Сб.: «Теория и технология производства экономичных гнутых профилей проката». - Труды УкрНИИмет, вып. XV. Харьков: УкрНИИмет, 1970. - С. 174 – 194. 2. Тришевский И.С. Разработка и исследование технологии производства холодногнутого профиля автообода. / И.С. Тришевский, В.В. Клепанда, В.П. Стукалов // Сб.: «Теория и технология производства экономичных гнутых профилей проката». - Труды УкрНИИмет, вып. XV. Харьков: УкрНИИмет, 1970. – С. 423-434. 3. Тришевский И.С. Некоторые особенности деформации металла в месте изгиба на 180° . Сб.: «Обработка металлов давлением: Сборник трудов», вып. XX. / И.С. Тришевский, В.П. Стукалов - Харьков: УкрНИИмет, 1972. - С. 93 – 99. 4. Стукалов В.П. Основные принципы проектирования калибровок валков для формовки профилей с элементами двойной толщины. Сб.: «Гнутые профили проката: Тематический сборник научных трудов». Вып. III. Харьков: УкрНИИмет, 1975. – С. 102 -108. 5. Стукалов В.П. Разработка и исследование технологии производства нового Т-образного гнутого профиля. / В.П. Стукалов, А.И. Медведев, О.И. Дробот // Сб.: «Совершенствование технологии производства сортового проката и гнутых профилей: Отраслевой сборник научных трудов». - Харьков: УкрНИИмет, 1989. – С. 87 – 90. 6. Плеснецов Ю.А. Технологические процессы производства гнутых профилей и особенности конструкции профилегибочных агрегатов. / Ю.А. Плеснецов, А.А. Юрченко //– «Физические и компьютерные технологии в народном хозяйстве / Труды 4-й международной научно - технической конференции». – Харьков: ХНПК «ФЭД». - 2001. - С. 12-21. 7. Плеснецов Ю.А. Современное состояние производства гнутых профилей с покрытиями за рубежом./ Плеснецов, В.С. Пивовар, В.Н. Левченко // – «Удосконалення процесів і обладнання обробки металів тиском в металургії і машинобудуванні / Тематичний збірник наукових праць». – Краматорськ – Слов'янськ: ДГМА. – 2003. - С. 28 – 33. 8. Плеснецов Ю.А. Порівняння вимог стандартів на сортамент гнутих профілів / Ю.А. Плеснецов, В.О. Євстратов, В.С. Пивовар // «Стандартизація. Сертифікація. Якість / Науково-технічний журнал». - №4. – 2004. - С. 19 - 25

УДК 621.771.63

УРМАЦКИХ А.В., аспирант, ГОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова»

ШЕМШУРОВА Н.Г., канд. техн. наук, профессор, ГОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова»

РАЗРАБОТКА ТЕХНОЛОГИИ ПРОИЗВОДСТВА ГНУТЫХ ПРОФИЛЕЙ С ГОФРАМИ ЗАМКНУТОЙ ФОРМЫ

В статье описаны механические и эксплуатационные свойства нового вида гнутых профилей с замкнутыми гофрами и перспективы их использования в современной технике. Приведена технология производства данных профилей путем профилирования.

Ключевые слова. Осадка гофров, энергосиловые параметры профилирования, формоизменение высоких гофров, волнистый профиль, сварной замкнутый профиль проката, профиль изотропной жесткости, момент сопротивления.

In the article there are described mechanical and maintenance properties of the new kind of roll-formed tubular sections perspective of their using in modern engineering. There is a technology of their production, by means of roll-forming and the energy-force parameters of the roll-forming process are introduced.

Key words: shortening of corrugations, energy-power parameters of profiling, profile-changing of high corrugations, a roll-formed waveliked section, a roll-formed welded section, isotropic tough roll-formed section, moment of resistance

Одной из основных задач, возникающих при проектировании новых листовых гнутых профилей, является придание им высокой жесткости.

Гофрированные листовые профили повышенной жесткости – это перспективные конструкционные элементы, позволяющие увеличить несущую способность и снизить вес конструкций и сооружений. Расчеты [1] показывают, что жесткость таких профилей в 3-5 раз выше, чем у аналогичных по размерам «классических» листовых профилей с трапециевидными гофрами. Данные профили могут быть получены различными способами: поэлементной гибкой, штамповкой, прокаткой и др. [2,3].

Основными конструктивными элементами, создающими жесткость гнутого профиля, являются гофры (продольные или поперечные, сквозные или периодически повторяющиеся) [4,5]. Основным недостатком таких профилей является анизотропия механических свойств во взаимно перпендикулярных направлениях.

Существуют различные конструктивные приемы, позволяющие выровнять жесткость и несущую способность в ортогональных направлениях плоскости листа. Запатентованы листовые гнутые профили с зигзагообразными гофрами, а также технологии для их получения [6,7]. Благодаря повторяющемуся рисунку, они могут монтироваться «внахлестку» и использоваться в качестве кровли или ограждения. Известны листовые гнутые профили с ортогонально пересекающимися гофрами, причем высота гофров одного направления значительно отличается от высоты гофров другого направления [3]. При этом гофры в местах пересечения сохраняют свою геометрию. Линии переходов сопрягающихся гофров должны быть достаточно плавными для исключения возникновения концентраторов напряжений. На основании указанных принципов разработана конструкция гнутого

листового профиля с ортогонально пересекающимися гофрами [8,9]. Они обладают повышенной гибкостью (эффектом «мембраны»), вследствие чего допускают изгиб, превышающий изгиб «классических» профилей в направлении оси гофров, без пластической деформации. Сечение таких профилей представляет собой зигзагообразную линию. В местах изгиба возникают упругие деформации, подобные деформациям в сальфонах. Это позволяет использовать их в качестве ограждающих конструкций и при устройстве кровли, являющейся поверхностью второго порядка. При этом радиус изгиба должен быть достаточно большим. Несущая способность на сжатие и изгиб у этих профилей несколько ниже, чем у профилей, имеющих только параллельные гофры (в направлении вдоль оси гофров). Изменяя количество продольных и поперечных гофров, а также их направление и размер можно создавать новые конструкции листовых гнутых профилей с заранее заданными свойствами.

Одним из новых направлений повышения несущей способности гофрированных листовых профилей является увеличение длины горизонтальных и вертикальных элементов гофров за счет заполнения металлом пространства в основании гофров (рис. 1). Максимальное заполнение будет достигнуто тогда когда смежные участки гофра придут в соприкосновение (рис. 1, поз. 4). При этом несущая способность может быть увеличена более чем в пять раз.

Рассматриваемые профили в сравнении с известными допускают меньший радиус изгиба в поперечном направлении, что объясняется большей длиной развертки профиля. Еще одной особенностью данных профилей является их повышенная «податливость» к осевому скручиванию. Такие профили могут найти применение при облицовке конструкций с цилиндрическими поверхностями.

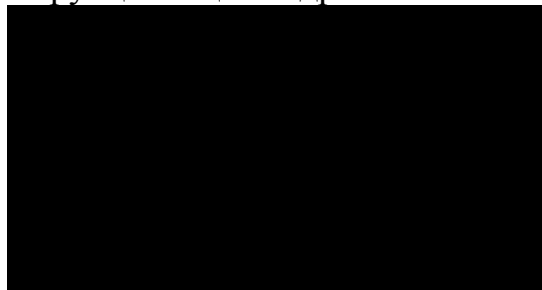


Рис. 1. Последовательность формоизменения в поперечном сечении гофрированного профиля и заполнения межгофрового пространства металлом

Часто конструкции, кроме высокой несущей способности в продольном и поперечном направлениях, должны обладать устойчивостью к скручивающим нагрузкам. В целях придания гнутому листовому профилю устойчивости к осевому скручиванию необходимо, чтобы хотя бы часть гофров имели замкнутый профиль. Установлено [10,11], что замкнутый профиль в h^2/S^2 раз жестче открытого, а максимальные касательные напряжения в h/S раз меньше напряжений в открытом профиле при одинаковых крутящих моментах (где h и S – соответственно высота профиля и толщина его стенки). Следовательно, в конструкциях, геометрические размеры которых не должны изменяться под действием скручивающих моментов, эффективно использование гнутых профилей с гофрами замкнутой формы.

Образование замкнутого гофра может быть достигнуто путем склеивания, пайки или сварки боковых поверхностей соприкасающихся элементов гофров. На рис. 2 показан гнутый профиль, все гофры которого являются замкнутыми и образованы комбинацией гофра, показанного на рис. 1. По своим свойствам и конструкции данные профили подобны сотовым панелям с продольными сотами. Такие листовые гнутые профили обладают высокой жесткостью как в продольном, так и в поперечном направлениях, а также устойчивостью к скручивающим нагрузкам.

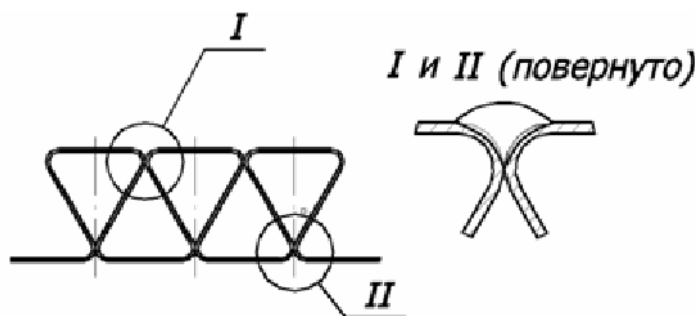


Рис. 2. Листовой гнутый профиль с замкнутыми гофрами

Производство гнутых листовых профилей с замкнутыми гофрами методом профилирования на профилегибочных станах (ПГС) из стальной полосы или ленты имеет ряд преимуществ перед другими способами: высокая производительность процесса, экономичность, высокое качество поверхности, хороший внешний вид, низкая трудоемкость и стоимость материала. Поэтому была

поставлена задача: разработать технологию производства листовых гнутых профилей с замкнутыми гофрами в условиях профилегибочного стана 0,5-2,5х300-1500 ОАО «Магнитогорский металлургический комбинат».

Технологический процесс предполагает в первых пяти-одиннадцати клетях ПГС формовку по способу профилирования волнистых листов, в следующих четырех-пяти клетях – осадку гофров по высоте. Была разработана методика расчета энергосиловых параметров процесса профилирования. Результаты расчета усилий и распределения напряжений по гофру при осадке волнистой полосы дали достаточно хорошую сходимость с результатами проведенного эксперимента.

На основании полученных данных и с учетом особенностей осадки волнистой заготовки в валках разработана технология формовки гофрированного профиля 360х27х1,5 мм в 19 клетях ПГС 0,5-2,5х300х1500 цеха гнутых профилей ОАО «ММК» [12-19].

Если замкнутые гофры выполнить сварными, то гнутый профиль приобретает устойчивость к осевому скручиванию, а также высокую продольную и поперечную жесткость, подобную сотовой панели. Кроме того, данная конструкция является ударопрочной.

Таким образом, производство профилей с гофрами замкнутой формы на профилегибочных станах из полосы имеет ряд преимуществ перед другими способами: высокая производительность процесса, экономичность, высокое качество поверхности, хороший внешний вид, низкая трудоемкость. При их производстве предложено применять последовательную систему калибровки для получения промежуточной волнистой заготовки с последующей осадкой ее до получения ребристого профиля в последних клетях. Данная система калибровки обеспечивает

меньшее утонение металла в местах изгиба, стабильность размеров по длине и сечению профиля, уменьшает вероятность образования волн на боковых кромках.

При осадке соблюдаются следующие принципы: длина волны гофров, определенных по готовому профилю, остается постоянной; элементы профиля на горизонтальных участках в процессе деформации выпрямляются, при этом они не должны терять устойчивости, для чего угол осадки в каждой последующей клетки выбирают в пределах 0,4-0,6 от угла подгибки в предыдущей клетки; применение осадки гофров в последних проходах позволяет создать в очаге деформации металла минимальное поперечное растяжение и утонение заготовки. Так как ширины развертки вершины гофра недостаточно для получения гнутого профиля с замкнутыми гофрами, необходимо использовать часть высоты боковых стенок. Наиболее предпочтительным представляется осадка волнистой заготовки с одновременной переформовкой вершин гофров на радиус, равный 0,64 ширины гофра [19].

- Список литературы:** 1. Гнутые профили проката: Справочник / И.С. Тришевский, Н.М. Воронцов, Ю.В. Дзина. – М.: Металлургия, 1967. – 397 с. 2. А.С. 979147 СССР, МКИ В21D13/04. Устройство для изготовления гофрированной ленты / В.И. Афанасенко, К.П. Гулевич, В.И. Шариков. Оpubл. 20.02.1989. 3. Романовский В.П. Справочник по холодной штамповке. – М.-Л.: Машиностроение, 1965. 4. Кузьмин А.А. Выбор рациональной формы тонкостенных гофрированных профилей // Моделирование и развитие процессов обработки металлов давлением: Межвуз. сб. научн. тр. – Магнитогорск: МГТУ, 2005. – С. 158-164. 5. Гофрированные листовые профили повышенной продольной жесткости / А.В. Урмацких, В.Г. Антипанов, С.А. Шишов, Шемшурова Н.Г. и др. // Моделирование и развитие процессов обработки металлов давлением: Межвуз. сб. научн. тр. – Магнитогорск: МГТУ, 2005. – С 118-128. 6. А.С. 99117318 РФ, МКИ В21D5/00. Способ изготовления изделий с зигзагообразно гофрированными стенками / А.С. Смирнов, В.И. Знаменский, В.Г. Урицкий и др. Опубликовано 20.06.2001. 7. А.С. 2004138229 РФ, 27.12.2004, МПК В21D13/10. Листовой гофрированный профиль / Е.В. Карпов, С.А. Шишов, А.В. Архандеев, В.Г. Антипанов, А.В. Урмацких. 8. А.С. 2004138227 РФ, 27.12.2004, МПК В21D13/10. Листовой гнутый профиль / Е.В. Карпов, С.А. Шишов, А.В. Архандеев, В.Г. Антипанов, А.В. Урмацких, В.Л. Корнилов. 9. Пат. На изобретение РФ 2317167С1. МПК В21D 5/06. Гнутый профиль высокой жесткости / В.Г. Антипанов, В.Л. Корнилов, Н.Г. Шемшурова, Е.М. Солодова, Н.М. Локотунина. // БИМП, 2008. № 5. 10. Терегулов И.Г. Сопrotивление материалов и основы теории пластичности. – М: Высшая школа, 1984. – 472 с. 11. Урмацких А.В., Шемшурова Н.Г. Конструкции и эксплуатационные свойства современных листовых гофрированных профилей // Моделирование и развитие процессов обработки металлов давлением: Сборник научных трудов под ред. В.М. Салганика. – Магнитогорск: ГОУ ВПО «МГТУ», 2006. – С. 158-164. 12. Разработка технологии профилирования гофрированных листовых профилей повышенной жесткости / Урмацких А.В., Бельшев А.С., Шемшурова Н.Г. и др. // Моделирование и развитие процессов обработки металлов давлением: Сб. науч. тр. Под ред В.М. Салганика. – Магнитогорск: МГТУ, 2006. – С.152-158. 13. Пути повышения эксплуатационных свойств экономичных гнутых профилей, производимых в ОАО «ММК» / А.В. Урмацких, В.Л. Корнилов, В.Г. Антипанов, Н.Г. Шемшурова // Труды седьмого конгресса прокатчиков (Москва, 15-18 октября 2007 г.). – М., 2007. Том 1. – С.312-315. 14. Урмацких А.В., Шемшурова Н.Г. Совершенствование конструкции и развитие технологии производства гнутых профилей повышенной жесткости // Вестник МГТУ. 2007. № 1. – С. 68-69. 15. Урмацких А.В., Шемшурова Н.Г. Разработка технологии производства гнутых профилей с гофрами замкнутой формы // Известия вузов. Черная металлургия. 2008. № 2. – С. 68-69. 16. Урмацких А.В., Шемшурова Н.Г. Листовые гнутые профили проката с углами подгибки элементов более 90 градусов // Стройметалл (www.dorvest.ru). 2008. №3. – С. 30. 17. Урмацких

А.В., Шемшурова Н.Г., Куряев Д.В. Энергосиловые параметры производства гофрированных листов с осадкой гофров // Современные методы конструирования и технологии металлургического машиностроения: Международный сб. науч. тр. / Под ред. Н.Н. Огаркова. – Магнитогорск: ГОУ ВПО «МГТУ», 2008. – С.79-85. **18.** Особенности формоизменения гофров при осадке между плоскими пуансонами / А.В. Урмацких, Г.В. Щуров, В.Л. Корнилов, Н.Г. Шемшурова // Моделирование и развитие процессов обработки металлов давлением: Межрегиональный сб. науч. трудов. – Магнитогорск: ГОУ ВПО «МГТУ», 2009. – С.133-141. **19.** Пат. РФ на изобретение № 2360757, МПК В21D 13/10, В21D 5/06. Листовой гнутый профиль / Д.В. Куряев, А.В. Урмацких, Н.Г. Шемшурова // БИМП, 2009. № 19.

УДК 621.771

Ю.О. ПЛЕСНЕЦОВ, канд. техн наук, зав. каф. «ОМТ», НТУ «ХПИ»
О.С. ЗАБАРА, інженер, ТОВ «ПРИС-профіль», м. Харків
Т.Л. КОВОРТНИЙ, асистент, НТУ «ХПИ»
М.С. ЛЮБИМОВ, студент, НТУ «ХПИ»

АНАЛІЗ НАПРУЖЕНОГО ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ МЕТАЛУ ПРИ ВАЛКОВОМУ ФОРМУВАННІ ГНУТИХ ПРОФІЛІВ ЗАМКНЕНОГО ПЕРЕТИНУ

В роботі для аналізу напружено-деформованого стану металу при валковому формуванні гнутих профілів замкнутого перетину і визначення параметрів, що характеризують процес, використаний інженерний метод. Визначені компоненти напружено-деформованого стану металу за схемою циліндричного вигину та енергосилові параметри процесу для тонкостінної труби діаметром 20 мм, завтовшки 1,0 мм.

В работе для анализа напряженно-деформированного состояния металла при валковой формовке гнутых профилей замкнутого сечения и определения параметров, характеризующих процесс, использован инженерный метод. Определены компоненты напряженно-деформированного состояния металла по схеме цилиндрического изгиба и энергосиловые параметры процесса для тонкостенной трубы диаметром 20 мм толщиной 1 мм.

In current work for analysis of stress-deformed state of metal during roll forming of closed section roll forms and defining of process-characterizing parameters an engineering method was used. The components of stress-deformed state of metal are defined by the scheme of cylindrical bending as and energy-power parameters of process for thin-walled tube with diameter of 20 mm and wall thickness of 1 mm.

Аналіз науково-технічних і патентних джерел інформації, виконаних раніше, показав що попередні дослідження спрямовані на реалізацію технологій виробництва гнутих профілів замкнутого перетину (ГПЗП) із заготовки s=2 мм і більш. У той же час процес виготовлення ГПЗП до 2 мм не досліджений. Питанням розробки сортаменту ГПЗП з місцями вигину на 360° і освоєння їх виробництва в Україні приділяється значна увага у зв'язку з ефективним їх застосуванням.

До теперішнього часу ГПЗП невеликих діаметрів постачалися в Україну виключно з-за кордону. І тому створення імпортозамінних технологій в Україні є важливим і актуальним.

Таким чином, дослідження, пов'язані з формозміною місць вигину металу і розробкою практичних рекомендацій за технологією виготовлення ГПЗП, дозволяє створити наукові і технологічні основи для організації їх виробництва в Україні.

Мета роботи - створення теоретичної моделі валкового формування ГПЗП.

Для обґрунтованого вибору параметрів раціональної технології профілювання, необхідно досліджувати характер напружено-деформованого стану металу за схемою циліндричного вигину.

Для вирішення завдання, що дозволяє визначити компоненти напружено-деформованого стану металу застосований інженерний метод.

Для вирішення завдання інженерним методом необхідно замінити точну умову пластичності (1) наближеною (2).

$$(\sigma_x - \sigma_z)^2 + 4\tau_{xz}^2 = \sigma_s^2 \quad (1)$$

$$\sigma_x - \sigma_z = \pm \sigma_s \quad (2)$$

При вигині моментом деформований стан можна вважати плоским, а напружений об'ємним. Напружений стан металу визначається вирішенням системи диференціальних рівнянь рівноваги спільно з рівнянням пластичності. Стосовно місця вигину профілю в циліндричній системі координат r, φ, z (рис. 1) рівняння мають вигляд [1]:

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial \sigma_{rr}}{\partial r} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial \tau_{r\varphi}}{\partial \varphi} + \frac{\partial \tau_{rz}}{\partial z} + \frac{\sigma_{rr} - \sigma_{\varphi\varphi}}{r} &= 0 \\ \frac{\partial \tau_{r\varphi}}{\partial r} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial \sigma_{\varphi\varphi}}{\partial \varphi} + \frac{\partial \tau_{\varphi z}}{\partial z} + \frac{2\tau_{r\varphi}}{r} &= 0 \\ \frac{\partial \tau_{rz}}{\partial r} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial \tau_{\varphi z}}{\partial \varphi} + \frac{\partial \sigma_{zz}}{\partial z} + \frac{\tau_{rz}}{r} &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{rr} - \sigma_{\varphi\varphi} &= \pm \sigma_s \\ \sigma_{\varphi\varphi} - \sigma_{zz} &= \pm \sigma_s, \\ \sigma_{zz} - \sigma_{rr} &= \pm \sigma_s \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

де $\sigma_{rr}, \sigma_{\varphi\varphi}, \sigma_{zz}$ – головні нормальні напруження;

$\tau_{r\varphi}, \tau_{rz}, \tau_{\varphi z}$ – дотичні напруження;

σ_s – напруження плину.

Оскільки напруження, перпендикулярні до серединної поверхні заготовки, малі в порівнянні з напруженнями, що діють паралельно дотичним до серединної поверхні, то схема напруженого стану з достатньою точністю може бути прийнята плоскою. Для плоского напруженого стану рівняння рівноваги в циліндричних координатах має вигляд:

$$\frac{\partial \sigma_{rr}}{\partial r} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial \tau_{r\varphi}}{\partial \varphi} + \frac{\sigma_{rr} - \sigma_{\varphi\varphi}}{r} = 0 \quad (5)$$

$$\frac{\partial \tau_{r\varphi}}{\partial r} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial \sigma_{\varphi\varphi}}{\partial \varphi} + \frac{2\tau_{r\varphi}}{r} = 0$$

З приведених рівнянь видно, що для плоского напруженого стану диференціальні рівняння рівноваги є системою з двох рівнянь з трьома невідомими.

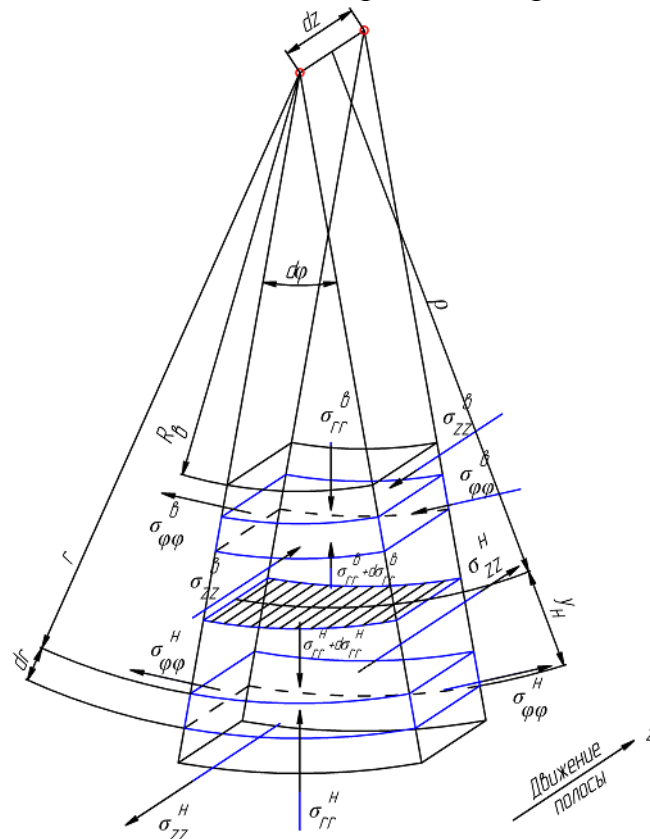


Рис. 1. Схема напруженого стану металу в місці вигину профільованої смуги

При формозміні місця вигину виділеного елемента відповідно до схеми циліндричного вигину компоненти тензора напруження не залежать від координати φ ; вплив дотичних напружень на характер напружено-деформованого стану незначний, і ними можна знехтувати. Тоді відповідно до схеми на рис. 1 рівняння рівноваги зводяться до одного:

$$\frac{\partial \sigma_{rr}}{\partial r} + \frac{\sigma_{rr} - \sigma_{\varphi\varphi}}{r} = 0, \quad (6)$$

а рівняння пластичності формула (2) переписеться у вигляді:

$$\sigma_{rr} - \sigma_{\varphi\varphi} = \pm \sigma_s. \quad (7)$$

Інтегрування диференціальних рівнянь рівноваги спільно з умовою пластичності дозволяє визначити функції розподілу напружень $\sigma_{rr}, \sigma_{\varphi\varphi}$ по товщині смуги [3]:

- для зовнішньої зони:

$$\begin{aligned}\sigma_{rr} &= -\sigma_s \cdot \ln \frac{R_H}{r}, \\ \sigma_{\varphi\varphi} &= -\sigma_s \cdot \left(1 - \ln \frac{R_H}{r}\right),\end{aligned}\quad (8)$$

- для внутрішньої зони:

$$\begin{aligned}\sigma_{rr} &= -\sigma_s \cdot \ln \frac{r}{R_B}, \\ \sigma_{\varphi\varphi} &= -\sigma_s \cdot \left(1 + \ln \frac{r}{R_B}\right),\end{aligned}$$

де r – радіус нейтральної поверхні;

R_H, R_B – радіуси зовнішньої і внутрішньої поверхні стрічки.

З формул (8) видно, що напруження σ_{rr} зростають по абсолютній величині у міру видалення від поверхонь заготовки.

Назвемо поверхню, на якій напруження σ_{rr} , розраховані по рівняннях (8), стають однаковими, а напруження $\sigma_{\varphi\varphi}$ змінює знак, нейтральною поверхнею.

Позначимо її радіус через r_H . Радіус r_H знайдемо з формул (8):

$$\sigma_s \cdot \ln \frac{R_H}{r} = \sigma_s \cdot \ln \frac{r}{R_B},$$

отримаємо:

$$r_H = \sqrt{R_H R_B}. \quad (9)$$

З формул (8) і (9) можна знайти найбільше (по абсолютному значенню) напруження, що діє на нейтральній поверхні :

$$\sigma_{rr \max} \approx -\frac{1}{2} \sigma_s \ln \frac{R_H}{R_B}. \quad (10)$$

З формули (10) видно, що при $r/s > 5$ максимальне (за абсолютним значенням) напруження $\sigma_{rr \max}$ не перевищує 1/10 напруження плинину; і в цьому випадку з достатньою мірою точності впливом напруження σ_{rr} на рівень тангенціальних напружень можна знехтувати, а напруження $\sigma_{\varphi\varphi}$ прийняти постійним, яке за абсолютним значенням дорівнює напруженню плинину.

При профілюванні тонких листів в холодному стані відбувається зміцнення металу. В цьому випадку крива істинних напружень досить точно апроксимується степеневою функцією [3]. Спільне вирішення диференціального рівняння рівноваги і умови пластичності із змінною правою частиною у формі $\sigma_s = A \left(\ln \frac{r}{r_H} \right)^n$

дозволяє отримати рівняння для визначення σ_{rr} , $\sigma_{\varphi\varphi}$ у такому вигляді:

- для зовнішньої зони:

$$\sigma_{rr} = -\frac{A}{n+1} \left[\left(\ln \frac{R_H}{r} \right)^{n+1} - \left(\ln \frac{r}{r_H} \right)^{n+1} \right],$$

$$\sigma_{\varphi\varphi} = A \left(\ln \frac{r}{r_H} \right)^n - \frac{A}{n+1} \left[\left(\ln \frac{R_H}{r} \right)^{n+1} - \left(\ln \frac{r}{r_H} \right)^{n+1} \right], \quad (11)$$

- для внутрішньої зони:

$$\sigma_{rr} = -\frac{A}{n+1} \left[\left(\ln \frac{r_i}{R_i} \right)^{n+1} - \left(\ln \frac{r_i}{r} \right)^{n+1} \right],$$

$$\sigma_{\varphi\varphi} = -A \left(\ln \frac{r_H}{r} \right)^n - \frac{A}{n+1} \left[\left(\ln \frac{r_H}{R_H} \right)^{n+1} - \left(\ln \frac{r_H}{r} \right)^{n+1} \right],$$

де A, n – коефіцієнти, які знаходять по експериментальній кривій зміцнення.

При формоутворенні криволінійних ділянок профілів у ряді технологічних проходів на ділянці плавного переходу по товщині можна виділити області пружного і пластично деформованого металу.

Умова сталості об'єму визначається за формулою:

$$e_{rr} + e_{\varphi\varphi} + e_{zz} = 0. \quad (12)$$

де $e_{rr}, e_{\varphi\varphi}, e_{zz}$ – головні радіальні, тангенціальні та аксіальні деформації.

Якщо прийняти, що при встановленій стадії підгину для більшої частини довжини заготовки, за винятком кінцевих ділянок, деформований стан металу місця вигину плоский внаслідок порівняно малих аксіальних деформацій, то з умови сталості об'єму $e_{rr} = -e_{\varphi\varphi}$. Отже, інтенсивність деформацій пластичного формоутворення має вигляд [3]:

$$e_i = \frac{2}{\sqrt{3}} e_{\varphi\varphi}. \quad (13)$$

Тангенціальна деформація визначається за формулою:

$$e_{\varphi\varphi} = \ln \frac{r + y_H}{r} \approx \frac{y_H}{r}. \quad (14)$$

де y_H – відстань від матеріальної точки смуги до нейтрального шару деформацій;

r – радіус кривизни нейтрального шару напружень.

Взаємозв'язок між напруженнями і деформаціями для волокон перетину в активній стадії пружно-пластичного вигину з необхідною мірою точності апроксимується лінійно-степенною залежністю (від нуля до апроксимованої межі пропорційності – лінійною залежністю і для пластичної області степенною).

Тоді для пружної області інтенсивність напружень визначаємо за формулою:

$$\sigma_i = \sigma_{\varphi\varphi} = E e_i = E \left(\frac{2}{\sqrt{3}} e_{\varphi\varphi} \right). \quad (15)$$

Інтенсивність напружень при степеневому законі зміцнення металу

$$\sigma_i = \sigma_{\varphi\varphi 2} = A(\epsilon_i)^n = A\left(\frac{2}{\sqrt{3}}\epsilon_{\varphi\varphi}\right)^n. \quad (16)$$

Для визначення граничної поверхні, що розділяє області пружної і пластичної деформації на ділянці плавного переходу позначимо поточну ординату цієї поверхні через y_s .

Якщо прийняти, що перехід від пружних деформацій до пластичних виникає при $\epsilon_{\varphi\varphi} = \epsilon_{0.2}$, де $\epsilon_{0.2}$ при вигині без зміцнення є умовною межею плину, то величину y_s можна пов'язати з радіусом кривизни серединної поверхні, використовуючи закон Гука [3]:

$$\begin{aligned} \sigma_{\varphi\varphi 1} \cdot (\rho_s - \rho_H) &= \sigma_{\varphi\varphi 2} \cdot (R - \rho_s) \\ \sigma_{\varphi\varphi 1} \cdot \rho_s - \sigma_{\varphi\varphi 1} \cdot \rho_i &= \sigma_{\varphi\varphi 2} \cdot R - \sigma_{\varphi\varphi 2} \cdot \rho_s \\ \sigma_{\varphi\varphi 1} \cdot \rho_s + \sigma_{\varphi\varphi 2} \cdot \rho_s &= \sigma_{\varphi\varphi 2} \cdot R + \sigma_{\varphi\varphi 1} \cdot \rho_i \\ \rho_s (\sigma_{\varphi\varphi 1} + \sigma_{\varphi\varphi 2}) &= \sigma_{\varphi\varphi 2} \cdot R + \sigma_{\varphi\varphi 1} \cdot \rho_i \\ \rho_s &= \frac{\sigma_{\varphi\varphi 2} \cdot R + \sigma_{\varphi\varphi 1} \cdot \rho_i}{\sigma_{\varphi\varphi 1} + \sigma_{\varphi\varphi 2}} \\ y_s &= 2 \cdot \frac{A \cdot \epsilon_i^n \cdot r}{2E \cdot \epsilon_i}. \end{aligned} \quad (17)$$

Момент в місці вигину смуги можна визначити як момент напруження, що виникає в перетині (з розрахунком на одиницю довжини смуги):

$$M = 2 \int_0^{s/2} \sigma_{\varphi\varphi} y_H dy_H. \quad (18)$$

Момент, що вигинає, на підставі виразів (13-17) при пружно-пластичному вигині для одиниці довжини смуги визначатиметься залежністю:

$$M = 2 \left[\int_0^{y_s} E \frac{y_H^2}{r} dy_H + \left(\frac{2}{\sqrt{3}}\right)^n \int_{y_s}^{s/2} A \left(\frac{y_H}{r}\right)^n dy_H \right]. \quad (19)$$

Визначення енергосилових параметрів процесу

Визначення зусилля згинання смуги. Найбільш відповідальним завданням конструкторських і технологічних розрахунків є метод аналітичного розрахунку зусиль і моментів, що виникають при безперервному згинанні смуги, запропонований Ю.М. Матвеєвим [2].

Елементарний момент внутрішніх сил dM_s при вигині на нескінченно малій площинці визначаємо за формулою (19).

Усереднений момент діючих зовнішніх сил визначається залежністю:

$$M_{д.ср.} = \frac{P_{ср.} \cdot b_H}{4}, \quad (20)$$

де $P_{ср.}$ – середня величина зусилля;

b_H – ширина стрічки.

Прирівнюючи моменти внутрішніх (19) і зовнішніх сил (20), значення середньої величини зусилля визначається залежністю:

$$P_{\text{ср.}} = \frac{M \cdot 4}{b_{\text{н}}} \quad (21)$$

Вважаючи, що зусилля $P_{\text{ср.}}$ прикладене посередині довжини осередку деформації $l_{\text{д}}$ (рис. 3), крутний момент для двох валків визначається залежністю:

$$M_{\text{кр.}} = 2P_{\text{ср.}} \cdot \frac{l_{\text{д}}}{2} \quad (22)$$

Довжину осередку деформації $l_{\text{д}}$ визначаємо з геометричних співвідношень, яка відповідає відстані від моменту першої зустрічі металу з валками до лінії центрів валків залежністю[3]:

$$l_{\text{д}} = \sqrt{\frac{R_{\text{н}} - R'_{\text{н}}}{R_{\text{н}} + R_{\text{в}}} \cdot R_{\text{н}} \cdot R_{\text{в}}}, \quad (23)$$

де $R_{\text{н}}$, $R_{\text{в}}$ – зовнішній та внутрішній радіус валка.

При безперервному згинанні деформація смуги починається задовго до зустрічі з валками. Довжина деформації з врахуванням позаконтактної деформації значно перевищує довжину геометричного (контактного) осередку деформації.

Згідно [2], зусилля, яке потрібне для згинання смуги, прикладено в місці зустрічі смуги з валками, визначуваної кутом γ , і створює на ділянці штаби довжиною $l_{\text{момент}}$, що вигинає. Ця довжина фактична. Довжина осередку деформації визначається з геометричних співвідношень, якщо вважати, що осередок деформації поширюється по смугі до тієї точки, з'єднавши яку з центрами валків, можна отримати кут рівний 0.5γ . Значення кута γ і довжину осередку деформації визначаємо за допомогою програми «Компас+ v12».

При розгляді енерговитрат на профілювання визначають роботу, що витрачається на згинання прямого бруса одиничної довжини, прирівнюючи її до роботи, що витрачається на підгинання криволінійних елементів профілю [1]:

$$A_{\text{об}} = \sigma_{\text{в}} \frac{s^2}{4} \sum \varphi_i \quad (24)$$

де $A_{\text{об}}$ – робота, що витрачається на підгинання криволінійних елементів профілю;

$\sum \varphi_i$ – сумарний кут підгинання окремих елементів профілю.

Оскільки напруження по всьому перетину не дорівнює межі міцності $\sigma_{\text{в}}$ і залежать від кривизни місця вигину, то $A_{\text{об}}$ визначаємо за формулою:

$$A_{\text{об}} = \sum_{n=1}^8 P_i \cdot l_i, \quad (25)$$

де P_i – зусилля деформації;

l_i – довжина осередку деформації.

Теоретична потужність стану, необхідна для здійснення роботи згинання профілю складного перетину без врахування втрат, пов'язаних з появою сил тертя

рухомої заготовки об інструмент, і втрат, пов'язаних з кінематикою, відповідно до (25) визначається по формулі:

$$N_{\text{теор}} = 0,16A_{\text{об}}v, \quad (26)$$

де $N_{\text{теор}}$ – теоретична потужність стану;

v – швидкість профілювання.

Чисельну реалізацію отриманих математичних моделей здійснювали на ПК. Результати чисельної реалізації наведені у додатку В.

Роботу, що витрачається на згинання прямого бруса одиничної довжини дорівнює $A_{\text{об}} = 3,3$.

Теоретична потужність стану:

$$N_{\text{теор}} = 0,16 \cdot 3,3 \cdot 30 = 5,8 \text{ кВт}$$

Висновки: 1. В роботі для аналізу напружено-деформованого стану металу при валковому формуванні гнутих профілів замкнутого перетину і визначення параметрів, що характеризують процес, використаний інженерний метод.

2. Визначені компоненти напружено-деформованого стану металу за схемою циліндричного вигину.

3. Визначенні енергосилові параметри процесу для тонкостінної труби діаметром 20 мм, завтовшки 1,0 мм.

Список літератури: 1. Тришевский И.С., Докторов М.Е. Теоретические основы процесса профилирования. – М.: Металлургия, 1980. – 288 с. 2. Шевакин Ю.Ф., Глейберг А.З. Производство труб. – М.: «Металлургия», 1968. 3. Попов Е.А. Основы теории листовой штамповки. Учебное пособие для вузов. Изд. 2-е, перераб. и доп. М. «Машиностроение», 1977.

УДК 620.179.14

В.В. СЕБКО, д.т.н., доц. кафедры «Химической техники и промышленной экологии», НТУ «ХПИ»

ОЦЕНКА ДОСТОВЕРНОСТИ КОНТРОЛЯ, ПРИ РЕАЛИЗАЦИИ МНОГОПАРАМЕТРОВОГО ВИХРЕТОКОВОГО МЕТОДА КОНТРОЛЯ ПАРАМЕТРОВ ПЛОСКИХ ИЗДЕЛИЙ

Проведена оценка достоверности контроля параметров плоского изделия при реализации многопараметрового метода.

Наведено оцінювання вірогідності контролю параметрів плоского виробу при реалізації багатопараметрового вихретокового методу

The estimation of plausibility control of a flat item's parameters during realization multiparameter eddy-current method is carried out.

І Введение.

В современной литературе теория работы трансформаторного вихретокового датчика (ТВД) с плоскими немагнитными и магнитными изделиями рассмотрена в научных статьях [1–9]. В работах [4–8] исследованы амплитудный, фазовый и экстремальные методы контроля электромагнитных и геометрических параметров плоских изделий, дана оценка погрешностей измерений параметров плоских изделий. Однако, методы, рассмотренные в работах [4–8], имели низкую достоверность контроля, так как не учитывали температуру, при которой осуществлялись измерения относительной магнитной проницаемости μ_r и удельной электрической проводимости σ [9].

Как известно, методическая составляющая достоверности контроля D_m увеличивается в случае, если мы определяем большое количество параметров, от которых зависит объект контроля, а инструментальная составляющая увеличивается в случае, если уменьшаются погрешности измерений параметров плоских изделий, например, за счёт аппаратных приёмов в схемах включения тепловых ТВД. Общая достоверность контроля $D_{общ}$, равна [10]

$$D_{общ} = D_m \cdot D_{и}. \quad (1)$$

Таким образом, повышая методическую и инструментальную составляющие достоверности контроля, мы повышаем общую достоверность контроля $D_{общ}$ [10]. Достоверность контроля – степень объективного соответствия результата контроля, действительному техническому состоянию контролируемого объекта [10].

Совместный измерительный контроль многих параметров плоских изделий имеет и важное самостоятельное значение, так как позволяет наиболее точно идентифицировать контролируемые изделия, если марка материала не известна.

Следует отметить, что на сегодняшний день не проведена оценка достоверности вихретокового контроля параметров плоских слабоферромагнитных изделий, не исследованы многопараметровые вихретоковые методы совместного измерительного контроля параметров таких изделий, которые позволили бы повысить достоверность контроля плоских образцов. Поэтому, круг решения предстоящих задач, коренным образом расширяется и усложняется, образуя важную научно-практическую проблему, суть которой состоит в создании бесконтактных вихретоковых методов и устройств измерительного контроля геометрических, магнитных, электрических и температурных параметров, позволяющих повысить достоверность контроля параметров плоских изделий.

Таким образом, в настоящей статье будет исследован многопараметровый вихретоковый метод измерительного контроля геометрических, магнитных, электрических и температурных параметров, позволяющий повысить достоверность контроля параметров плоских слабоферромагнитных образцов.

Следует отметить, что совместный измерительный контроль геометрических, электромагнитных и температурных параметров даёт также возможность обеспечить хорошее согласование первичного теплового ТВД с автоматизированными системами управления и контроля важными технологическими процессами, связанными, например, с термической обработкой стальных изделий и конструкций.

Таким образом, **целью работы** является повышение достоверности контроля геометрических, магнитных, электрических и температурных параметров плоских слабоферромагнитных изделий, за счёт реализации разработанного многопараметрового вихретокового метода измерительного контроля на базе теплового ТВД, использующего продольное магнитное поле.

Для достижения цели настоящей работы, необходимо решить следующие задачи:

1. Разработать многопараметровый вихретоковый метод измерительного контроля площади поперечного сечения S , намагниченности j_t , магнитной восприимчивости k_t , относительной магнитной проницаемости μ_{rt} , удельной электрической проводимости σ_t и температуры t плоских слабоферромагнитных изделий.

2. Провести оценку достоверности контроля при реализации известного трёхпараметрового вихретокового метода и предложенного в настоящей статье многопараметрового вихретокового метода измерительного контроля геометрических, магнитных, электрических и температурных параметров.

II Многопараметровый вихретоковый контроль параметров плоских слабоферромагнитных изделий с помощью теплового ТВД.

С учётом схемных реализаций, приведенных в работах [1–9], на рис. 1 дана схема теплового ТВД для совместного измерительного контроля площади поперечного сечения S , намагниченности j_t , магнитной восприимчивости k_t , относительной магнитной проницаемости μ_{rt} , удельной электрической проводимости σ_t и температуры t . Схема теплового ТВД, на рис. 1, предусматривает нагрев слабоферромагнитных пластин в процессе контроля, для повышения достоверности контроля параметров плоских изделий.

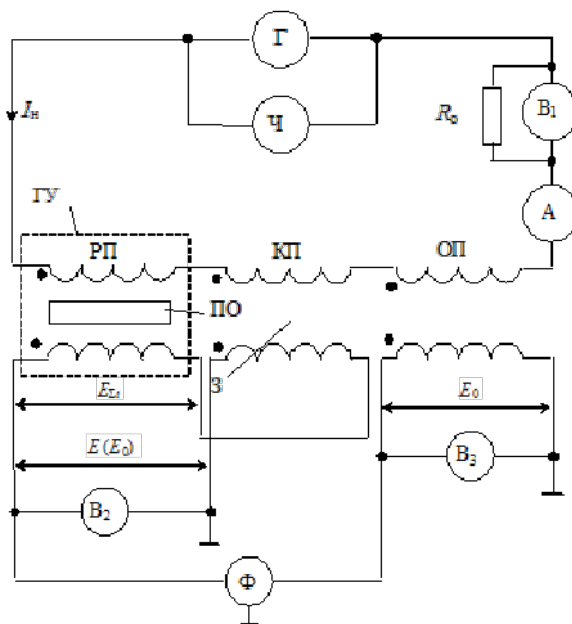


Рис. 1. Многопараметровый вихретоковый контроль геометрических, магнитных, электрических и температурных параметров плоского слабоферромагнитного образца.

Схема включает в себя три идентичных вихретоковых преобразователя: РП (рабочий преобразователь), ОП (опорный преобразователь) и КП (компенсационный преобразователь). Первичные (намагничивающие обмотки) РП, КП и ОП соединены последовательно-согласно, а измерительные (вторичные обмотки) последовательно-встречно [4–8]. С целью повышения методической составляющей достоверности контроля для изменения температуры плоского слабоферромагнитного изделия, используется греющее устройство – ГУ, в котором размещается контролируемый плоский образец – ПО. Схема также содержит: генератор – Г, амперметр – А, вольтметры – В₁, В₂ и В₃, фазометр – Ф. В схеме предусмотрена полная компенсация ЭДС E_0 , которая достигается путем изменения витков вторичной обмотки КП, выполненного в виде вариометра (при отсутствии в ТВД плоского образца) [9]. Именно, благодаря, полной компенсации, повышается инструментальная составляющая достоверности контроля, так как полная компенсация позволяет существенно уменьшить погрешности измерений, связанные с влиянием паразитной ЭДС E_1 , а по сравнению с результатами работ [4-8], авторы которых применяли частичную компенсацию ЭДС E_1 , снизить погрешности измерений, связанные с недокомпенсацией и перекомпенсацией. Инструментальная составляющая достоверности контроля $D_{и}$, определяется по формуле [10]

$$D_{и} = 1 - \alpha - \beta, \quad (2)$$

где α и β – ошибки 1-го и 2-го рода.

Таким образом, при наличии нагреваемого плоского изделия в тепловом ТВД, находим коэффициент заполнения ТВД плоским изделием η и площадь поперечного сечения пластины (при измеренных значениях $E_{внт}$, E_0 и $\varphi_{внт}$), воспользовавшись универсальными функциями преобразования, которые приведены на рис. 2а и 2б

$$\eta = \frac{E_{\text{ВН}t}}{4,44 f w_{\text{и}} d_k h_k \mu_0 H_0 N}, \quad (3)$$

где индекс t свидетельствует о том, что данная величина зависит от температуры.

Площадь поперечного сечения нагреваемой пластины, определяем по формуле

$$S = \frac{E_{\text{ВН}t}}{4,44 f w_{\text{и}} \mu_0 H_0}, \quad (4)$$

где $w_{\text{и}}$ – число витков измерительной обмотки; μ_0 – магнитная постоянная, H_0 – напряжённость магнитного поля ТВД без плоского образца.

Намагниченность плоского слабоферромагнитного образца, находим из выражения

$$j = \frac{k_t \sqrt{2} w_{\text{н}} I_{\text{н}}}{l_{\text{н}}}. \quad (5)$$

где $w_{\text{н}}$ – число витков намагничивающей обмотки; $l_{\text{н}}$ – длина намагничивающей обмотки; $I_{\text{н}}$ – намагничивающий ток; k_t – магнитная восприимчивость.

Следует отметить, что измерение разностной ЭДС теплового ТВД $E_{\text{ВН}t}$, позволяет более точно определить термозависимые магнитные параметры контролируемого плоского образца: намагниченность j_t , магнитную восприимчивость k_t и относительную магнитную проницаемость μ_{rt} , что в свою очередь, также приводит к повышению инструментальной составляющей достоверности контроля

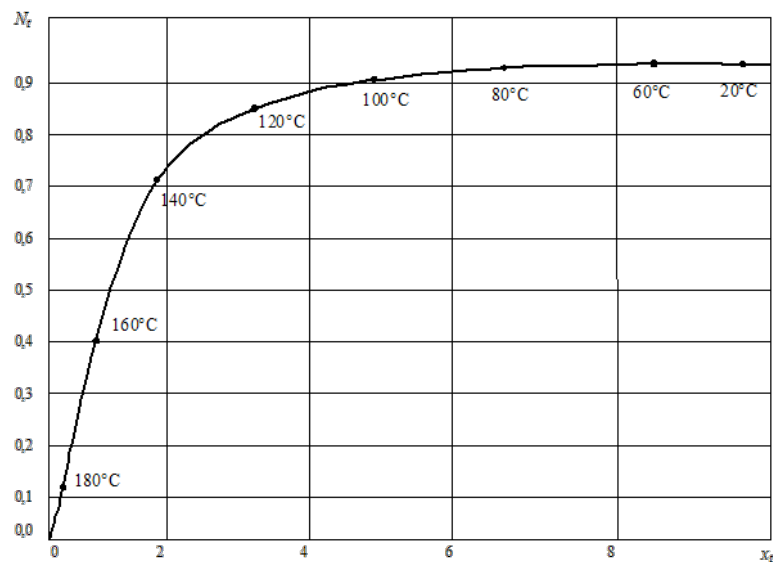


Рис. 2а. Зависимость вносимой нормированной ЭДС теплового ТВД от обобщенного параметра x_t с учётом изменения температуры пластины.

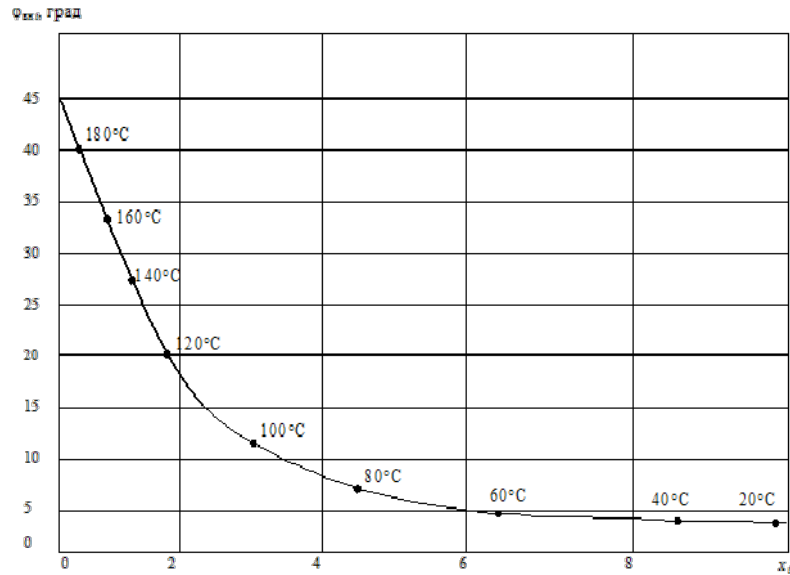


Рис. 26. Зависимость вносимого фазового угла теплового ТВД с нагреваемой пластиной, от параметра x_t .

Далее находим магнитную восприимчивость контролируемого плоского слабоферромагнитного образца

$$k_t = \frac{E_{vht}}{4,44 f w_{\text{н}} \mu_0 S H} \quad (6)$$

Относительную магнитную проницаемость μ_{rt} , определяем из выражения

$$\mu_r = 1 + \frac{E_{vht}}{4,44 f w_{\text{н}} \mu_0 S H} \quad (7)$$

Удельную электрическую проводимость σ_t , нагреваемых в процессе контроля плоских изделий, находим по формуле

$$\sigma_t = \frac{x_t^2 E_0^2 N_t^2 h^2}{\pi E_{vht}^2 d_k^2 h_k^2 \mu_{rt} f \mu_0} \quad (8)$$

Для повышения достоверности контроля, температуру плоских слабоферромагнитных изделий, находим из выражения

$$t = \left(\frac{1 + \alpha t_1}{\alpha} \right) \left(\frac{\sigma_1 x_t^2 E_0^2 N_t^2 h^2}{\pi E_{vht}^2 d_k^2 h_k^2 \mu_{rt} f \mu_0} - 1 \right) + t_1, \quad (9)$$

где α – температурный коэффициент сопротивления (ТКС); t_1 – начальная температура.

Для расчёта достоверности контроля приведём алгоритм измерительных и вычислительных процедур совместного определения геометрических, магнитных, электрических и температурных параметров плоских слабоферромагнитных изделий. Сначала, используя зависимость $\varphi_{vht} = f(x_t)$ (при измеренных значениях E_0 , E_{vht} , и φ_{vht}), определяем параметр x_t при разных температурах. Затем, применив зависимость $N_t = f(x_t)$, находим параметр N_t в диапазоне температур от 20 до 150°C. Далее с учётом формул (3) и (4), определяем η и площадь поперечного сечения S контролируемого плоского изделия. По формулам (5) и (6) находим намагничен-

ность j_t , магнитную восприимчивость k_t , а также относительную магнитную проницаемость μ_r из выражения (7). Удельную электрическую проводимость σ_t и температуру t слабоферромагнитных плоских изделий определяем по формулам (8) и (9). Параметры плоского изделия, выполненного из латуни ($t_1 = 20^\circ\text{C}$): ширина $h = 5$ мм; длина $l = 50$ мм; толщина $d = 0,5 \cdot 10^{-3}$ м; температурный коэффициент сопротивления $\alpha = 4,15 \cdot 10^{-3}$ $1/^\circ\text{C}$; $\rho = 0,179 \cdot 10^{-3}$ Ом·м; $\mu_r = 1,4$. Параметры теплового ТВД: $d_k = 2$ мм; $h_k = 7$ мм; число витков измерительной обмотки $w_{и} = 1060$, число витков намагничивающей обмотки $w_{н} = 295$, напряжённость магнитного поля вне образца $H_0 = 100$ А/м.

Методическая составляющая достоверности контроля определяется из выражения [10]

$$D_{\text{м}} = \frac{N_1}{N}, \quad (10)$$

где N – общее количество параметров, которые характеризуют техническое состояние слабоферромагнитного плоского изделия; N_1 – количество параметров, которые вошли в модель контроля.

Для того чтобы определить необходимую точность измерений по i -му параметру, нужно найти допустимый уровень риска изготовителя α и уровень риска заказчика β , через уровни рисков по i -му параметру. Характеристики инструментальной составляющей достоверности контроля α и β , определяются по формулам работы [10]

$$\alpha = \prod_{i=1}^n (1 - P_i) - \prod_{i=1}^n (1 - P_i - \alpha_i), \quad (11)$$

$$\beta = \prod_{i=1}^n (1 - P_i - \alpha_i + \beta_i) - \prod_{i=1}^n (1 - P_i - \alpha_i). \quad (12)$$

Тогда, с учётом выражений (2), (11) и (12) можно записать

$$D_{\text{и}} = 1 - \prod_{i=1}^n (1 - P_i) + 2 \prod_{i=1}^n (1 - P_i - \alpha_i) - \prod_{i=1}^n (1 - P_i - \alpha_i + \beta_i). \quad (13)$$

Следует отметить, что инструментальная составляющая достоверности контроля явно выражается не через инструментальные метрологические вероятности контроля по отдельным параметрам контроля, а через характеристики инструментальных метрологических вероятностей контроля, т.е. через α_i и β_i . В табл. 1 приведены результаты оценки достоверности контроля при реализации известного трёхпараметрового и предложенного в данной работе многопараметрового вихретокового метода.

Следует отметить, что полученные результаты расчётов методических и инструментальных составляющих ($D_{\text{м}}$ и $D_{\text{и}}$), а также общей достоверности контроля $D_{\text{общ}}$, говорят о существенном повышении достоверности контроля и эффективности предложенного здесь метода (см. табл. 1).

Таким образом, по приведенной выше методике были выполнены расчеты методической, инструментальной и общей достоверности контроля. При этом законы распределения измеряемых величин и погрешностей измерений – нормальные. Приняты допущения, что вероятность брака по контролируемым параметрам, составляет $P_1 = P_2 = P_3 = P_4 = 0,2$.

Таблица 1. Оценка достоверности контроля

Методы контроля параметров плоских слабоферромагнитных изделий, реализуемые на базе ТВД		Методическая составляющая достоверности контроля			Инструментальная составляющая достоверности контроля $D_{и}$							$D_{общ}$
		Количество контролируемых параметров	Общее количество параметров	D_m	Относительная погрешность измерений контролируемых параметров, %							
						№1	№2	№3	№4	№5	№6	$D_{и}$
Контроль параметров слабоферромагнитных пластин	Существующий метод	3	6	0,975	3	2,8	2,5	–	–	–	0,8	0,78
	Разработанный метод	6		1	0,54	1,68	1,85	3,77	0,58	0,6	0,98	0,98

III. Выводы.

Таким образом, в рамках решения важной научно-практической проблемы, которая состоит в создании вихретоковых методов и устройств измерительного контроля геометрических, магнитных, электрических и температурных параметров, позволяющих повысить достоверность контроля параметров плоских изделий, дана оценка достоверности контроля при реализации многопараметрового вихретокового метода совместного контроля геометрических, магнитных, электрических и температурных параметров и известного трёхпараметрового вихретокового метода [8]. Получены основные соотношения, описывающие многопараметровый метод вихретокового измерительного контроля площади поперечного сечения S , намагниченности j_t , магнитной восприимчивости k_t , относительной магнитной проницаемости μ_{rt} , удельной электрической проводимости σ_t и температуры t контролируемых плоских образцов.

Найдены численные значения инструментальной, методической составляющих и общей достоверности контроля. Анализ расчётов показывает, что при реализации известного метода общая достоверность контроля составляет $D_{общ} = 0,78$. В то время как предложенный метод, даёт возможность определить шесть параметров и при этом общая достоверность контроля $D_{общ} = 0,98$. Полученные результаты свидетельствуют о существенном повышении общей достоверности контроля и, как следствие, эффективности предложенного многопараметрового вихретокового метода.

Научной новизной настоящей работы, является повышение достоверности контроля параметров слабоферромагнитных плоских изделий при реализации предложенного многопараметрового метода измерительного вихретокового контроля.

Практическим значением работы является разработанный алгоритм измерительного вихретокового контроля площади поперечного сечения S , намагниченности j_t , магнитной восприимчивости k_t , относительной магнитной проницаемости μ_{rt} , удельной электрической проводимости σ_t и температуры t слабоферромагнитных пластин, который даёт возможность повысить достоверность контроля параметров плоских изделий. Перспективы дальнейших исследований состоят в разработке вариантов автоматизации процесса многопараметрового измерительного контроля параметров плоских изделий широкого ассортимента на базе бесконтактных (трансформаторных и параметрических) тепловых вихретоковых преобразователей.

Список литературы: 1. Клюев В.В., Файнгойз М.Л. Контроль несоосными накладными экранными преобразователями движущейся полосы // Дефектоскопия. – 1974. – № 3. – С. 24-29. 2. Гончаров Б.В. Теория и практика безэталонных электромагнитных методов контроля. – М.: Машиностроение, 1975. – 40 с. 3. Неразрушающий контроль. В 5 кн., кн.3. Электромагнитный контроль / Под ред. В.В. Сухорукова. – М.: Высш. шк., 1992. – 312 с. 4. Себко В.П., Игнатъева С.Н. Оценка методических погрешностей определения характеристик сплошных плоских изделий // Наукові праці II-ї Міжнародної науково-технічної конференції "Метрологія в електроніці – 97". – Харків: ДНВО "Метрологія". – 1997. – Т. 2. – С. 190-192. 5. Глоба С.Н. Универсальное электромагнитное устройство для контроля разомкнутых стальных пластин. - Вестник Харьковского государственного политехнического университета. – Харьков: ХГПУ. – 1999. – Вып. 37. – С. 28-30. 6. Себко В.П., Кириченко Р.И. Электромагнитный метод определения двух параметров плоского изделия на основе экстремума фазового угла преобразователя // Наукові праці III-ї Міжнародної науково-технічної конференції "Метрологія та вимірювальна техніка (Метрологія 2002)". – Харків. – 2002. – С. 129-132. 7. Себко В.П., Кириченко Р.И. Погрешности одновременного определения магнитной проницаемости и электропроводности плоского изделия // Вісник Національного технічного університету "Харківський політехнічний інститут". – Харків: НТУ "ХПИ". – 2002. – № 9. – С. 129-132. 8. Себко В.П., Шади О.Ю. Отман. Экстремальный трехпараметровый вихретоковый преобразователь с плоским проводящим изделием // Вестник Национального технического университета "Харьковский политехнический институт". – Харьков: НТУ "ХПИ". – 2003. – Вып. 9. – С. 91-100. 9. Себко В.В. Трансформаторный вихретоковый датчик с пластиной, зондируемой полем кратных частот // Український метрологічний журнал. – Харків. – 2007. – Вип. 2. – С. 26-29. 10. Дунаев Б.Б. Точность измерений при контроле качества. – К.: Техніка, 1981. – 150 с.

sebkov@mail.ru

АЛЕНИНА М.Н., аспирантка, ГОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова»

МИТЮШКИН А.А., аспирант, ГОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова»

ШЕМШУРОВА Н.Г., канд. техн. наук, профессор, ГОУ ВПО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова»

РЕАЛИЗАЦИЯ МЕТОДОВ «БЕРЕЖЛИВОГО ПРОИЗВОДСТВА» В ОАО «ММК-МЕТИЗ»

Показан пример применения на практике методов «бережливого производства», в которых скрыт огромный потенциал совершенствования предприятия и его адаптации к быстро меняющимся условиям современного рынка без использования дополнительных ресурсов.

Ключевые слова: концепция «Бережливое производство», методики «5S» и «SMED», повышение производительности, снижение себестоимости, настройка и наладка оборудования на ходу, непроизводительные расходы, волочение, создание добавочной стоимости.

The authors describe practical application of lean production methods which offer great potential for the company improvement and its adaptation to the rapidly changing market conditions without using any extra resources.

Key words: the concept of lean production, 5S and SMED methods, productivity improvement, cost saving, equipment adjustment and maintenance on the run, unproductive expenditures, value added activity

Снижение затрат на производство продукции является одним из условий сохранения ее конкурентоспособности, так как позволяет предлагать потребителям более дешевые товары, не экономя на качестве. Снижению непроизводительных затрат может способствовать применение организацией методов «бережливого производства», под которым понимают комплекс взаимно дополняющих и поддерживающих друг друга подходов и методов, обеспечивающих наиболее эффективное производство. Подходы и методы могут различаться в зависимости от того, кто и с какой целью их применяет, но базовый принцип остается один – *необходимость устранения в деятельности предприятия всех непроизводительных расходов и любых действий, не создающих ценность.*

Внедрение методов «бережливого производства» позволяет не только увеличить производительность процесса создания продукции, но и достичь следующих целей:

- сокращения трудоемкости изготовления изделий, что позволяет, высвободить ресурсы для выполнения иных работ;
- уменьшения продолжительности выполнения отдельных работ, что имеет большое значение для реорганизации производства «точно вовремя»;
- снижения себестоимости продукции за счет исключения из производственного процесса лишних работ и операций;

➤ реализации перехода от обработки деталей партиями с возможными очередями между операциями к штучному изготовлению посредством применения системы быстрой переналадки оборудования. [1].

В процессе проведения внутренних аудитов в ОАО «ММК-МЕТИЗ» обратили внимание на непроизводительные затраты, которые часто встречаются практически в любой организации:

- перепроизводство не по заказам;
- ожидание в очередях передельной продукции перед следующей операцией;
- нерациональное транспортирование;
- лишние материально-производственные запасы, когда они закупаются большими партиями;
- лишние перемещения персонала при неудобном расположении оборудования или инструмента;
- затраты, связанные с качеством: проверки, переделки несоответствующей продукции, утилизация неисправимого брака.

В рамках совершенствования системы менеджмента качества было принято решение о внедрении системы 5S в одном из цехов ОАО «ММК-МЕТИЗ», что позволит устранить потери, связанные с небрежным обращением и нерациональным хранением инструмента, оснастки и запасных частей посредством поддержания порядка на рабочих местах. Следование следующим простым правилам позволяет оптимизировать рабочее место и повысить производительность труда:

- часто применяемые предметы следует хранить непосредственно на рабочем месте, а те, которыми пользуются редко, – в отдалении;
- инструмент, оснастка и запасные части следует размещать так, чтобы их было легко найти, они должны иметь собственное место хранения на складе, когда ими не пользуются;
- необходимо постоянно искать способы наилучшей организации рабочих мест и поддержания на них чистоты и порядка, чтобы грязь и мусор не мешали работе оборудования и не повреждали продукцию, выявляя при этом источники непроизводительных затрат;
- регулярные профилактику и очистные операции следует включать в рабочие инструкции, а их выполнение – отмечать в журналах учета технического обслуживания.

Следуя принципам 5S, в ОАО «ММК-МЕТИЗ» разработана и утверждена программа внедрения методики «бережливого производства», которая включила в себя следующие этапы:

- *подготовительный*: на этом этапе была разработана программа обучения и проведено обучение сотрудников, а также создана рабочая группа, в которую вошли представители цеха, управления мотивации персонала и организации труда, управления экономики, отдела СМК;

- *сортировку*: в рамках этапа рабочей группой произведен обход и сформирован перечень наиболее захламленных участков. Произведена маркировка предметов, «кажущихся ненужными». Все предметы были рассортированы на группы: которым нужно изменить место хранения; по которым нельзя принять однознач-

ного решения, нужные предметы и подлежащие утилизации. По всем категориям были приняты решения: передать на склад, передать в другие подразделения или утилизировать;

- *размещение*: в рамках этапа проанализировано размещение стеллажей с оснасткой, инструментом, вспомогательными материалами с точки зрения удобства и доступности. Принято решение о перемещении стеллажа с инструментальной оснасткой в место, равноудаленное от всех станков, и о размещении оснастки, используемой при частичной перенастройке, в непосредственной близости от поста управления. Определен единый шаблон надписей мест размещения оснастки, инструмента, вспомогательных материалов; цветовая кодировка мест их размещения;

- *стандартизацию*: на данном этапе разработаны «образцы чистоты» – фотографии с изображением правильно оборудованного рабочего места. Разработан и введен в действие «Регламент проведения уборки рабочих мест», в котором обозначены периодичность проведения уборок и перечень выполняемых операций;

- *наведение порядка*: на этом этапе реализованы установленные требования «регламента» в соответствии с «образцами чистоты».

Следующие этапы «*поддержание порядка*» и «*совершенствование*» предусматривают регулярное проведение работ по поддержанию чистоты и порядка на рабочих местах в соответствии с установленными требованиями, а также проведение периодического анализа рабочих мест для исключения непроизводительных затрат.

При всей кажущейся несерьезности проделанной работы нужно понимать, что система 5S на самом деле преследует не цель мгновенно полученного эффекта без вложения каких-либо материальных ресурсов, а создание в большей мере некой философии порядка и самодисциплины.

Следование 5S – это помимо очевидных преимуществ: наведения чистоты, как залога создания безопасных условий труда; сокращения времени и трудозатрат на лишние передвижения персонала; перемещения инструмента и оснастки; визуализации проблем; – еще и вовлечение персонала в процесс улучшения: воспитание самодисциплины, оздоровление морали и мотивации коллектива [2].

Еще одним инструментом «Бережливого производства» является система SMED, которая нацелена на преобразование крупносерийного поточного производства в единичное или мелкосерийное, способное сократить время выполнения отдельных заказов. Базовая идея этой системы заключается в том, чтобы как можно большая часть работ по наладке и настройке оборудования проводилась на ходу, в то время, когда оборудование занято выполнением других операций. Такую наладку принято называть внешней, если же для наладки требуется остановка оборудования, ее называют внутренней. При проведении переналадки по традиционной схеме внешние и внутренние операции не различают, поэтому оборудование простаивает в течение длительного периода времени. Рационализация процесса переналадки предусматривает следующие этапы.

Этап 1: разделить действия по внутренней и внешней переналадке. Следует тщательно изучить фактические условия на рабочем месте с целью опреде-

ления операций, которые могли бы производиться как внешние, но производятся как внутренние. Подготовку деталей, обслуживание и другие операции необязательно производить с отключением оборудования, тем не менее, часто это делается именно так.

Этап 2: преобразовать внутренние действия во внешние. Необходимо проверить все операции с целью выяснения, не воспринимаются ли какие-либо действия ошибочно как внутренние и найти способы преобразования их во внешние путем более тщательного рассмотрения функции переналадки. Крайне важно обозначить новую точку зрения, не связанную старыми привычками.

Этап 3: упростить все аспекты операции переналадки. Следует приложить целенаправленные усилия по упрощению всех элементарных внутренних и внешних операций и провести их подробный анализ.

Этапы 2 и 3 практически можно выполнять одновременно, их разделение лишь демонстрирует два обязательных условия: сначала анализ, затем – внедрение.

В рамках ОАО «ММК-МЕТИЗ» проведен анализ возможности и целесообразности внедрения данной системы. Объектом наблюдения выбрано производство калиброванного проката на пятидесятитонном калибровочном стане ИЗТМ №2. Установлено, что для изготовления 340 кг подката время производственного цикла (волочение) от поступления подката на стан до передачи его на следующую операцию составило 123 мин. Операционное время (время действий, добавляющих ценность) непосредственного волочения составило 31 мин. Коэффициент полезного действия процесса волочения, рассчитанный по формуле Смита, равен:

$$\text{КПД} = \frac{\text{Время создания добавленной стоимости}}{\text{Время производственного цикла}} \times 100\% = \frac{31}{123} \cdot 100\% = 25\%.$$

Таким образом, 75 % (92 мин.) было затрачено на действия, не создающие добавочной стоимости. Из них, как объект применения системы *SMED*, нас интересуют 45 мин, затраченных на перенастройку стана.

Для рационализации системы переналадки проанализируем процесс волочения поэтапно.

1 этап. Работы, при которых необходимо останавливать стан (при малой перенастройке стана), включают в себя снятие фильера (откручивание двух болтов крепежной шайбы, снятие шайбы и воронки, извлечение фильера) и установку нового (установка фильера, тянущей воронки и шайбы, затяжка конструкции).

Работа, которую можно провести без остановки стана, включает в себя доставку фильера из мастерской на рабочее место. Но так как рабочий не имеет права покидать рабочее место при работающем стане, все операции являются внутренними. При полной перенастройке стана с заменой всего технологического инструмента необходимо принести его со стеллажа возле фильерной мастерской, но так как полный комплект достаточно тяжел, нести его приходится в две ходки. Длительное время уходит на поиск слесарного инструмента и крепежных болтов, которых иногда не бывает в наличии, резьба на них зачастую бывает повреждена,

что при работе стана приводит к ослаблению затяжки и, как следствие, остановке оборудования и затяжке болтов. Затяжка болтов осуществляется рожковым ключом, что является не совсем удобным, так как затруднен доступ к болтам. Вышедший из строя технологический инструмент (тянущие губки) необходимо также отнести на стеллаж возле мастерской и взять исправный, но так как неисправный и годный инструмент лежит вперемешку, соответственно на выборку тратится еще какое-то количество времени.

2 этап. Если мы разместим непосредственно на рабочем месте стеллаж, где будет храниться в отдельных ячейках исправный технологический инструмент, инструмент вышедший из строя, инструмент слесарный, крепежные болты и т.д., мы достигнем следующих целей:

- сможем преобразовать внутренние операции во внешние и сократить время на поиск и доставку необходимого инструмента;
- обеспечим надлежащее хранение болтов и, как следствие, исключим остановки оборудования из-за ослабления болтов по причине поврежденной резьбы болтов и их повторной затяжки.

3 этап. Следующие варианты позволят сократить время установки крепежной шайбы и предложить более надежную защиту от вибрации, препятствующую ослаблению болтов:

- отверстия в крепежной шайбе следует сделать грушевидной формы, что позволит снимать шайбу, не выворачивая болты полностью, лишь слегка ослабляя их;
- вместо болтов с обычной резьбой использовать болты с прерывистой резьбой и тремя 60-градусными сегментами. Это позволит ослаблять и затягивать болты вполборота, а также обеспечить более надежное крепление болтов в гнездах;
- вместо рожкового ключа использовать «трещотку», что сделает процесс затяжки более удобным.

Из 45 мин. времени переналадки 20 мин. составляют операции, которые возможно перевести во внешние. При проведении мероприятий 2-го этапа предположительно получим сокращение времени внешних операций с 20 до 10 мин; при введении мероприятий 3-го этапа – с 10 до 6 мин. Общее время непосредственно переналадки составит 31 мин. Время малой переналадки сократится на 14 мин. (31 %). Время, затраченное на действия, не создающие добавочной стоимости, составит 78 мин. Время создания добавочной стоимости остается неизменным – 31 мин.

Коэффициент полезного действия процесса волочения с учетом новой схемы переналадки составляет: $KPD = (31/78) \cdot 100 = 40\%$. Произошло увеличение КПД на 15 %. Экономический эффект составил 6197000 руб. при условии полной загрузки оборудования и отсутствия ограничивающих факторов на последующих операциях.

Не стоит забывать и то, что в нынешних условиях, когда приходится браться за исполнение «неудобных» заказов, которые зачастую имеют большую номенклатуру при малых объемах, решение проблемы быстрой переналадки оборудова-

ния позволит более быстро и с меньшими непроизводственными расходами осуществлять исполнение заказов потребителя.

Инструменты «бережливого производства» часто недооцениваются российскими предприятиями, хотя позволяют достичь реальных целей: снижения затрат, сокращения времени простоев, создания корпоративной культуры, вовлечения персонала в процесс улучшения, повышения трудовой дисциплины, снижения травматизма и т.д. Цели использования данных инструментов просты и понятны рабочим, что повышает их самооценку и мотивацию и позволяет реализовать свои амбиции.

Не стоит пренебрегать этими инструментами, так как в их применении на практике скрыт огромный потенциал совершенствования производства и адаптации его к быстро меняющимся условиям современного рынка, причем без использования дополнительных ресурсов, силами самих же работников предприятия.

Список литературы: 1. Левинсон У., Рерик Р. Бережливое производство: синергетический подход к сокращению потерь / пер. с англ. А.Л. Раскина; под науч. ред. В.В. Брагина. – М.: РИА «Стандарты и качество», 2007. – 272с. 2. Имаи М. Гемба кайдзен: Путь к снижению затрат и повышению качества / Масааки Имаи; пер. с англ. – 3-е изд. – М.: Альпина Бизнес Букс, 2007. – 345с.

УДК 621.778.5

В.А. ХАРИТОНОВ, канд. техн. наук, проф., МГТУ, г. Магнитогорск
М.В. ЗАРЕЦКИЙ, старший преподаватель, МГТУ, г. Магнитогорск
Л.М. ЗАРЕЦКИЙ, канд. техн. наук, дир. ООО «АрМон», г. Магнитогорск

РЕШЕНИЕ ЗАДАЧИ УСТОЙЧИВОГО ПОЗИЦИОНИРОВАНИЯ ПРОВОЛОК В НЕПОЛНОМ СЛОЕ ПОВИВА ПУТЕМ РАСЧЕТА И ПРИМЕНЕНИЯ РАЦИОНАЛЬНЫХ ПАРАМЕТРОВ ИХ ПРЕФОРМАЦИИ

Предложен новый продукт, при изготовлении которого может проявляться проблема точной преформации, не имеющая сейчас общего решения. Выработана и обоснована методика расчета оптимальных параметров преформации, получен и подтвержден численный результат. Ключевые слова: арматурный канат, свивка, качество, преформация, упругая отдача, изгибающий момент.

We propose a new product in the manufacture of which can be manifested preformation exact problem, not having now the general solution. Elaborated and justified method for calculating the optimal parameters preformation, obtained and confirmed by numerical results. Keywords: reinforcing rope, lay, quality, preformation, elastic recoil, the bending moment.

Запропоновано новий продукт, при виготовленні якого може виявлятися проблема точної преформації, яка не має зараз загального рішення. Вироблено і обґрунтовано методику розрахунку оптимальних параметрів преформації, отриманий і підтверджений чисельний результат. Ключові слова: арматурний канат, звивання, якість, преформація, пружна віддача, момент, що вигинає.

В процессе создания технических решений для эффективного армирования канатами предварительно напряженных железобетонных конструкций авторами было получено оригинальное решение, создающее широчайшие возможности как для преднапряженного, так и для ненапряженного армирования железобетона канатами с повышением эффективности относительно существующих видов арматуры.

Как известно, канатная арматура является наиболее выгодной из всех видов арматуры по удельной стоимости (в соотношении с прочностью), а также обладает еще целым рядом преимуществ [1 – 3].

Однако применение канатов в армировании бетона ограничивается преднапряженным армированием из-за двух взаимосвязанных факторов: многократно меньшего, чем у стержневой арматуры, коэффициента относительной площади смятия, а также обусловленного большей удельной прочностью меньшего контура обволакивания. В силу этой совокупности факторов канат просто не может эффективно реализовать свою прочность при ненапряженном армировании, когда раскрытие трещин в бетоне должно предотвращаться не за счет натяжения арматуры, а лишь за счет ее сцепления.

Анализируя возможные подходы к реализации высокой прочности канатов не только в преднапряженном, но и в ненапряженном армировании, авторы особо отметили возникшее еще в 60-х гг., но не нашедшее применения решение – треугольное сечение каната [4]. Легко отметить, что при приближенном к треугольнику форме сечения его площадь составляет порядка половины площади внутри описанной окружности. При этом спиральная форма подразумевает, что контур обволакивания такого изделия соответствует контуру обволакивания цилиндра с диаметром, равным описанному вокруг треугольника, а промежутки между цилиндрической внешней образующей и фактической поверхностью, заполняемые бетоном, полностью проецируются в поперечном направлении на изделие, что позволяет рассматривать каждую из трех граней как высокий кольцеобразный выступ, перед которым формируется чрезвычайно протяженный в продольном направлении, и, соответственно, прочный гребень бетона.

При анализе достоинств и недостатков существующего решения было выявлено, что трехгранная или сходная спиральная форма сама по себе не является достаточной для обеспечения высокого сцепления, так как не исключает ввинчивания каната по собственному оттиску в бетоне.

Более того, в предложенном в известных работах виде канат физически не мог изготавливаться промышленно, так как обладал несколькими неполными слоями повива, в которых все или некоторые проволоки не имели опоры в тангенциальном направлении. Соответственно, при приложении усилия в радиальном и/или тангенциальном направлении к одиночной проволоке внешнего слоя последняя неизбежно должна была бы сместиться в следующий неполный слой повива; такое усилие же неизбежно должно было возникнуть уже на вытяжном кабестане канатовьющей машины.

Соответственно, фасонному спиральному канату необходимо наличие элементов, создающих механическое сцепление в направлении ввинчивания, при этом наиболее рациональным вариантом такого элемента представляется перио-

дический профиль. Также необходимо, чтобы в канате присутствовал только один неполный слой повива, а одиночные проволоки этого слоя должны быть расположены на минимально возможном радиусе относительно оси каната, чтобы в случае любого их сдвига при изгибе и/или воздействии закритической нагрузки они оказывались на большем радиусе и, соответственно, упруго удлинившись, дабы за счет упругой разгрузки возвращаться в конструктивно заданное положение.

В качестве решения авторами был предложен канат следующей конструкции: трехгранный за счет расположения проволок в сечении в форме треугольника по схеме 1+6+3; пластически обжатый с сопутствующим заглублением угловых проволок-ребер в пазы между проволоками предшествующего слоя и увеличением тех пазов, в которые уложены данные проволоки, а также уменьшением свободных пазов; имеющий на внешней поверхности периодический профиль (рис. 1).



Рис. 1. Внешний вид трехгранного периодического арматурного каната.

Данное техническое решение обладает промышленной реализуемостью и исключает как недостатки, делавшие невозможным применение канатов как таковых в качестве ненапряженной арматуры, так и недостатки, препятствовавшие практической реализации идеи трехгранного каната.

Однако необходимо отметить, что для полноценной замены классической стержневой арматуры канат, помимо обеспечения технико-экономического эффекта, должен быть, как минимум, не менее технологичен в применении, то есть не создавать каких-либо специфических дополнительных затруднений в работе.

Таковым затруднением может стать раскручивание свободных концов каната. Данное явление имеет место даже на стабилизированных арматурных канатах классических конструкций и допускается соответствующими стандартами [5].

И еще более критично данное явление для предложенной конструкции: при раскручивании угловых проволок они могут потерять устойчивое положение на участке неопределенной протяженности. В этом случае канат либо самоустанавливается в более компактную форму с расположенными друг возле друга проволоками внешнего слоя, либо даже теряет структурную целостность – в любом случае он становится полностью нефункциональным, так как утрачивает свои ос-

новные свойства – высокую агрегатную прочность и эффективную передачу ее бетону.

Конечно, предотвратить раскручивание можно и за счет обвязывания концов перед резкой, но такая мера увеличит продолжительность и себестоимость работ, т.е. – снизит технико-экономический эффект.

Таким образом, нераскручиваемость является одной из важнейших характеристик созданного арматурного каната, а ее достижение – основной задачей в обеспечении его качества.

Нераскручиваемость может достигаться за счет пластического обжатия, однако требующиеся для этого режимы обжатия проблематично совместить с обеспечением прямолинейности, качественного периодического профиля и отсутствия дефектов прокатки в разъемах калибра. В связи с этим нераскручиваемость необходимо обеспечивать точной преформацией свиваемых в канат проволок.

Следует отметить, что для свивки большинства существующих конструкций канатов задача преформации не имеет критически важного значения, так как преформируемые перед свивкой проволоки или пряди укладываются вплотную друг к другу в замкнутый слой повива, т.е. опираются друг на друга в тангенциальном направлении. Кроме того, свитые канаты подвергаются процессу рихтовки, что значительно снижает напряжения, в частности – устраняет растягивающие напряжения на внешней стороне проволок повива, потенциально способные приводить к раскручиванию свитого каната. Таким образом, применительно к типовым канатам, имеющих приближенное к кругу сечение, параметры преформации не очень критичны для обеспечения качества продукции.

Поэтому в большинстве случаев при свивке каната используются преформаторы в виде наборов сменных трехроликовых планок, в которых задающий величину преформации прогиб подобран эмпирическим путем и используется для широкого диапазона типоразмеров и механических характеристик изделия.

Однако в нашем случае преформация приобретает критическое значение, поскольку:

- а) изделие имеет вид спирально закрученной трехгранной призмы, в связи с чем его рихтовка затруднительна и требует сложных устройств, причем в силу наличия периодического профиля на поверхности – интенсивная рихтовка крайне нежелательна;
- б) внешний слой повива заполнен всего на 25%, т.е. его проволоки не имеют опоры в тангенциальном направлении и к тому же находятся в положениях, при которых описанный диаметр каната является наибольшим из возможных для данного количества проволок – то есть их положение потенциально неустойчиво.

Таким образом, при изготовлении нашего изделия эффективная преформация проволок, обеспечивающая их устойчивость в заданных положениях, является критически важной для качества изделия.

Непосредственно деформация свивки в случае использования скоростных крутильных машин представляет собой практически чистый изгиб проволок.

Технологические напряжения, возникающие в наружных проволоках каната при свивке, появляются вследствие изгиба и определяются по относительным изменениям длины, составляющим [6]:

$$\varepsilon_{cs} = \frac{y}{\rho},$$

где y – расстояние от нейтрального сечения изгибаемой проволоки до рассматриваемой точки,

ρ – радиус кривизны проволоки, вычисляемый по формуле:

$$\rho = \frac{d_0}{2 \sin^2 \alpha}.$$

В этой формуле d_0 – средний диаметр рассматриваемого концентрического ряда спирального каната,

α – угол свивки проволок (угол их наклона к продольной оси каната).

Значение α находится из геометрического соотношения:

$$\sin \alpha = \frac{\pi \cdot d_0}{\sqrt{t^2 + (\pi \cdot d_0)^2}},$$

где t – шаг свивки каната.

Следовательно, относительное удлинение крайних волокон составляет:

$$\varepsilon_{cs_d} = \frac{d_{np} \cdot \sin^2 \alpha}{d_0}.$$

Далее, необходимо учесть, что проволока подвергается преформации. После изгиба в процессе преформации в проволоке сохраняются напряжения реакции, которые вызывают упругую деформацию в направлении, противоположном направлению изгиба при свивке (рис.2., а).

Согласно теореме разгрузки А.А. Ильюшина, при снятии внешней нагрузки с изогнутой проволоки в наиболее удаленных от нейтрального сечения волокнах, подвергавшихся при изгибе пластической деформации, формируются упругие напряжения противоположного знака. В то же то время в участках, упруго предеформированных при изгибе, и в примыкающих к ним участках, получивших пластическую деформацию, упругие напряжения имеют тот же знак, что и при изгибе (рис.2., б).

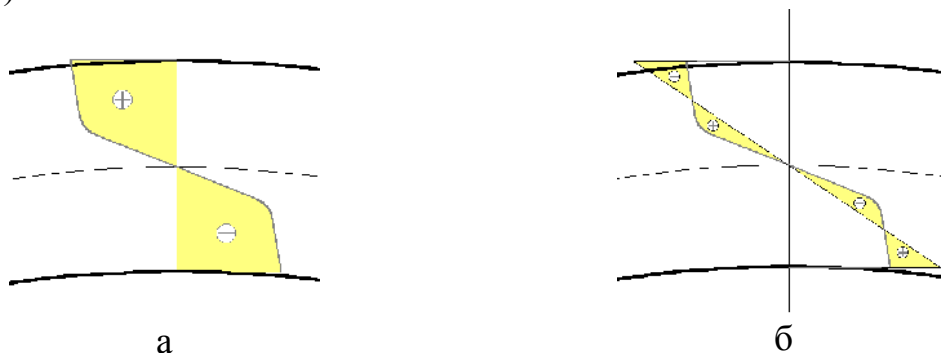


Рис. 2. Распределение напряжений по сечению проволоки: а) при изгибе, б) при упругой разгрузке.

При разгрузке результирующий момент изогнутой проволоки становится равным 0:

$$\int_0^r y \cdot \sigma_y \cdot 2\sqrt{r^2 - y^2} dy = 0,$$

где y – расстояние от нейтрального сечения до рассматриваемой точки изгибаемой проволоки,

$2\sqrt{r^2 - y^2}$ – ширина сечения проволоки в рассматриваемой точке,

σ_y – продольное напряжение в рассматриваемой точке.

Фактически проволока в процессе преформации подвергается изгибу на некоторый радиус кривизны ρ_{np} с такими соответствующими ему деформациями ε_{np} , чтобы в результате наложения на них деформаций ε_{omd} последующей упругой разгрузки сформировать деформации свивки ε_{cv} , соответствующие расчетному радиусу кривизны ρ :

$$\varepsilon_{np} - \varepsilon_{omd} = \varepsilon_{cv}$$

Естественно, для любого расстояния от нейтрального сечения проволоки соотношение деформаций преформации, разгрузки и свивки одинаково. Соответственно, первые две величины можно выразить через соотношение с известной нам величиной ε_{cv} , введя новую переменную a

$$\varepsilon_{np} = (1 + a) \times \varepsilon_{cv};$$

$$\varepsilon_{omd} = a \times \varepsilon_{cv}.$$

Далее, задаваясь значениями деформаций преформации и разгрузки, определяем для проверяемых значений знак и величину продольных напряжений, исходя из того, что при преформации они соответствуют диаграмме растяжения для соответствующего металла, а при разгрузке в тех слоях, где напряжения преформации превысили предел текучести, возникают напряжения обратного знака.

При этом напряжения разгрузки также оцениваются по диаграмме растяжения, т.е. учитывается, что в крайних волокнах деформация в направлении разгрузки может превысить порог упругой зоны.

Поскольку вычисление момента через интегрирование сопряжено со значительными трудностями, вызываемыми отсутствием аналитического выражения для диаграмм растяжения, заменяем интегрирование разбиением радиуса проволоки на некоторое количество n слоев и вычислением суммы моментов, равных произведению продольного напряжения в середине слоя на площадь слоя и удаление его середины от нейтрального сечения:

$$M_y = \sum_0^n \left(1 - \frac{i}{n}\right) \times r \times F_i \times \sigma_i$$

Соответственно, в границах от радиуса кривизны, соответствующего свивке, до вдвое меньшего радиуса кривизны (это достаточно для тех радиусов кри-

визны, которые могут иметь место в канате) численными методами определяем такую величину преформации, при которой данная сумма моментов имеет наименьшую величину.

Решали описанную задачу для проволок внешнего неполного слоя повива разработанного арматурного каната, обладающего следующими характеристиками: условный диаметр 14 мм, диаметр проволоки 3 мм, шаг свивки 80 мм, средний диаметр внешнего слоя – 10,6 мм.

В первом приближении для упрощения задачи приняли допущение, что пластическая деформация начинается при удлинении высокопрочной углеродистой стальной проволоки на 1% и далее происходит пластическое течение без увеличения напряжения.

Вычислен требуемый радиус кривизны при преформации, равный 25 миллиметрам. При использовании преформации на данный радиус кривизны получили полностью нераскручивающийся канат с устойчиво расположенными угловыми проволоками, не смещающимися со своих мест даже при разрезании незафиксированного каната.

Это позволяет утверждать, что в результате применения описанной расчетной методики были получены достоверные результаты, позволяющие обеспечить высокое и стабильное качество изготавливаемого изделия.

Безусловно, приведенная методика может и будет совершенствоваться в направлении более точной интерпретации диаграммы растяжения, однако уже в актуальной форме она позволяет получать корректные данные, которые могут успешно применяться в реальном технологическом процессе для обеспечения качества изготавливаемой продукции.

Список литературы: 1. Звездов, А.И., Михайлов, К.В. Предварительно напряженный железобетон: состояние и перспективы развития [Текст] / А.И. Звездов, К.В. Михайлов // Бетон и железобетон. – 2000. – №5. – С 2 – 4. 2. Алехин, В.К. Канатная арматура предварительно напряженных железобетонных конструкций. Исследования и производство [Текст] / В.К. Алехин - Челябинск, Юж-Уральское кн. изд-во:, 1971. – 110 с. 3. Мадатян, С.А. Арматура железобетонных конструкций [Текст] / А.С. Мадатян - М.: Воентехлит, 2000. – 256 с. 4. Беринский, И.Ц. Стальные трехгранные пряди для преднапряженных железобетонных конструкций [Текст] / И.Ц. Беринский // Стальные канаты: сб. науч. тр. Вып. 4. – Киев: Техника, 1967. – С 232 – 235. 5. ГОСТ 13840 – 68. Канаты стальные арматурные 1 × 7. Технические условия. – М.: Государственный комитет по стандартам, 1968 6. Боголюбский, В.И., Голубев, И.М., Амитин, И.И. Проволочные канаты [Текст]/ В.И. Боголюбский, И.М. Голубев, И.И. Амитин. - М.: Металлургиздат, 1950. – 784 с.

УДК 621.77

ГРУШКО О.В., канд. техн. наук, доц., ВНТУ, м. Вінниця
МОЛОДЕЦЬКА Т.І., аспірант, ВНТУ, м. Вінниця

ТЕХНОЛОГІЧНИЙ ПАСПОРТ МАТЕРІАЛУ ДЛЯ ПРОЦЕСІВ ПОВЕРХНЕВОГО ЗМІЦНЕННЯ ЗАГОТОВОК

Досліджено механічні властивості титанових сплавів VT1-0, VT6 у вигляді кривих течії, діаграм пластичності при плоскому та об'ємному напруженому стані, побудовані градувальні графіки твердість-напруження-деформація.

Ключові слова: крива течії, діаграма пластичності, градувальні графіки твердість-напруження-деформація.

Mechanical properties of titanium alloys VT1-0, VT6 as flow curves, charts, plasticity, with a flat and volumetric stress state, based calibration diagram hardness-stress deformation.

Key words: flow curves, plasticity chart, calibration diagram hardness-stress deformation.

Исследованы механические свойства титановых сплавов VT1-0, VT6 в виде кривых течения, диаграмм пластичности при плоском и объемном напряженном состоянии, построенные градуировочные графики твердость-напряжение-деформация.

Ключевые слова: кривая течения, диаграмма пластичности, градуировочные графики твердость-напряжение-деформация.

При дослідженнях та технологічних розрахунків процесів пластичного деформування важливе місце посідають відомості про фізико-механічні властивості матеріалу, що деформується. Звичайно, інтерес представляють лише окремі технологічні функції – крива течії, діаграма пластичності, діаграма стійкості, градувальні графіки твердість-напруження-деформація тощо [1,2,3]. Криві течії використовуються для розрахунків напружено-деформованого стану, силових характеристик процесів обробки металів тиском (ОМТ); діаграми пластичності знаходять широке застосування для оцінювання граничних деформацій за ознакою руйнування матеріалу; діаграми стійкості – для оцінювання граничних деформацій листових матеріалів за ознакою втрати стійкості; тарувальні графіки в методі твердості для експериментальних досліджень напружено-деформованого стану. Таким чином, сукупність зазначених функцій складає технологічний паспорт матеріалу. Для процесів об'ємного деформування, зокрема поверхневого пластичного деформування, втрати стійкості не відбувається, тому дана функція досліджуватись не буде. На сьогоднішній день представляє великий інтерес особливості механіки поверхневого зміцнення циліндричних та сферичних заготовок, що виготовляються з титану та його сплавів, зокрема титану VT1-0 та титану VT6 [4]. Відмітимо, що в результаті інтенсивного пластичного деформування структура VT1-0 може бути подрібнена до величин, що складають порядки нанометрів, що призводить до набуття матеріалом унікальних властивостей. Технологічна обробка деталей з вказаних матеріалів дозволяє більш ефективно їхнє використання в таких галузях, як медицина в якості імплантантів, літакобудування, космічна промисловість тощо.

Метою роботи є побудова кривих течії, діаграм пластичності та градувальних графіків твердість-напруження-деформація титану VT1-0 та титану VT6.

Криві течії

Під час розрахунків процесів деформування металів користуються кривими, що характеризують залежність істинних напружень від деформацій (інтенсивності напружень σ_i та інтенсивності логарифмічних деформацій e_i) $\sigma_i = f(e_i)$. Для більшості процесів ОМТ в холодному стані при деформаціях, суттєво переви-

щуючих границю текучості, крива течії може бути апроксимована степеневою функцією у вигляді [6]

$$\sigma_i = A e_i^n, \quad (1)$$

або

$$\sigma_i = A_1 (e_i + e_0)^{n_1}, \quad (2)$$

де A та n – емпіричні коефіцієнти – модуль та показник зміцнення. Фізичний зміст величини A відповідає напруженню при одиничній деформації, а n дорівнює логарифмічній деформації початку шийкоутворення при розтягу зразка.

Будують такі криві за допомогою випробувань стандартних або спеціальних зразків матеріалу в умовах розтягу, стиску, кручення чи інших експериментів. Так, в даній роботі проводився експеримент, в якому досліджували зразки титанових сплавів ВТ1-0 та ВТ6 в умовах стиску. Таким чином, із прутків досліджуваних матеріалів виготовляли стандартні циліндричні зразки на стиск діаметром $D_0=10$ мм і висотою $H_0=15$ мм у кількості 10 шт. із кожного матеріалу. Зразки осаджували до різних ступенів деформації аж до руйнації в обоймі, яка виключає перекося на гідравлічному пресі ПММ-125. Стиск зразків проводився з використанням свинцевої фольги і змащенням торців пастою із колоїдного графіту та гліцерину. Після кожного ступеню навантаження мастило і свинцеві прокладки замінювалися. Тертя на торцях зразка було несуттєвим, що підтверджує відсутність бочкоутворення на бічній поверхні. Граничну деформацію при осаджуванні визначали за формулою

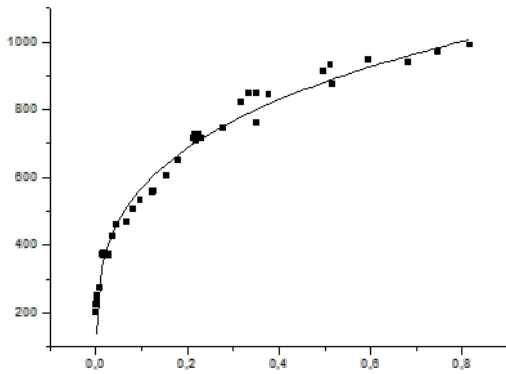
$$e_i = \ln \frac{H_0}{H}, \quad (3)$$

де H_0 – висота вихідного зразка; H – висота зразка після деформування.

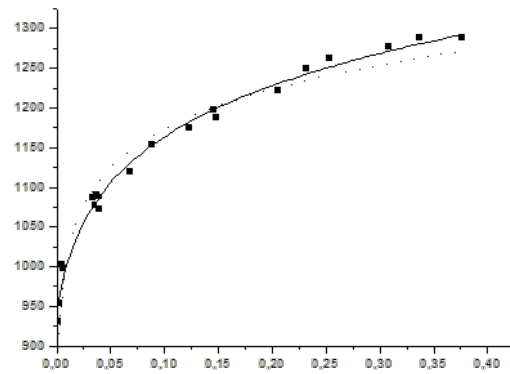
В результаті досліджень побудовані криві течії (рис.1, 2) та показані апроксимації згідно залежностей (1), (2). Останні отримані шляхом статистичної обробки отриманих результатів за допомогою ЕОМ. Таким чином отримані коефіцієнти апроксимації, які зведені в таблицю 1.

Таблиця 1 – Коефіцієнти апроксимації згідно (1) та (2)

№ п/ п	Матеріал	Коефіцієнти апроксимації				
		A, МПа	A ₁ , МПа	n	n ₁	e ₀
1	ВТ1-0	1071±3 1	-	0,267±0,01 8	-	-
2	ВТ6	1358±2 4	1425,39±1 2	0,063±0,00 7	0,102±0,00 8	0,027±0,00 7



а)



б)

Вісь абсцис - накопичена деформація ϵ_u ; вісь ординат – інтенсивність напружень σ_u , МПа

Рис.1 – Крива течії титанового сплаву VT1-0 (а) та VT6 (б)

Градуювальні графіки твердість-напруження-деформації

Стиснуті до різних ступенів деформацій зразки розрізали по меридіальному перерізі, фіксували в спеціальні обоймі, та вимірювали твердість за Віккерсом при зусиллі на індентор 30 кгс (в середньому 10 точок в різних місцях).

Відмітимо, що титан VT1-0 проявляє достатньо сильну анізотропію – це підтверджує відхилення діагоналей відбитка на торці початкового зразка біля 5%. Для деформованих зразків картина аналогічна (при більших степенях деформації анізотропія зростає). Однак, середня твердість по кожному зразку відносно стабільна (відхилення складає до 1-2%). Гранична деформація при стиску сягнула 2,1 - при цьому спостерігалось суттєве бочкоутворення. Тому для розрахунку інтенсивності напружень для останньої точки використовували апроксимацію за попередніми точкам кривої течії.

Титан VT6 з точки зору твердості проявляє достатньо сильну неоднорідність. На різних зразках (недеформованих) і навіть в межах одного зразка твердість неоднакова – відхилення до 3% і більше. Таку особливість можна пояснити деформаційною анізотропією початкового прутка. Підвищення твердості при збільшенні деформації також незначне, що пов'язано з невеликою змінюваністю та низькими граничними деформаціями. Результати досліджень представлені у вигляді градууювального графіка (рис.4). Деякі точки сильно відхиляються, що може бути пов'язано з відмінностями в початковій твердості зразків та наклепом при механічній обробці.

Градуювальні графіки представлені на рис.3 та 4.

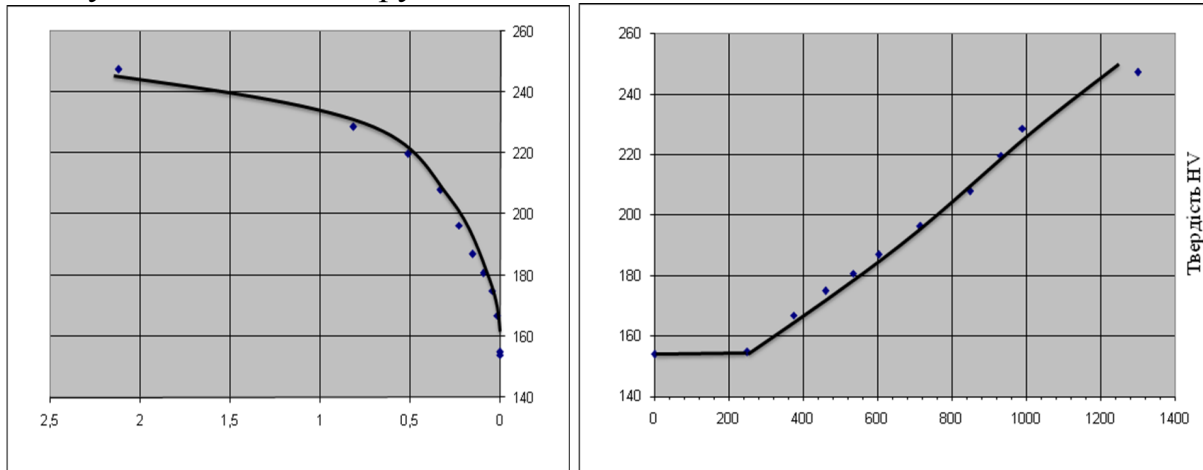
Діаграми пластичності

Під пластичністю розуміють здатність матеріалу до формозміни без руйнування у вигляді макроскопічного порушення суцільності. Діаграмою пластичності називають залежність пластичності від показника, що характеризує жорсткість схеми напруженого стану. Діаграми пластичності можуть бути побудовані за результатами випробувань стандартних зразків при простих видах деформування (розтяг, стиск та кручення) з подальшою їх апроксимацією [1,7].

Вагомий внесок у методику побудови діаграм пластичності (на основі дослідів в умовах спільного розтягу і кручення, випробування зразків у камері високого тиску й ін.) і їхньої апроксимації внесли Г. Д. Дель [5] і В. А. Огородніков [1,2]. В області зміни показника напруженого стану $-3 \leq \eta \leq 1$ діаграми пластичності задовільно описується рівнянням, запропонованим Г. Д. Делем [5]:

$$e_p = \frac{e_p(\eta = 0)e_p(\eta = -1)\exp(-\eta)}{e_p(\eta = -1) + \eta[e_p(\eta = -1) - 2,72e_p(\eta = 0)]},$$

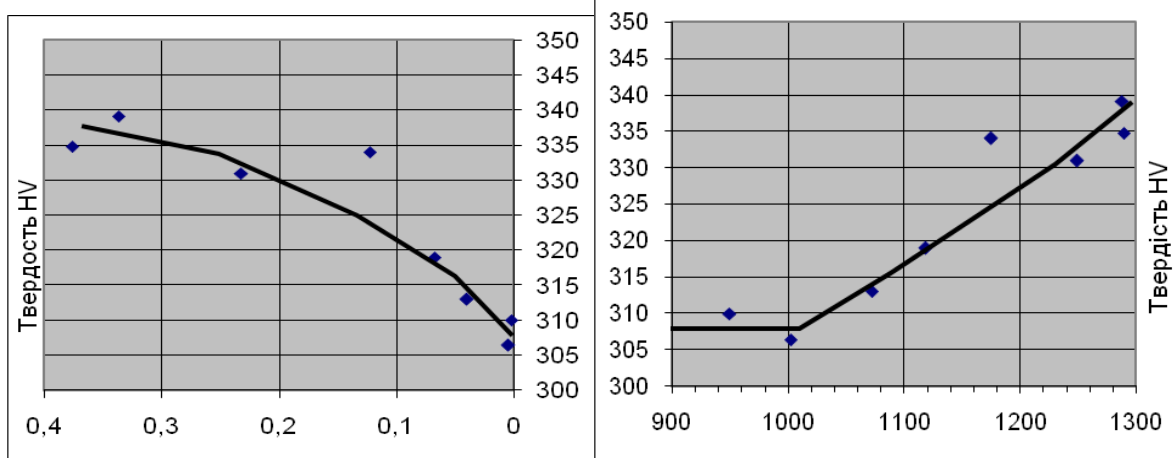
де $e_p(\eta = 0)$ і $e_p(\eta = -1)$ - пластичність матеріалу відповідно при осьовому стиску зі змащенням і крученні.



Деформації

Напруження, МПа

Рис.3 Градуовальний графік зразка ВТ1-0



Деформації

Напруження, МПа

Рис.4 – Градуовальний графік зразка ВТ6

В області зміни показника $-1 \leq \eta \leq 2$ діаграму можна апроксимувати рівнянням [1]:

$$e_p(\eta) = e_p(\eta = 0)\exp(-\eta\lambda_i), \tag{4}$$

де λ_i - коефіцієнт чутливості пластичності до схеми напруженого стану; λ_i ($i=1,2$). В області зміни показника напруженого стану $0 \leq \eta \leq 2$ коефіцієнт чутливості - $\lambda_1 = \ln \frac{e_p(\eta=0)}{e_p(\eta=1)}$. В області $-1 \leq \eta \leq 0$ коефіцієнт чутливості - $\lambda_2 = \ln \frac{e_p(\eta=-1)}{e_p(\eta=0)}$.

Слід відмітити, що коефіцієнти λ_1 в рівнянні (4) мають фізичний зміст – вони являють собою лінеаризовані криві, тангенс кута нахилу яких до осі η характеризує чутливість пластичності до рівня гідростатичного тиску.

В роботах [1, 7] показано, що на граничні деформації також впливає третій інваріант тензора напружень. Тобто для розрахунку деформівності в умовах об'ємного напруженого стану необхідно враховувати відповідні показники. Зокрема, в [7] запропоновано вводити в розгляд показник Надаї-Лоде μ_σ . В цьому випадку поверхні граничних деформацій задовільно описуються функцією [7]

$$e_p(\eta, \mu_\sigma) = e_p(0,0) \exp(\lambda_2 \mu_\sigma - \lambda_1 \eta).$$

З використанням методики [7], на основі залежностей $e_p(\eta)$ (рис.5), отриманих експериментально для титанових сплавів ВТ1-0 і ВТ6 отримані такі значення коефіцієнтів апроксимації:

для ВТ1-0 - $e_p(0,0) = 1,15, \lambda_1 = 0,34, \lambda_2 = 0,27$;

для ВТ6 - $e_p(0,0) = 0,272, \lambda_1 = 0,149, \lambda_2 = 0,168$.

На рис. 6, 7 показані діаграми пластичності титанових сплавів ВТ1-0 та ВТ6, що враховують об'ємність напруженого стану.

Висновки:

Криві течії титану з великою ступеню кореляції апроксимуються степеневими функціями. Обидва матеріали досить інтенсивно зміцнюються при пластичному деформуванні.

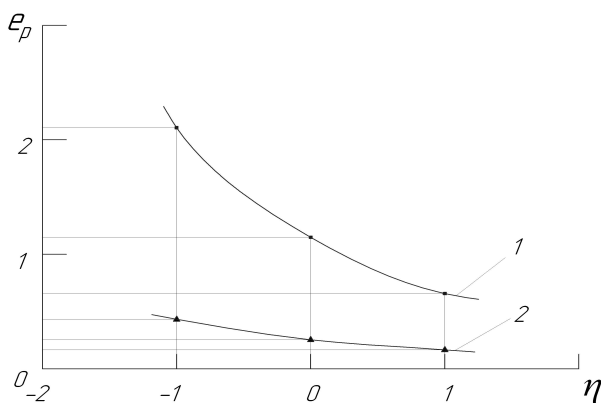


Рис.5 – Діаграма пластичності титанових сплавів: 1 - ВТ1-0, 2 - ВТ6

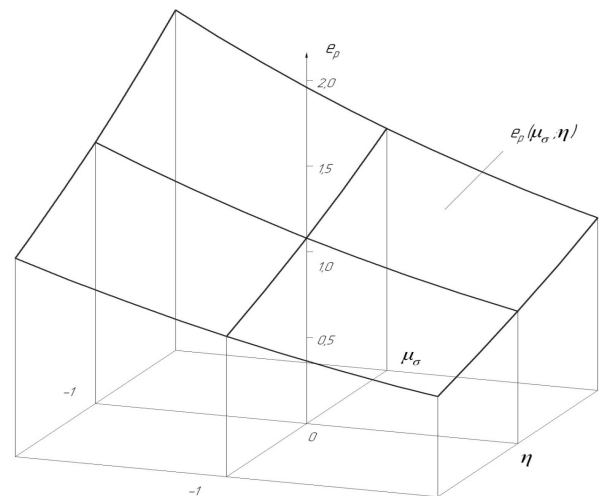


Рис. 6 – Об'ємна діаграма пластичності матеріалу ВТ1-0

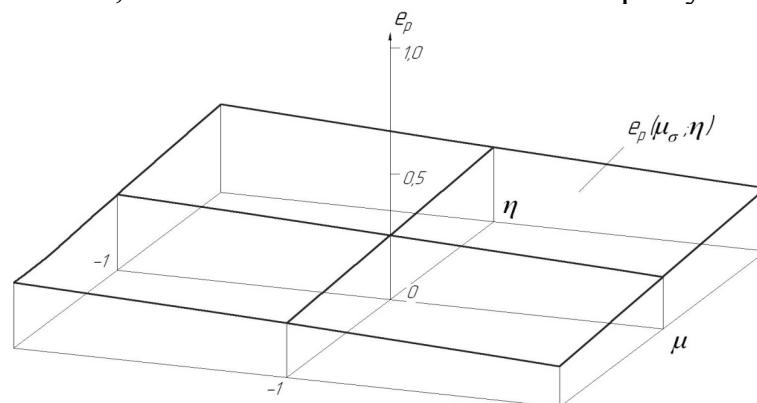


Рис. 7 – Об'ємна діаграма пластичності ВТ6

Залежність твердості зміцненого титану від інтенсивності напружень має залежність, близьку до лінійної. Статистичний розкид даних для титану ВТ6 досить суттєвий, що пов'язано зі структурними особливостями матеріалу та умовами експерименту.

Титан ВТ1-0 має велику пластичність в області всебічного стиску, що дає можливість проводити його технологічну обробку в холодному стані до великих значень накопичених деформацій. Титан ВТ6 виявляє малу чутливість пластичності до зміни схеми напруженого стану, тому при його технологічній обробці необхідно уникати великих локальних деформацій.

Література: 1. Огородников В.А. Деформируемость и разрушение металлов при пластическом формоизменении / Огородников В.А.; – К.: УМК ВО, 1989. – 152 с. 2. Огородников В.А. Оценка деформируемости металлов при обработке давлением / Огородников В.А.; – К.: Вища школа. Головное изд-во, 1983. – 175 с. 3. Смирнов-Аляев Г.А. Механические основы пластической обработки металлов / Смирнов-Аляев Г.А.; – Л.: Машиностроение, 1968. – 272 с. 4. Колмогоров В.Л. Напряжения, деформации, разрушение / Колмогоров В.Л.; – М.: Металлургия, 1970. – 229 с. 5. Дель Г.Д. Определение напряжений в пластической области по распределению твердости / Дель Г.Д.; – М.: Машиностроение, 1971. – 200с. 6. Грушко А.В. Построение кривых течения материалов с учетом шейкообразования / А.В. Грушко, В.А. Огородников, В.И. Музычук // Кузнечно-штамповочное производство «Обработка металлов давлением». – 2007. - №8. – С.16-20. – ISSN 0234-8241. 7. Сивак И.О. Пластичность металлов при объемном напряженном состоянии / И.О.Сивак, Е.И. Коцюбивская // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском в металургії та машинобудуванні: тематичн. зб. наук. пр. – Краматорськ: ДДМА. – 2007. – С. 73-76.

УДК 621.983.044:003.13

М.А. ГОЛОВАНОВА, канд. техн. наук, доц., НАУ им. Н.Е. Жуковского «ХАИ», г. Харьков

М.К. КНЯЗЕВ, канд. техн. наук, с.н.с., НАУ им. Н.Е. Жуковского «ХАИ»

Д.Н. ТКАЧЕНКО, аспирант, НАУ им. Н.Е. Жуковского «ХАИ»

ЭКОНОМИЧЕСКАЯ ЭФФЕКТИВНОСТЬ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ РЕШЕНИЙ ПРИ ЭЛЕКТРОГИДРОИМПУЛЬСНОЙ ШТАМПОВКЕ В УСЛОВИЯХ НЕОПРЕДЕЛЕННОСТИ

Изложено краткое описание двух вариантов технологических процессов с применением электрогидроимпульсной штамповки. Проведен комплексный анализ вариантов для определения интегрального коэффициента эффективности и выбора оптимального процесса по критериям прямых и косвенных показателей

Викладено короткий опис двох варіантів технологічних процесів з застосуванням електрогідроімпульсного штампування. Проведено комплексний аналіз варіантів для визначення інтегрального коефіцієнта ефективності та вибору оптимального процесу за критеріями прямих та непрямих показників

Short descriptions of two variants of manufacturing processes with use of electrohydroimpulse forming are submitted. Complex analysis of variants for determination of integral efficiency coefficient and selection of optimal process by direct and indirect factors is performed

1. Введение

Объективно обоснованная оценка экономической эффективности технологических процессов (ТП) электрогидроимпульсной штамповки (ЭГШ) опирается на критерии экономической эффективности, соответствующие показатели и условия. При выборе экономически целесообразного варианта технологии лишь при помощи одного критерия оптимальности, практическая значимость решения такой задачи будет незначительной. Например, при использовании только самого прибыльного техпроцесса, выбранного на основе критерия чистой текущей стоимости, может не хватить средств на внедрение техпроцесса в производство, если остановиться на минимизации затрат на производство продукции. Реализация такого проекта может обернуться недополученными прибылями или снижением качества деталей и т.п.

В условиях реального производства технолог, как правило, разрабатывает несколько вариантов технологических процессов, предполагающих использование технологического оснащения различного состава и сложности, различной последовательности операций, технологической подготовки производства различающейся по длительности и затратам. При этом многие составляющие затрат и другие показатели сложно определить как по причине большой трудоемкости, так и по причине неопределенности многих факторов, влияющих на себестоимость и качество продукции. В такой ситуации при выборе оптимального варианта ТП технолог опирается больше не на точные расчеты, а на собственный опыт и интуицию.

В настоящей работе поставлена цель апробировать применение комплексного анализа в практике электрогидроимпульсной штамповки на примере обоснования выбора оптимального варианта ТП для детали «основание».

2. Варианты технологических процессов ЭГШ

Деталь представляет собой полутор с плоским дном и максимальной глубиной 15 мм. Центральная часть детали выше на 5 мм ее периферийной части. Радиусы перехода дно-стенка равны 4 мм (рис. 1).

Исследование выполняли на экспериментальной многоэлектродной установке УЭГШ-2 с максимальным уровнем запасаемой энергии 69 кДж для семи разрядных контуров [1].

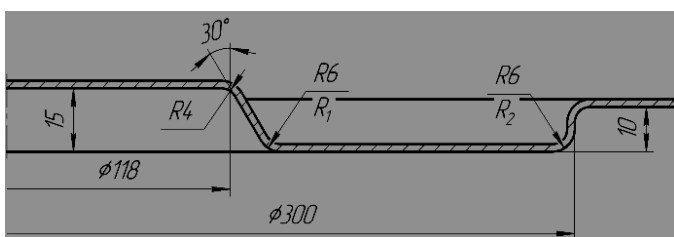


Рис. 1. Эскиз детали «основание»

Первый вариант технологического процесса предполагает штамповку в матрицу

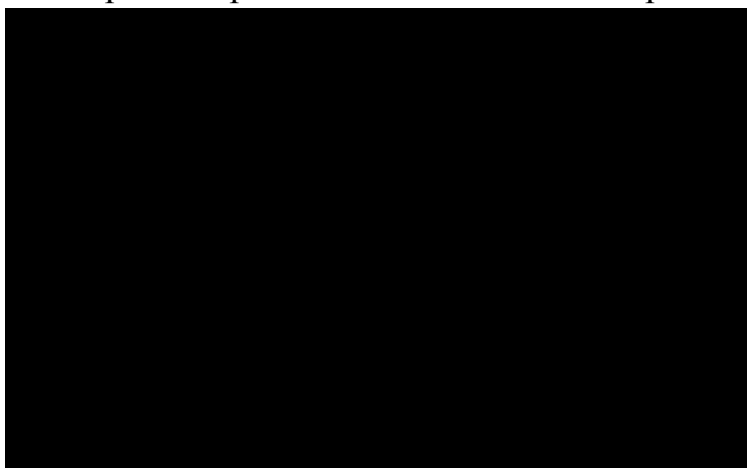


Рис. 2. Схема штамповки в матрицу:
1 – многоэлектродный разрядный блок;
2 – прижимное кольцо; 3 – матрица;
4 – центровочные штифты; 5 – заготовка;
6 – стальная подкладка; 7 – стальная и резино-
вая подкладки

цу (рис. 2) с применением подкладок, облегчающих условия формовки элементов большой кривизны. По расчетам для формирования донных радиусов R_1 и R_2 (см. рис. 1) потребовалось бы затратить 1669 кДж энергии [2], что в условиях штамповки на установке УЭГШ-2 означало бы примерно 25 разрядов с максимальным уровнем запасаемой энергии. Фактически количество таких разрядов составило 32. Следствием этого является интенсивный износ изоляторов электродов и необходимость проведения частого ремонта (перетачивания), что увеличивает себестоимость изделия. Большое количество разрядов также приводит к увеличению длительности технологического процесса и затрат на электроэнергию.

Второй вариант ТП предполагает выполнение двух переходов: 1) образование генеральной конфигурации и формовка элементов детали в матрице и 2) калибровка донных радиусов на пуансон

(рис. 3). Такой подход потребовал изготовления дополнительного элемента штамповой оснастки – пуансона и, соответственно, дополнительных затрат. Однако общее количество разрядов на двух технологических переходах сократилось до 9-ти, уменьшился износ электродов и электроэнергии, сократились затраты на ремонт электродов и длительность штамповки, а также повысилось качество продукции.

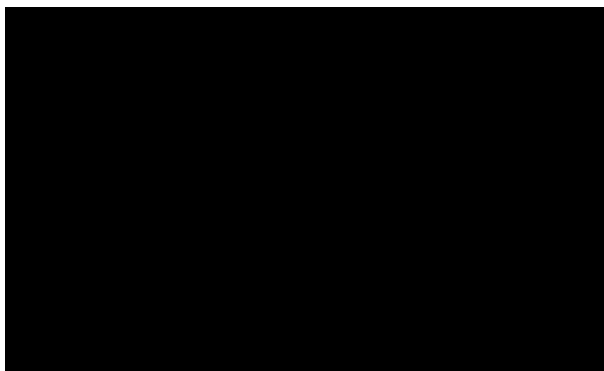


Рис. 3. Схема калибровки на пуансон: 1 – разрядный блок; 2 – прижимное кольцо; 3 – пуансон; 4 – центровочные штифты; 5 – заготовка

Таким образом, перед технологом стоит задача выбора оптимального варианта технологии. При этом на правильность выбора влияют многие противоречивые факторы, а их значения невозможно рассчитать с высокой степенью достоверности.

3. Комплексный анализ вариантов технологических процессов

Полный состав показателей для комплексного анализа описанных вариантов технологических процессов ЭГШ объединяет в себе группу прямых показате-

лей, состоящих из набора материальных, энергетических, трудовых, финансовых и временных показателей, имеющих различную квалиметрическую оценку, и косвенных показателей, таких как конкурентоспособность, социальная значимость, новизна, реализуемость и другие, имеющих только качественную шкалу измерений [3].

Следует отметить, что учет косвенных показателей следует проводить после отбора вариантов технологических процессов, обеспечивающих на данном предприятии экономическую целесообразность их применения. Предлагается для анализа сравниваемых вариантов ТП рассматривать только показатели, приведенные в Таблице. Значения отобранных для анализа параметров имеют интервальный характер, что связано с неопределенностью данных. При этом отобранные показатели, в отличие от других, существенно зависят от программы выпуска, а вследствие интервальности входящих в них переменных образуют спектр границ экономической эффективности сравниваемых вариантов технологических процессов ЭГШ.

Таблица - Значения показателей для вариантов технологических процессов

Статьи затрат	Единица измерения	Вариант 1 (матрица)	Вариант 2 (матрица + пуансон)
Оснастка (проектирование и изготовление)	грн	2250	3500
Электроды (изготовление)	грн	1600	1600
Электроды (ремонт)	грн	[950; 1150]	[250; 300]
Электроэнергия технологического назначения	грн/дет.	[4,15; 4,58]	[1,04; 1,18]
Заработная плата основных производственных рабочих	грн/дет.	[30; 35]	[4,5; 5,2]
Технологическая себестоимость (по сравниваемым статьям затрат)	грн/дет.	[154,4; 164,58]	[139,29; 141,58]
Выработка	дет./смена	[3; 4]	[8; 10]
Реализуемость	балл	5	9
Новизна	балл	2	8

Принято считать, что себестоимость изготавливаемой продукции является важнейшим показателем экономической эффективности технологических процессов. Однако минимальная себестоимость не всегда является решающим критерием для выбора варианта технологического процесса. Производителю не безразлично, какие капитальные затраты необходимы для внедрения новой техники. Поэтому капитальные затраты, связанные с проектированием и изготовлением

штамповой оснастки (матрица или матрица и пуансон) необходимо выделять как самостоятельный показатель и обязательно учитывать при экономическом анализе вариантов технологического процесса ЭГШ. Что касается трудоемкости операций (выработки), то при единичном или мелкосерийном производстве интервальность значений может быть выражена очень сильно.

В качестве косвенных показателей учитывали такие показатели как новизна и реализуемость.

Для упорядочения по совокупности критериев альтернативных вариантов технологических процессов путем комплексного учета показателей рассчитывают интегральный коэффициент эффективности

$$K_{\text{эф}} = K_x \cdot K_y,$$

где K_x – степень эффективности технологического процесса по группе прямых показателей; K_y – степень эффективности технологического процесса по группе косвенных показателей.

Коэффициенты K_x и K_y являются комплексными и рассчитываются соответственно по формулам:

$$K_x = \sum_{i=1}^n \alpha_i \cdot [x_i],$$

где α_i – функциональная весомость i -го ($i = 1, 2, \dots, n$) прямого показателя; $[x_i]$ – интервальное значение функции полезности i -го из n прямых показателей;

$$K_y = \sum_{j=1}^m \beta_j \cdot [y_j],$$

где β_j – функциональная весомость j -го ($j = 1, 2, \dots, m$) косвенного показателя; $[y_j]$ – интервальное значение функции полезности j -го из m косвенных показателей.

Значения функциональных весомостей α_i и β_j определяются экспертным путем в соответствии со значимостью функций. Количество показателей n определяется количеством формально установленных функциональных зон. Количество показателей m зависит от особенностей производства и определяется по сферам затрат, включая как формально установленные, так и реально существующие. Для отобранных показателей строят функции полезности (рис. 3) в соответствии с предельными значениями.



Рис. 4. График функций полезности

Показатели эффективности определяются в пределах от «0» до «1», путем анализа каждой функциональной зоны. При этом учитывают степень влияния функциональной зоны на конечные результаты производства, степень корреляционной связи между затратами и полученными показателями.

Таким образом, по мнению экспертов, наиболее важным критерием для рассматриваемых вариантов штамповки является технологическая себестоимость детали, следующим по важности является стоимость специальной оснастки детали, затем затраты на электроэнергию, и наименее важными критериями являются трудоемкость изготовления детали и заработная плата основных производственных рабочих. Среди косвенных показателей более приоритетным является реализуемость технологического процесса по сравнению с таким показателем как новизна.

Предложенная математическая модель оценки эффективности ТП ЭГШ позволила рассчитать интегральный коэффициент эффективности производства детали по всей комплексной системе показателей. Результирующие показатели в виде интегрального коэффициента эффективности для сравниваемых вариантов технологических процессов получены следующие: $K_1 = [0,251; 0,351]$; $K_2 = [0,831; 0,701]$.

Таким образом, исходя из проведенных расчетов, можно сделать вывод о том, что при заданных условиях следует выбрать второй вариант технологического процесса ЭГШ с применением матрицы для первого перехода и пуансона для второго перехода.

Выводы

Проведенный комплексный анализ вариантов ТП показал, что предложенная методика эффективна в применении к процессам электрогидроимпульсной штамповки. Методика рекомендуется для использования на предприятиях с листоштамповочным производством.

Список литературы: 1. Особенности электрогидроимпульсной штамповки деталей с локальными элементами большой кривизны / А.И. Долматов, Я.С. Жовноватюк, М.К. Князев, О.В. Мананков // Авиационно-космическая техника и технология. – 2009. – № 10. – С. 31-35.
2. Влияние геометрических параметров электродной пары направленного воздействия на технологические параметры поля нагружения / А.А. Антоненко, М.К. Князев // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка металлов давлением. – 2002. – № 11. – С. 7-12.
3. Модели, методы и инструментальные средства поддержки принятия решений в наукоемком высокотехнологическом производстве: монография / В.М. Вартамян, М.А. Голованова, Б.Б. Стелюк, И.В. Дронова. – Х.: ИД «ИНЖЕК», 2009. – 224 с.

УДК 621.7.016.3.002

Е.А. КУЗЬМЕНКО, канд. техн. наук, доцент, НТУ «ХПИ»

В.И. КУЗЬМЕНКО, канд. техн. наук, проф., НТУ «ХПИ»

В.А. БОРИСОВСКАЯ, аспирант, НТУ «ХПИ»

КОМПЛЕКСНЫЙ ПОДХОД К РАЗРАБОТКЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ДЕТАЛЕЙ ХОЛОДНОЙ ОБЪЕМНОЙ ШТАМПОВКИ С УЧЁТОМ КАЧЕСТВА ЗАГОТОВОК

Предложены рекомендации по выбору марки стали для деталей, получаемых холодной объёмной штамповкой (ХОШ), режимов межоперационной разупрочняющей и окончательной упрочняющей обработок с учетом влияния неоднородности деформации по объёму изделия, которая зависит от параметров исходных заготовок и переходов технологического процесса ХОШ.

Запропоновані рекомендації з вибору марок сталей для деталей, що одержують холодним об'ємним штампуванням (ХОШ), режимів обробок для пом'якшення між операціями й остаточного зміцнення з урахуванням впливу неоднорідності деформації по об'єму виробу, яка залежить від параметрів вихідних заготовок і переходів технологічного процесу ХОШ.

There are the recommendations on a choice of steel grade for stamping workpiece, procedure of intermediate softening and final strengthening treatments with taking into account influence of nonuniformity of deformation on volume of articles, which depends on the parameters of initial workpiece and transitions of technological process of cold volume stamping.

Известно, что внедрение процессов холодной объёмной штамповки и, в частности, холодного выдавливания, взамен обработки резанием и горячей штамповки повышает коэффициент использования металла с 0,4–0,6 до 0,7–0,9. Детали, получаемые ХОШ, отличаются точностью размеров (до 8-го качества) и высоким качеством поверхности (шероховатость не превышает 16–32 мкм).

Эффективность внедрения и технологические возможности процессов ХОШ стальных изделий определяются стойкостью деформирующего инструмента (пуансонов, матриц, выталкивателей), которая, в свою очередь, зависит от штампуемости материала заготовки.

Стали, рекомендуемые для изготовления методами ХОШ, можно разделить на две группы [1]. К первой следует отнести малоуглеродистые и низколегированные стали с невысокой твердостью и относительно низким сопротивлением деформированию (10, 15, 20, 15Х, 20Х, 18ХГТ и др.), ко второй – среднеуглеродистые и легированные стали повышенной твердости с высоким сопротивлением деформированию (30, 40, 45, 30Х, 40Х, 40ХН, 12Х2Н4МА и др.). Для изготовления ответственных деталей выбирают стали второй группы, однако из-за их высокого сопротивления деформированию при холодном выдавливании напряжения в инструменте составляют 2,2–2,5 ГПа и приближаются к предельно допустимым даже для самых прочных инструментальных сталей. Чтобы не допустить разру-

шения формообразующего инструмента, степени деформации за один переход ограничивают 40–55%, а количество переходов увеличивают. Между переходами проводят межоперационную смягчающую термическую обработку, после которой каждый раз требуется повторная подготовка поверхности к деформированию (очистка от окалины, обезжиривание, травление, промывка, фосфатирование и т.д.). Трудоемкость такого технологического процесса резко возрастает, а экономическая эффективность снижается.

Преимущества процесса ХОШ наиболее полно реализуется при использовании малоуглеродистых низколегированных сталей. В этом случае за один переход допускаются деформации до 70–85%, а нагрузки на инструмент значительно ниже 2ГПа. При этом количество переходов, межоперационных термических обработок и повторных подготовок поверхности к последующему деформированию снижается.

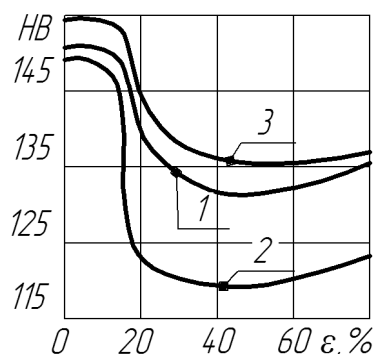
Разработка процессов ХОШ неразрывно связано с нагревом холоднодеформированных заготовок при межоперационном смягчающем отжиге и окончательной упрочняющей обработке.

Смягчающая термическая обработка деформированных заготовок

Технологические возможности процессов ХОШ можно расширить, если выбрать рациональный режим межоперационной смягчающей термической обработки, которая должна обеспечить формирование структуры с размером ферритного зерна 6-7 баллов и зернистыми карбидами, обладающей наилучшей штампуемостью. Такая структура формируется в деформированном металле в процессе рекристаллизационного отжига в субкритическом интервале температур (ниже точки A_{c1}).

Как правило, при назначении режимов отжига не учитывают неоднородность деформированного состояния заготовок, получаемых ХОШ, и наличие участков с сильно отличающимися степенями деформации. Например, в заготовке тормозной втулки велосипеда, полученной высадкой на холодно - высадочных автоматах, при средней степени деформации 45% есть области, в которых локальная деформация близка к критической (около 20%), и области, в которых локальная деформация превышает 80%.

Степень деформации влияет на процессы, протекающие в холоднодеформированной стали при нагреве. После деформации с докритическими степенями (менее 20%) нагрев в субкритическом интервале температур (ниже точки A_{c1}) приводит к стабилизирующей полигонизации, подавляющей рекристаллизацию феррита, и сталь сохраняет высокую твердость – на уровне деформированного металла (рис. 1, кривая 1). Нагрев стали, деформированной со степенью 20% и более, вызывает рекристаллизацию, которая сопровождается разупрочнением металла. Чем выше степень деформации, тем интенсивнее идут процессы рекристаллизации феррита и сфероидизации карбидов.



1, 2 – скорость нагрева 1–2°С/мин;
3 – скорость нагрева 100°С/мин

Рисунок 1 – Твердость стали 15Х, деформированной с разными степенями деформации, после отжига в течение 1,5 ч при температуре 720 (кривая 1) и 745°С (кривые 2 и 3)

С целью дополнительного разупрочнения заготовок и получения более однородной структуры зернистого перлита исследована возможность повышения температуры рекристаллизационного отжига несколько выше критической точки A_{c1} [2]. Установлено влияние скоростей нагрева в интервале 1–100°С/мин (типичных для практики термической обработки заготовок) на вид продуктов распада аустенита, образовавшегося вблизи т. A_{c1} , и на свойства стали.

После нагрева со скоростями 1–2°С/мин (нагрев садки с печью) до температур т. A_{c1} –т. $A_{c1}+(10–15)°C$ и последующего охлаждения с печью или на воздухе структура стали, деформированной со степенью 20–80%, представляет собой зерна феррита и зернистые карбиды, при этом твердость стали существенно снижается (см. рис. 1, кривая 2). После ускоренного нагрева (при загрузке садки в нагретую печь) и такого же охлаждения в структуре стали появляются участки пластинчатого сорбита и троостита, что вызывает некоторое повышение её твердости (см. рис. 1, кривая 3).

После докритических степеней деформации даже при повышении температуры рекристаллизационного отжига выше точки A_{c1} снижения твердости не наблюдается (см. рис. 1, левая часть кривой). Разупрочнить такую сталь можно только полным отжигом при температурах выше точки A_{c3} , который приводит к формированию пластинчатых карбидов с более высоким сопротивлением последующему деформированию, чем у зернистых карбидов. Более заметно влияние формы карбидов проявляется в среднеуглеродистой стали, имеющей в структуре до 50% перлита.

Однако и в малоуглеродистой стали форма карбидов влияет на штампуемость. На рис. 2 видно, что при одинаковой твердости (125 НВ) кривые упрочнения стали 15Х с зернистыми карбидами лежат ниже, чем кривые упрочнения той же стали с пластинчатыми карбидами. Следовательно, нагрузки на штамповый инструмент зависят от формы карбидов даже при небольшом количестве перлита в структуре материала заготовки. Известно [3], что при холодном обратном выдавливании снижение напряжения текучести материала деформируемой заготовки всего на 10–15% может повысить стойкость инструмента в 1,5–2,0 раза, поэтому следует обратить внимание на этот резерв повышения стойкости штампов.

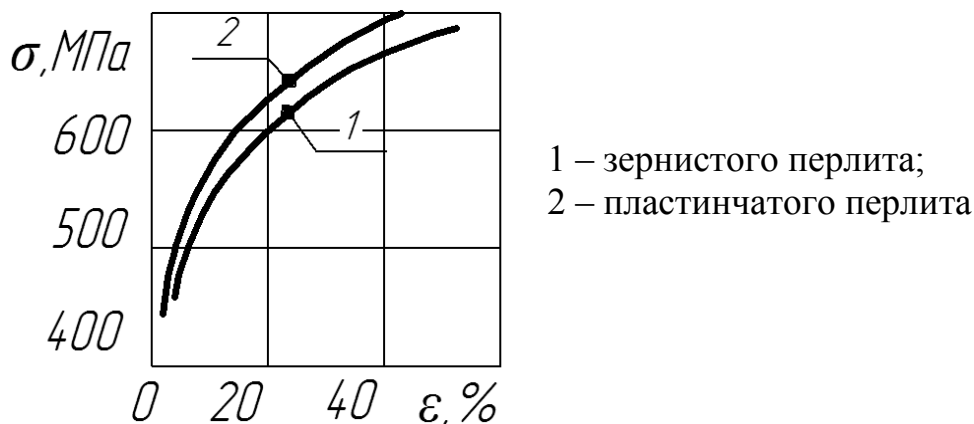


Рисунок 2 – Диаграмма истинных напряжений, построенная при осадке образцов из стали 15X со структурой:

Полученные данные имеют практическое значение при разработке технологических процессов холодного выдавливания. Для обеспечения равномерности деформации по сечению заготовок, одинаковой низкой твердости после межоперационного смягчающего нагрева и хорошей последующей штампуемости следует рассчитывать переходы таким образом, чтобы в сечении изделий из малоуглеродистых низколегированных сталей локальная деформация превышала 20%.

На степень неоднородности деформации в объеме холоднодеформированных заготовок влияют такие факторы, как геометрические параметры и форма исходной заготовки, а также технология её получения (резанием, рубкой, высадкой, редуцированием, осадкой в открытых или закрытых штампах, локальным деформированием и др.). Правильный выбор исходной заготовки позволяет также создать наиболее благоприятные условия для течения металла в процессе её деформирования [4].

При холодном выдавливании среднеуглеродистых сталей допустимые деформации за переход ограничены, поэтому избежать докритических степеней деформации практически невозможно. Это сдерживает внедрение холодного выдавливания сталей повышенной прочности.

Упрочняющая обработка заготовок

Для малоуглеродистых сталей существенной является проблема обеспечения эксплуатационных свойств готовых изделий. Следует учитывать два важных обстоятельства. Во-первых, твердость стали в результате ХОШ резко возрастает (рис. 3, кривая 1). При этом твердость малоуглеродистой стали может даже превысить твердость среднеуглеродистой стали в состоянии поставки (170–220 НВ). Во-вторых, качество изделий, помимо прочностных свойств, определяется показателями пластичности и вязкости. Последнее приобретает особо важное значение при низких температурах, когда эти показатели существенно снижаются по мере повышения содержания углерода в стали. Так, каждая десятая доля процента содержания углерода превышает верхнюю границу порога хладноломкости примерно на 20°C [5].

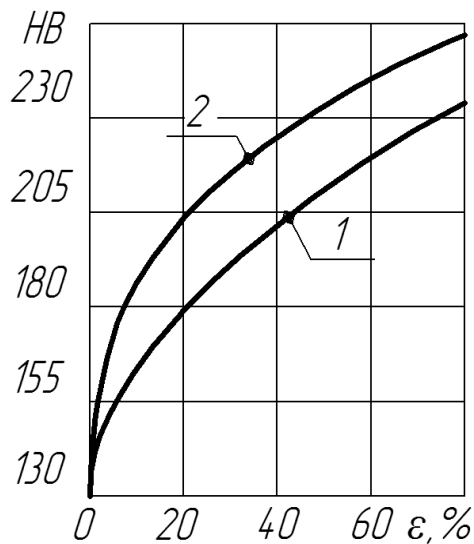


Рисунок 3 – Зависимость твердости стали 15X от степени деформации
1 – без нагрева; 2 – после нагрева до 400°C

Для неотвечественных деталей, которые не подвергаются окончательной упрочняющей термической обработке, можно рекомендовать взамен среднеуглеродистых сталей, обрабатываемых резанием, холодное выдавливание малоуглеродистых низколегированных сталей. При этом не только повысится технико-экономическая эффективность производства, но и будет достигнут высокий комплекс свойств в готовых изделиях.

Для малоуглеродистых холоднодеформированных сталей дополнительно повысить твердость на 15–20 единиц HB можно путем дорекристаллизационного нагрева до температур 400–450°C (рис. 3, кривая 2). Наблюдающееся упрочнение объясняется перестройкой дислокационных конфигураций на стадии возврата и закреплением их атомами внедрения. В этом случае детали, полученные холодным выдавливанием, можно эксплуатировать при температурах до 450°C без снижения прочностных характеристик.

Если же в процессе ХОШ не достигается уровень твердости, заданный техническими условиями, необходимо предусмотреть окончательную термическую обработку. Как правило, для малоуглеродистых сталей назначают цементацию или нитроцементацию. Закалку малоуглеродистых сталей в заводской практике обычно не применяют, так как традиционно их относят к «незакаливающимся». Однако разделение на «закаливающиеся» и «незакаливающиеся» стали условно. Даже в чистом железе мартенситное превращение приводит к повышению прочности в 3–4 раза (по сравнению с прочностью железа в отожженном состоянии). В ряде случаев это может быть использовано как резерв повышения эксплуатационных свойств деталей без таких длительных, трудоемких и требующих специального оборудования операций, как цементация и нитроцементация.

Так, например, закалка стали 15X повышает ее твердость до 38HRC₃, стали 20X – до 43HRC₃. После предварительной деформации на 60–80% твердость HRC₃ закаленной стали дополнительно повышается на 2–3 единицы (рис. 4).

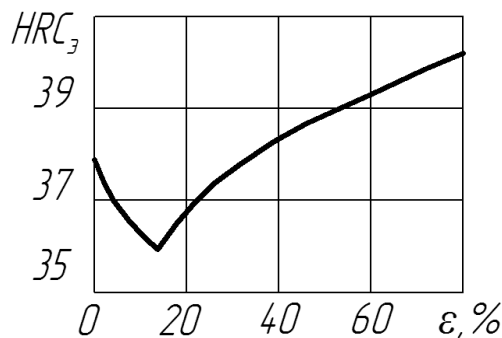


Рисунок 4 – Влияние степени деформации на твердость стали 15X, закаленной с 850°C

Это ниже, чем у закаленных среднеуглеродистых сталей. Последние относятся к «улучшаемым», поэтому для снятия микронапряжений закалённые среднеуглеродистые стали обязательно подвергаются отпуску при температуре 400–500°C, что приводит к заметному снижению твердости. В малоуглеродистых закалённых сталях для снятия микронапряжений достаточно низкого отпуска при 180–220°C, который практически не снижает твердость.

Упрочнённые закалкой малоуглеродистые стали можно с успехом использовать и для изготовления ответственных деталей. Полученные результаты использованы при разработке технологического процесса холодного выдавливания сменных головок накидных ключей из стали 20X (взамен стали 40X, из которой заготовки получали ранее полугорячим выдавливанием). При испытаниях головки из стали 20X выдержали крутящий момент, почти вдвое превышающий требования технических условий.

Таким образом, применение холодной объемной штамповки для изготовления как неответственных, так и ответственных деталей из малоуглеродистых низколегированных сталей позволяет более полно реализовать все технико-экономические преимущества процесса и одновременно повысить служебные характеристики материала.

Список литературы: 1. Холодная объемная штамповка: Справочник /Под ред. Г. А. Навроцкого. – М.: Машиностроение, 1973. – 496 с. 2. Дьяченко С.С., Кузьменко Е. А., Поляничка А. И. Разработка режима смягчающего отжига неоднородно деформированных заготовок //МиТОМ, 1989, №6. – С. 6-9. 3. Евстратов В. А., Иванов О. М., Кузьменко В. И. и др. Оптимизация технологических процессов и конструкций штампов для холодного и полугорячего выдавливания. М.: ВНИИТЭМР. 1989. 192 с. 4. Евстратов В. О., Підгірна В. О. Аналіз виготовлення низьких заготовок для процесу видавлювання //Обробка матеріалів тиском. –Зб. наук. пр. – Краматорськ: ДДМА, 2008. – №1 (19). – С. 183-185. 5. Материаловедение: Учебник для вузов. 2-е изд. /Под общ. ред. Б. И. Арзамасова. М.: Машиностроение, 1986. – 384 с.

Д.А. ЯХНО, магистр, инженер-технолог ОАО «Мотор Сич», г. Запорожье
М.К. КНЯЗЕВ, канд. техн. наук, с. н. с., НАУ им. Н.Е. Жуковского «ХАИ»,
А.М. МУНГИЕВ, канд. техн. наук, с. н. с., НАУ им. Н.Е. Жуковского «ХАИ»
А.В. БОБРИЦКИЙ, студент, НАУ им. Н.Е. Жуковского «ХАИ»

РАЗРАБОТКА ЭНЕРГОСБЕРЕГАЮЩЕЙ ТЕХНОЛОГИИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ГЛУБОКИХ ЛИСТОВЫХ ДЕТАЛЕЙ ПРИ МЕЛКОСЕРИЙНОМ ПРОИЗВОДСТВЕ

Рассмотрены проблемы изготовления глубоких листовых деталей сложной формы. Указаны преимущества электрогидроимпульсной штамповки (ЭГШ) перед традиционными методами. Выполнено сравнение базового технологического процесса и нового с применением ЭГШ и индукционного нагрева.

Ключевые слова: электрогидроимпульсная штамповка, листовые детали, нагрев.

Розглянуто проблеми виготовлення глибоких листових деталей складної форми. Вказано переваги електрогідроімпульсного штампування (ЕГШ) над традиційними методами. Виконано порівняння базового технологічного процесу і нового з застосуванням ЕГШ та індукційного нагріву.

Ключові слова: електрогідроімпульсне штампування, листові деталі, нагрів.

The problems of production of deep complicated-shape sheet components are considered. Electrohydroimpulse forming (EHF) advantages are emphasized in comparing with traditional methods. Comparison of basic manufacturing process and new one with application of EHF and induction heating is performed.

Key words: Electrohydroimpulse forming, sheet components, heating.

1. Введение

Конструкции современных авиационных двигателей характеризуются широким применением листовых деталей (порядка 10...15% в зависимости от марки двигателя), основную часть которых изготавливают на механических, пневматических и гидравлических прессах. Номенклатура таких деталей чрезвычайно большая: от уплотнительных шайб (диаметром от 10 мм), применяемых в местах соединения трубопроводов до корпусов камер сгорания, компрессоров и т.д. (диаметром до 500 мм и более).

Листовая штамповка является одним из наиболее прогрессивных технологических методов производства; она имеет ряд преимуществ перед другими видами обработки металлов, как в техническом, так и в экономическом отношении [1].

Технологию листовой штамповки и конструкцию штампового инструмента определяют в зависимости от размеров, материала и формы штампуемой детали, точности штамповки, а также от серийности производства. В массовом и крупносерийном производстве оправдывают себя высокая автоматизация процессов, а также сложные и дорогостоящие штампы, так как стоимость изготовления штампов разносят на большое количество штампованных изделий. В мелкосерийном, единичном, и опытных производствах листовая штамповка с применением инструментальных штампов становится экономически невыгодной. Особенно ак-

туальна эта проблема при получении глубоких и сложных деталей из труднодеформируемых материалов, требующих большое количество штампов по переходам вытяжки, формовки и калибровки.

Основные недостатки традиционных способов штамповки: высокая стоимость и большое количество штамповочной оснастки; большая длительность технологической подготовки производства; высокая стоимость деталей в опытном, единичном и мелкосерийном производствах.

Целью данной работы является разработка и исследование новой, более рациональной и ресурсосберегающей технологии производства глубоких листовых деталей сложных форм из труднодеформируемых материалов.

2. Электрогидроимпульсная штамповка-вытяжка

В качестве альтернативы традиционным способам получения глубоких листовых деталей в условиях опытного, единичного и мелкосерийного производств целесообразно использование электрогидроимпульсной штамповки-вытяжки (ЭГШ-вытяжки).

ЭГШ имеет следующие основные преимущества по сравнению с традиционными процессами: упрощение технологической оснастки; формообразование деталей, которые в инструментальных штампах получить невозможно или крайне сложно; экономичность процесса; снижение трудоемкости и себестоимости изготовления единицы продукции в 2–5 раз; высокое качество и точность штампуемых изделий; относительно высокая производительность; большое сокращение объема ручных доводочных работ; простота варьирования энергетическими параметрами; возможность механизации и автоматизации процесса.

Сущность способа штамповки-вытяжки на электрогидравлических прессах заключается в формообразовании тонкостенного изделия вытяжкой заготовки импульсной нагрузкой высокой интенсивности, создаваемой в жидкой среде [2]. Листовая заготовка может быть плоской или предварительно изогнутой. Кратковременная нагрузка, генерируемая подводным высоковольтным электроразрядом, воздействует на заготовку непосредственно или через резиновую диафрагму.

ЭГШ-вытяжка отличается от вытяжки в инструментальных штампах на традиционном прессовом оборудовании двумя принципиальными особенностями: 1) воспринимающие распределенное деформирующее усилие участки заготовки не соприкасаются с твердыми формообразующими (либо другими) поверхностями штампа и не возникает реактивных сил трения, препятствующих развитию пластических деформаций этих участков; 2) рабочее усилие нагружает заготовку импульсно-кратковременно, вследствие чего деформирование носит высокоскоростной динамический характер – большие ускорения и скорости деформации обуславливают развитие значительных инерционных составляющих напряжений.

Эти факторы существенным образом определяют напряженно-деформированное состояние заготовки при вытяжке и характер процесса формообразования изделия.

При искровом высоковольтном разряде в жидкости между электродами образуется канал сквозной проводимости – область, представляющая собой плаз-

менный шнур (разрядный канал) диаметром от 0,1 мм до нескольких миллиметров с температурой примерно 20000 К и давлением до 10^4 МПа и более.

Чем интенсивнее разряд, тем выше начальные параметры разрядного канала, который расширяется вначале со сверхзвуковыми скоростями – взрывообразно, образуя газопаровую полость. Расширение полости сопровождается всеми механическими факторами взрыва: ударной волной, расходящимся потоком жидкости, высоким статическим давлением. Эти факторы воздействуют на открытую поверхность заготовки, на которой развиваются импульсные нагрузки, совершающие работу пластического деформирования. Таким образом, энергия электрического тока разряда преобразуется в работу пластического деформирования.

В процессе штамповки напряженно-деформированное состояние заготовки неоднородно, существенно отличается по схемам и величинам напряжений и деформаций на различных участках. Как правило, основным очагом пластического деформирования в процессе штамповки является фланец заготовки – плоский кольцевой участок, ограниченный наружной кромкой заготовки и входом на перетяжное ребро матрицы. Его ширина по мере вытяжки все время уменьшается, так как уменьшается диаметр наружной кромки от начального до того, при котором заканчивается вытяжка. Сопротивление фланца пластическому деформированию возможно уменьшить, изменяя температурно-скоростные режимы вытяжки, например, нагревая фланец заготовки до ковочных температур и деформируя его со скоростями ниже скорости рекристаллизации. При нагреве фланца заготовки достигается увеличение глубины вытяжки за одну операцию, уменьшение количества операций, улучшение процесса вытяжки деталей сложной формы.

Ранее авторами проводились теоретические и экспериментальные исследования различных методов и способов нагрева листовых заготовок перед штамповкой, по результатам которых сделаны выводы о предпочтительности электромагнитного и индукционного способов для нагрева заготовки в штампе для электрогидроимпульсной штамповки, показана необходимость нагрева фланца листовой заготовки перед пластическим деформированием [3, 4].

3. Разработка технологии ЭГШ для изготовления глубокой листовой детали с нагревом фланца заготовки

На примере детали «обечайка кока» проведем технический и технологический анализ двух вариантов технологических процессов (ТП). Общий вид изделия, выбранного в качестве типового представителя глубокой листовой детали ГТД, представлен на рисунке 1. Материал детали – титановый сплав ВТ1-0. Деталь характеризуется большой степенью вытяжки $K = 2,14$. Такая величина K близка к теоретически возможной величине и превышает практические значения этого показателя для холодной штамповки титановых сплавов в инструментальных штампах.

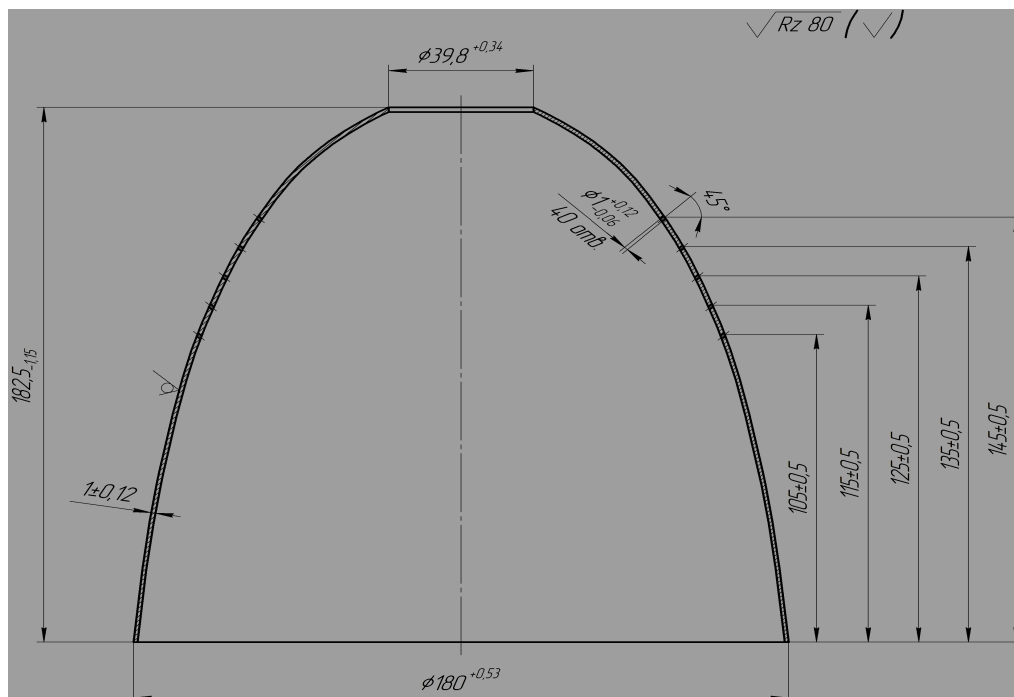


Рис.1. – Эскиз детали «обечайка кока»

Поэтому в базовой технологии (рис. 2, вариант базового ТП) применяют три вытяжных штампа и один калибровочный с промежуточными (межоперационными) термическими обработками (нормализацией) заготовки.

При нагреве до температур рекристаллизации в среде атмосферных газов на поверхности титановой заготовки образуется твердый и хрупкий «альфированный» слой. Его удаляют с помощью травления химическими реактивами (операция 095 в базовом ТП). Штамповку выполняют на гидравлическом прессе простого действия, поэтому используются сложные механизированные штампы, чтобы обеспечить движения прижима фланца заготовки и пуансона при вытяжке. Расчет размеров заготовки выполнен на основании рекомендаций [2].

В базовом ТП предусмотрено применение прогрессивного процесса обработки давлением – штамповки взрывом бризантных взрывчатых веществ (БВВ). Такое технологическое решение является технически обоснованным и экономически эффективным на этапе калибровки. При этом учтено, что штамповка взрывом является непроизводительным процессом на этапе вытяжки и образования генеральной формы листового изделия.

В новом разработанном ТП ведущую роль играет способ ЭГШ, начиная с первой операции вытяжки. ЭГШ положительно отличается от штамповки БВВ тем, что позволяет осуществлять процесс вытяжки за несколько разрядов без раскрытия технологической оснастки. Количество энергии, необходимой для каждого последующего шага деформирования заготовки, легко задается с помощью зарядного напряжения по серии разрядов, установленных для этапа вытяжки (см. рис. 2, новый ТП, операция 010). Операция вытяжки в новом ТП отличается еще и тем, что она осуществляется с индукционным нагревом фланца заготовки до штамповочной температуры 700°C . Способ индукционного нагрева позволяет относительно легко встроить индуктор в штамповочную оснастку, расположить его в непосредственной близости от заготовки и осуществить быстрый нагрев. При

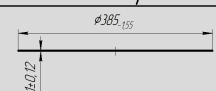
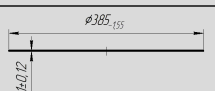
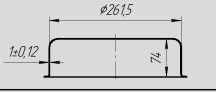
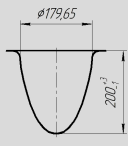
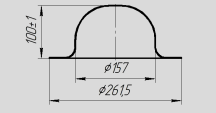
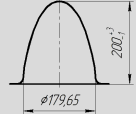
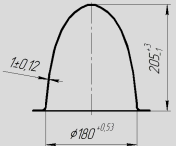
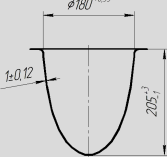
<i>Базовый ТП (штамповка на гидравлическом прессе)</i>		<i>Новый ТП (электрогидроимпульсная штамповка)</i>																												
005 Заготовительная		005 Заготовительная																												
010 Вытяжная		 <i>Режимы ЭГШ-вытяжки</i> <table border="1" data-bbox="821 616 1316 683"> <thead> <tr> <th></th> <th>1 размер</th> <th>2 размер</th> <th>3 размер</th> <th>4 размер</th> <th>5 размер</th> <th>6 размер</th> <th>7 размер</th> <th>8 размер</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>Напряжение разряда, кВ</td> <td>15</td> <td>16</td> <td>18</td> <td>20</td> <td>20</td> <td>22</td> <td>24</td> <td>25</td> </tr> <tr> <td>Емкость конденсаторной батареи, мкФ</td> <td>33,2</td> <td>33,2</td> <td>33,2</td> <td>33,2</td> <td>33,2</td> <td>33,2</td> <td>33,2</td> <td>33,2</td> </tr> </tbody> </table>			1 размер	2 размер	3 размер	4 размер	5 размер	6 размер	7 размер	8 размер	Напряжение разряда, кВ	15	16	18	20	20	22	24	25	Емкость конденсаторной батареи, мкФ	33,2	33,2	33,2	33,2	33,2	33,2	33,2	33,2
	1 размер			2 размер	3 размер	4 размер	5 размер	6 размер	7 размер	8 размер																				
Напряжение разряда, кВ	15			16	18	20	20	22	24	25																				
Емкость конденсаторной батареи, мкФ	33,2			33,2	33,2	33,2	33,2	33,2	33,2	33,2																				
015 Промывочная	020 Нормализация																													
025 Вытяжная																														
030 Промывочная	035 Нормализация	<i>Режимы ЭГШ-калибровки</i> <table border="1" data-bbox="821 929 1141 996"> <thead> <tr> <th></th> <th>1 размер</th> <th>2 размер</th> <th>3 размер</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>Напряжение разряда, кВ</td> <td>32</td> <td>32</td> <td>32</td> </tr> <tr> <td>Емкость конденсаторной батареи, мкФ</td> <td>33,2</td> <td>33,2</td> <td>33,2</td> </tr> </tbody> </table>			1 размер	2 размер	3 размер	Напряжение разряда, кВ	32	32	32	Емкость конденсаторной батареи, мкФ	33,2	33,2	33,2															
	1 размер			2 размер	3 размер																									
Напряжение разряда, кВ	32	32	32																											
Емкость конденсаторной батареи, мкФ	33,2	33,2	33,2																											
040 Вытяжная																														
045 Промывочная	050 Нормализация	015 Промывочная	020 Нормализация																											
055 Штамповка импульсная взрывом		025 Калибровочная																												
060 Токарная	065 Пробивка	030 Токарная	035 Пробивка																											
070 Слесарная	075 Сверлильная	040 Слесарная	045 Сверлильная																											
080 Слесарная	085 Гидрообдужка	050 Слесарная	055 Гидрообдужка																											
090 Контрольная	095 Травление	060 Контрольная																												

Рис. 2. – Последовательность операций базового технологического процесса и предлагаемого процесса ЭГШ

таким способом тепловой поток направлен преимущественно на заготовку, которая обладает малой толщиной и массой, поэтому требует сравнительно небольших затрат энергии для нагрева до штамповочных температур. Скоростной нагрев важен, чтобы предотвратить образование «альфированного» слоя. Последующее импульсное деформирование занимает доли секунды и сопровождается охлаждением заготовки на тех ее участках, которые контактируют с водой через резиновую диафрагму и теплоизолятор. В целом длительность операции вытяжки ЭГШ занимает не более 5 мин. За это время, по литературным данным, не происходит заметного насыщения поверхностного слоя титановой заготовки атмосферными газами. Это позволяет исключить операцию травления, которая требует применения экологически вредного гальванического производства.

Оснастка нового технологического процесса содержит следующие основные элементы: матрица, прижимная плита, индуктор, универсальная разрядная камера. В качестве нагревательного элемента используется индуктор, питающийся от высокочастотного генератора. При индукционном высокочастотном нагреве слоя металла заданной толщины скорость процесса регулируют путем изменения интенсивности электромагнитного поля у поверхности объекта и частоты то-

ка, питающего индуктор. В соответствии с рекомендациями [5] выбран двухвитковый индуктор, выполнен теоретический расчет и определены значения основных параметров индукционного нагрева, на основании которых выбран генератор мощностью 10 кВт и частотой тока 50 кГц.

В матрице предусмотрены две канавки для установки двухвиткового индуктора для нагрева фланцевой части заготовки.

Экспериментальное исследование нового ТП и штамповку предполагается осуществить в лаборатории ЭГШ ХАИ на опытно-промышленной электрогидравлической установке УЭГШ-2. Планом предусмотрено измерение распределения температур по радиусу заготовки и ее изменения в процессе нагрева (градиента и динамики изменения температуры), проведение металлографических исследований структуры материала, деформированного в условиях импульсного нагружения и большого градиента температур, оптимизация режимов разрядов и полей импульсного нагружения.

Выводы

В данном исследовании выполнена разработка плана нового ТП для мелкосерийного производства детали «обечайка кока», как типового представителя глубоких деталей ГТД, с применением ЭГШ и индукционного нагрева. Обосновано применение высокоскоростного деформирования и скоростного нагрева для предотвращения образования «альфированного» слоя на титановых заготовках.

Применение комбинации ЭГШ и индукционного нагрева позволяет сократить количество операций (в том числе гальваническую для титановых сплавов), количество единиц технологической оснастки, затраты энергии на термическую обработку и, соответственно, снизить себестоимость производства.

В настоящее время разработана и изготавливается технологическая оснастка для выполнения экспериментальных исследований.

Список литературы: 1. Романовский В.П. Справочник по холодной штамповке / В.П. Романовский. – Л.: Машиностроение, 1971. – 782 с. 2. Мазуровский Б.Я., Сизев А.Н. Электрогидравлический эффект в листовой штамповке / Б.Я. Мазуровский, А.Н. Сизев. – К.: Наук. думка, 1983. – 192 с. 3. Князев М.К. Исследование электромагнитного и индукционного нагрева листовых заготовок / М.К. Князев, Д.А. Яхно, А.М. Мунгиев // XV-й міжнародний конгрес двигунобудівників: тези доп. / М-во освіти і науки України, Нац. аерокосм. ун-т ім. М.Є. Жуковського “ХАІ”. – Х., 2010. – С. 115.

4. Князев М.К. Энергосберегающая технология штамповки глубоких листовых деталей с нагревом фланца заготовки / М.К. Князев, Д.А. Яхно // Інтегровані інтелектуальні робототехнічні комплекси.ПРТК-2009: міжнар. наук.-практ. конф.: тези доп. / М-во освіти і науки України, Нац. авіац. ун-т. – К., 2009. – С. 38-39. 5. Лозинский М.Г. Промышленное применение индукционного нагрева / М.Г. Лозинский. – М.: Издательство Академии Наук СССР, 1978. – 466 с.

УДК 621.98.044

ФРОЛОВ Е.А., докт. техн. наук, проф., УкрГАЗТ, г. Харьков

КОРНЕЕВ С.В., мл. научн. сотрудник, УкрНИИПП, г. Харьков
ГОЛИНКО В.С., аспирант, УкрГАЗТ, г. Харьков

ПЕРЕНАЛАЖИВАЕМАЯ ШТАМПОВАЯ ОСНАСТКА ДЛЯ ФОРМООБРАЗУЮЩИХ ОПЕРАЦИЙ ПРОЦЕССОВ ИМПУЛЬСНОЙ ШТАМПОВКИ ЛИСТОВЫХ ДЕТАЛЕЙ

Предложены конструкции обратимых переналаживаемых формоизменяющих штампов для процессов импульсной штамповки деталей с использованием в качестве материала матриц пластических масс. Проведены исследования и установлены границы стойкости матриц из различных пластических масс.

Ключевые слова: импульсные методы штамповки, обратимая переналаживаемая штамповая оснастка, пластические массы, матрица, пуансон.

The constructions of a reversible transform stamps for processes of details pulse punching with usage as a material of plastics matrixes are offered. Researches are conducted and borders of matrixes firmness from various plastics are established.

Key words: impact method of die forming, flexible reversible stamp equipment, plastic mass, matrix, punch.

Запропоновано конструкції оборотних переналагоджуваних формозмінюючих штампів для процесів імпульсної штамповки деталей з використанням в якості матеріалу матриць пластичних мас. Проведено дослідження та встановлені межі стійкості матриць з різних пластичних мас.

Ключові слова: імпульсні методи штампування, оборотна переналаджуване штампове оснащення, пластичні маси, матриця, пуансон.

Введение. При создании современных изделий сложной техники в условиях рыночной экономики необходимо учитывать, что конкурентоспособность их зависит от трудоемкости и сроков освоения производства, причем особенно это актуально при дискретных нестабильных программах выпуска изделий.

Решение проблемы изготовления листовых деталей сложной формы традиционными инструментальными методами штамповки сопряжено с резким ростом трудоемкости, увеличением количества штамповой оснастки и сроков подготовки производства. В силу этого по экономическим соображениям необходима замена существующих технологий получения сложнорельефных тонколистовых деталей технологиями, использующими в процессе штамповки только матрицу или пуансон (импульсными методами штамповки жидкостью и эластичной средой) в сочетании с гибким модулем технологического оснащения с использованием обратимых переналаживаемых штампов.

Постановка проблемы. Разработать основные конструктивные решения в качестве гибкого модуля технологического оснащения конструктивные решения обратимой переналаживаемой штамповой оснастки для процессов импульсной штамповки сложнорельефных тонколистовых деталей.

В основу конструкций обратимых переналаживаемых штампов для импульсной штамповки положен принцип длительной обрабатываемости и высокой оборачиваемости основных элементов (корпуса, нижней плиты, выталкивателя и др.), в том числе и вспомогательных узлов [1, 2]. В такой оснастке необходимо

изготавливать только формирующую полость матрицы из легко обрабатываемого материала, например из пластических масс, дельта-древисины, гипса и пр. Разработанные принципиальные решения переналаживаемой оснастки для изготовления деталей из плоских и пространственных заготовок приведены в табл. 1 [3].

Типовая конструктивная схема переналаживаемой оснастки для формообразующих операций и примеры сменных матриц, выполненных из АСТ-Т для штамповки заготовок одинарной кривизны из материала Х18Н10Т толщиной 0,15...0,30 мм, показаны на рис. 1 и 2.

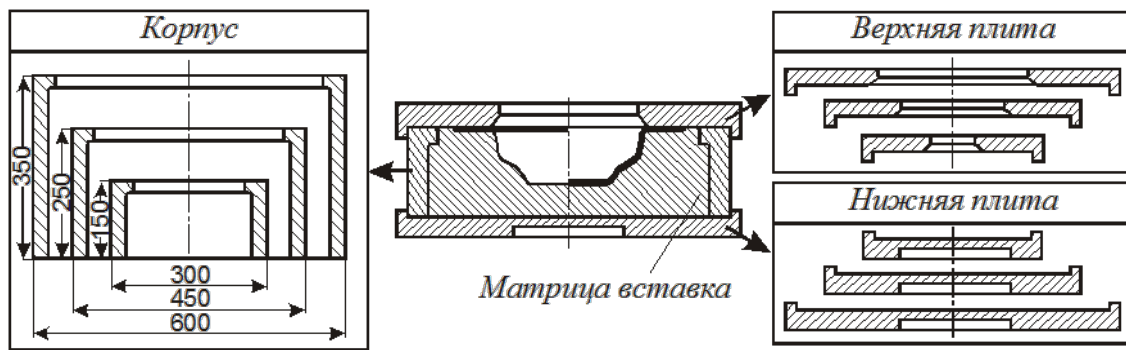


Рис. 1. Конструктивная схема переналаживаемой оснастки

Сменные матрицы позволяют повысить гибкость производства в случае изготовления небольших партий или при частой смене объекта производства, при чем использование легкоотвердевающих и легкообрабатываемых материалов, например, эпоксидных композиций для изготовления матриц экономически эффективнее, чем изготовление их из инструментальных сталей.

Изложение основного материала. Нами проведена работа по исследованию стойкости эпоксидных композиций при импульсном нагружении. На основе анализа разрушений пластмассовых матриц при импульсной штамповке установлено, что одной из основных причин является тепловая нагрузка, возникающая при соударении заготовки о полость матрицы, и, как следствие, быстрое усталостное старение материала матрицы.

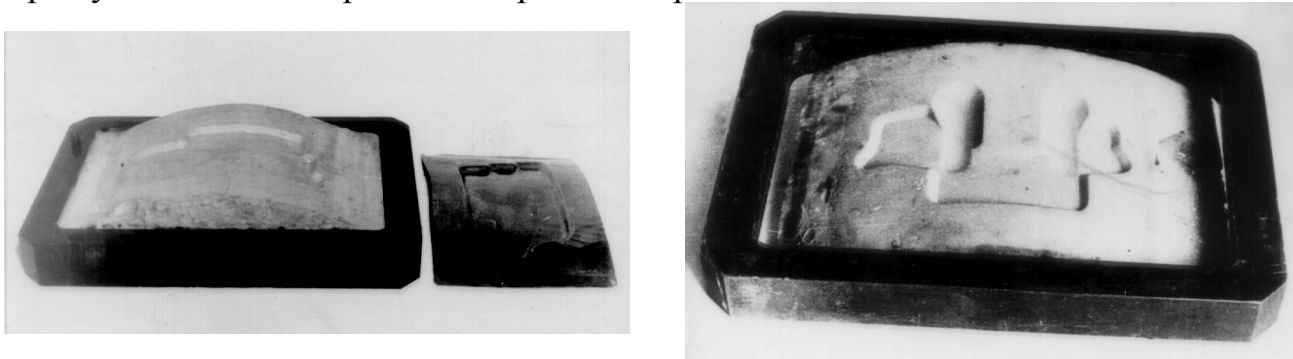


Рис. 2. Примеры сменных матриц с формообразующим элементом из пластмассы АСТ-Т

Таблица 1

Основные схемные решения переналаживаемой оснастки

Детали	Заготов-ка	Оснастка		Прижим	Эскиз детали	Характеристика деталей
		матрица	формблок			
Плоские	Плоская			Плоский стальной		Панели одинарной и двойной кривизны
Одинар-ной кривиз-ны	Плоская			Плоский стальной		Обтекатели, панели одинарной кривизны с мелкими рифтами
Двойной кривиз-ны	Плоская			Одинарной кривизны, пластмассовый		Обтекатели, панели одинарной кривизны с глубокими рифтами, коробочки, полусферы
Двойной кривиз-ны	Плоская			Плоский стальной		Обтекатели двойной кривизны, коробочки, полусферы
Двойной кривиз-ны	Одинар-ной кривизны			Одинарной кривизны, пластмассовый		Обтекатели двойной кривизны с мелкими рифтами
Двойной кривиз-ны	Двойной кривизны			Двойной кривизны, пластмассовый		Детали сложной формы двойной кривизны с глубокой формовкой и вытяжкой

Это обстоятельство потребовало проведения самостоятельных исследований по повышению стойкости полимерных матриц для пневмоударной листовой штамповки. Во избежание термических напряжений, которые являются источником микроразрушений в полимерном материале, в пластмассу предложено вводить теплопроводные наполнители или вещества, способные принимать на себя тепловую нагрузку. В качестве основы материала матриц были выбраны эпоксидные олигомеры в связи с их довольно удовлетворительными прочностными и хорошими технологическими свойствами.

Объектом исследования взята композиция холодного отверждения на основе эпоксидного олигомера ЭД-20, в качестве отвердителя использовали дицианэтилдиэтилентриамин в количестве 32,8 масс.ч. на 100 масс.ч. эпоксидного олигомера. Комплекс трехфтористого бора с анилином вводили в качестве ускорителя реакции отверждения. Помимо того, композиция содержала полимерный теплоаккумулятор в количестве 4-12 масс.ч. Используемый в составе теплоаккумулятор представляет собой смесь на основе низкомолекулярных полиэтиленов [4].

Прочностные свойства оценивали по ударной вязкости, пределу прочности при изгибе, линейной усадке и уровню внутренних напряжений. Все испытания и измерения внутренних напряжений проводили в соответствии с методикой, описанной в [5]. Введение теплоаккумулятора на основе смесей полимеров обеспечивало некоторую совместимость с основным полимером матрицы, поэтому использование традиционных теплоаккумуляторов на основе кристаллогидратов, нафталина нецелесообразно. Кроме того, в подобных теплоаккумулирующих системах возможно целенаправленное регулирование их свойств путем физической или химической модификации.

Для разработанных теплоаккумуляторов оценивали комплекс теплофизических свойств и воспроизводимость характеристик после многократных циклов плавление-кристаллизация (табл. 2).

Таблица 2

Изменение теплофизических свойств теплоаккумуляторов
в зависимости от количества циклов плавления *

Показатели	Количество циклов плавления					
	10	30	50	70	100	150
Температура плавления, °С	97	97	97	96	95	95
Теплота плавления, кДж/кг	210	210	210	205	203	202
Теплопроводность, Вт/м°С	0,28	0,28	0,28	0,28	0,27	0,26

* – данные представлены для состава: низкомолекулярный полиэтилен с молекулярной массой 4000 – 80%, низкомолекулярный полиэтилен с молекулярной массой 1300 – 20%.

Важным показателем для подобных составов является их стойкость к тепловым нагрузкам, которая оценивается методом дифференциального термического анализа по кривым потери массы. Результаты термогравиметрии показали, что

температура начала деструкции практически не изменяется в зависимости от состава теплоаккумулятора и равняется 180...187 °С.

Температура полной потери массы составляет 340 °С. Неизменность температуры начала деструкции от соотношения компонентов теплоаккумулятора обуславливается, по-видимому, одинаковой химической природой его компонентов. Неизменность этой температуры свидетельствует о том, что разработанные теплоаккумуляторы обладают достаточно хорошей термостабильностью, в то же время, изменяя соотношение компонентов в смеси низкомолекулярных полиэтиленов, можно получать составы с различными необходимыми теплофизическими свойствами.

При введении теплоаккумулирующих добавок в эпоксидный состав снижается и усредняется по объему тепловая нагрузка на макромолекулы полимера, вследствие чего повышается прочность при ударных нагрузках.

Результаты определения физико-механических испытаний эпоксидного компаунда в зависимости от количества введенного теплоаккумулятора представлены в табл. 3.

Таблица 3

Изменение физико-механических характеристик композиции в зависимости от количества теплоаккумулятора

Показатели	Количество теплоаккумулятора, масс.ч						
	4	5	6	7	8	10	12
Ударная вязкость, кДж/м ²	11,3	15,0	18,8	35,0	40,5	38,7	36,9
Разрушающее напряжение при изгибе, МПа	75,6	93,5	126,8	145,8	147	138	132
Внутреннее напряжение, МПа	1,9	1,5	1,2	1,08	0,92	0,80	0,70
Линейная усадка, %	0,5	0,47	0,43	0,40	0,37	0,32	0,30

Как видно из таблицы, зависимость прочностных характеристик носит экстремальный характер, что определяется процессами термодинамического взаимодействия компонентов композиции. Оптимальное количество вводимого теплоаккумулятора составляет 7...10 масс.ч.

Задача повышения прочности эпоксидных матриц для импульсной штамповки может решаться путем уменьшения тепловой нагрузки на полимер с помощью веществ, которые могли бы воспринимать эту нагрузку.

Полученные результаты исследований апробированы на модельной оснастке при пневмоударной штамповке жидкостью деталей типа полусферы и коробочки из материала X18H10T толщиной 1,0 мм. Стойкость матриц из ЭД-20 с введенным теплоаккумулятором увеличилась в 1,5 раза (35-45 деталей, полученных в одной матрице).

В целях повышения стойкости матриц (более 100 деталей) для импульсной штамповки большой практический интерес представляет оценка возможностей полиэфирных пресс-материалов – премиксов.

В качестве связующего исследован ненасыщенный полиэфир марки ПН-609-21М ОСТ 6-05-431-78. Армирующим наполнителем служило стекловолокно марки РБР-1042х60-3 (длина волокон – 5 мм). В состав композиций вводили тонкодисперсные наполнители – синтетический алюмосиликат (цеолит) общей формулы $Na_2O \cdot Al_2O_3 \cdot 2SiO_2 \cdot 4H_2O$ (размер частиц – 4...40 мкм) и каолин КР-3 ГОСТ 21286-82, а также смеси указанных наполнителей. В качестве инициатора отверждения использовали трет-бутилпербензоат (ТБПБ), двойную иницирующую систему (ТБПБ) ТУ 6-01-461-79 и перекись дикумида (ПДК) МРТУ 6-09-2193-65. Кроме указанных веществ, в состав композиций включены стеарат цинка (СЦ) и гидрофобная жидкость ПЭС-5. Композиции готовили путем механического смешивания компонентов. Образцы для испытаний и матрицы импульсной штамповки получены прессованием при удельном давлении 8 МПа и температуре формы 150 °С. Время выдержки составляло 30 с/мм толщины.

Наилучшие показатели ударной вязкости (36...38 кДж/м²) получены у композиций 1, 5, 7 (у эпоксидных композиций этот показатель составляет 5...30 кДж/м²) (табл. 4). Композиция 1 имеет меньшую по сравнению с композициями 5 и 7 плотность, что может быть объяснено повышенным содержанием связующего и ингибирующим действием большого количества воды, содержащейся в конституционной форме в синтетическом алюмосиликате. Наличие конституционной воды в наполнителе приводит к увеличению водопоглощения у композиции 1 (1,97% по сравнению с 1,19% у композиций 5 и 7).

При изготовлении матриц для пневмоударной штамповки выбраны композиции 5 и 7, обладающие по сравнению с остальными повышенными прочностными и эксплуатационными свойствами.

Как показали экспериментальные исследования, апробация на модельных и натуральных матрицах при импульсной штамповке изделий из стальных заготовок толщиной до 1 мм на пневмоударном оборудовании и электрогидроимпульсной установке, применение предложенных полиэфирных пресс-материалов для изготовления ряда деталей дает возможность по сравнению с эпоксидными и акриловыми композициями увеличить стойкость матриц до 60-80 штамповок на одном комплекте оснастки.

Эти результаты позволили рекомендовать к применению при пневмоударной штамповке акриловую полимермономерную пластмассу АСТ-Т и эпоксидно-диановый олигомер ЭД-20 холодного отверждения. Одновременно при значительных размерах матрицы для упрочнения композиционных материалов их необходимо армировать полиамидным волокном и стеклопластиковыми пластинами, а в случае сложнорельефных деталей выполнять последующую облицовку формирующей полости пластмассовой матрицы тонколистовым металлом (рис. 3).

Таблица 4

Состав и свойства полиэфирных пресс-материалов

Номер композиции	Состав композиции, масс. частей										Свойства композиций			
	Полиэфир	Цеолит	Каолин	ТБШВ	ПДК	Стекловолокно	ПЭС-5	СЦ	ρ , кг/м ³	σ_u , МПа	a , кДж/м ²	W_e , % (за 24 ч.)		
1	48	27,2	-	1	-	22	0,3	1,5	1565	76,9	36	1,97		
2*	48	27,2	-	1	-	22	0,3	1,5	1613	68,5	19	0,50		
3	45	-	30,3	0,9	-	22	0,3	1,5	1708	83,3	31	0,49		
4	45	15,15	15,15	0,9	-	22	0,3	1,5	1616	50,9	33	2,06		
5	44,1	15,15	15,15	0,9	0,9	22	0,3	1,5	1660	74,5	38	1,19		
6	44,1	212	9,1	0,9	0,9	22	0,3	1,5	1564	96,7	28	1,38		
7**	44,1	15,15	15,15	0,9	0,9	22	0,3	1,5	1616	84,0	38	1,19		
8***	48	27,2	-	1,0	-	22	0,3	1,5	1596	46,8	17	3,39		

Примечания: * – цеолит, дегидрированный при 150 °С в течение 2 ч; ** – поверхность цеолита модифицирована 1%-ным раствором триэтилминотитаната в бутаноле; *** – поверхность цеолита модифицирована 5%-ным раствором триэтилминотитаната в бутаноле

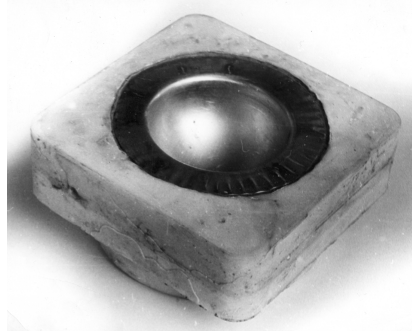


Рис. 3. Матрица из пластмассы АСТ-Т с металлической формующей полостью

По результатам исследований установлены приемлемые границы использования матриц из различных низкопрочных материалов (рис. 4).



Рис. 4. Максимальная (верхняя граница) и минимальная (нижняя граница) стойкость матриц из различных низкопрочных материалов при пневмоударной штамповке

Выводы:

1. Для обеспечения гибкости производства предложены основные конструктивные решения обратимой переналаживаемой оснастки, обеспечивающие существенное снижение материалоемкости, трудоемкости и цикла изготовления оснастки.

2. Установлена возможность варианта изготовления формообразующих матриц для импульсной штамповки деталей сложной формы на основе армированных пластических масс.

3. Определен и исследован механизм процессов, протекающих в материале матрицы из пластических масс. Установлено, что существенное влияние при ударных нагрузках оказывает разогрев полимера при соударении заготовки о матрицу и устойчивость ее к растрескиванию.

4. Установлено, что для эпоксидных композиций (ЭД-20) стойкость матриц может быть повышена за счет введения в ее основной состав теплоаккумулирующих полимерных добавок, а для полиэфирных пресс-материалов (премиксов

[ПН-609-21М]) – за счет применения в композиции тонкодисперсных армирующих наполнителей (цеолита и каолина).

5. Установлено, что при пневмоударной штамповке долговечность полиэфирных пресс-материалов выше долговечности эпоксидных и акриловых композиций (более 70 отштампованных деталей на одной оснастке).

Список литературы: 1. Жолткевич Н.Д., Денисов В.И., Мовшович И.Я. Универсально-сборные штампы и экономическая эффективность их применения // Кузнечно-штамповое производство. – 1980. - №12. – С. 47-49. 2. Мовшович И.Я. Научные основы для создания системы обратимых штампов для листоштамповочного производства: Дис. ... д-ра техн. наук. – Минск, 1985. – 385 с. 3. Чачин В.Н., Жолткевич Н.Д., Журавский А.Ю., Мовшович И.Я., Наумович Т.М., Петраковский В.С., Фролов Е.А. Ударная листовая штамповка. – М.: НТЦ «Информтехника», 1991. – 224 с. 4. Пивень А.Н., Гречаная Н.А. Теплофизические свойства полимерных материалов. – К.: Вища школа, 1976. – 180 с. 5. Галушко А.И. Внутренние напряжения в герметизирующих компаундах РЭА. – М.: Сов. радио, 1974. - 90 с.

УДК 621.979.134

ХОЛЯВИК О.В., асист., НТУУ “КПІ”, м. Київ

МОДЕЛЮВАННЯ ВИТЯГУВАННЯ ПРЯМОКУТНИХ КОРОБЧАТИХ ВИРОБІВ ГІДРОДИНАМІЧНИМ МЕТОДОМ “ОБЕРНЕНОГО” ПРОЦЕСУ¹

Розглянуто витягування порожнистих виробів, які не мають осової симетрії. Для моделювання процесу витягування використано пристрій для “зворотного” витягування. Пристрій дозволяє перевірити ефективність використання методу потенціалів при розрахунках оптимальної форми заготовки і проміжних переходів.

Ключові слова: витягування, коробчаті вироби, моделювання, “зворотнє” витягування, “обернений” процес, метод потенціалів, оптимальна форма заготовки, розрахунок заготовки, проміжні переходи, метод гідродинамічних аналогій.

Рассмотрена вытяжка пустотелых изделий, которые не имеют осевой симметрии. Для моделирования процесса вытяжки использовано устройство для “обратной” вытяжки. Устройство позволяет проверить эффективность использования метода потенциалов при расчетах оптимальной формы заготовки и промежуточных переходов.

Ключевые слова: вытяжка, коробчатые изделия, моделирование, “обратная” вытяжка, “обратный” процесс, метод потенциалов, оптимальная форма заготовки, расчет заготовки, промежуточные переходы, метод гидродинамических аналогий.

The extract of hollow products, which have no axial symmetry, is considered. For modeling process of an extract the most effective method of hydrodynamical analogies is chosen. The device allows to check up efficiency of use of a method of potentials at calculations of the optimum form of preparation and intermediate transitions.

Keywords: extraction, box-type wares, design, “reverse” extraction, “reverse” process, method of potentials, optimum form of preparation, calculation of preparation, intermediate transitions, method of hydrodynamical analogies.

¹ – робота виконана під керівництвом д.т.н. проф. Стеблюка В.І.

Вступ. Слід відзначити, що гідромеханічне моделювання, або як утвердилось у відповідній літературі, метод гідродинамічної аналогії (ГДА), широко застосовувалось у дослідженні процесів обробки металів тиском (ОМТ), як при розв'язку теоретичних задач (переважно), так і на практиці. Він виявився одним з найефективніших методів дослідження процесів ОМТ, що характеризуються великими зміщеннями і деформаціями елементів суцільного середовища. Суть його полягає в моделюванні процесів пластичної деформації течією ідеальної рідини або повільною течією в'язкої рідини [1].

В основі методу ГДА і його застосування до вивчення напружено-деформованого стану процесів ОМТ лежить формальна схожість залежності між девіаторами напружень і швидкостей деформацій течії в'язкої рідини та девіаторами напружень і швидкостей деформацій при пластичній течії металу.

Загальної методики побудови раціональної заготовки для виробів складної форми до нашого часу не існує, якщо не рахувати способу пробного витягування з послідуочим корегуванням. Рекомендації, що надаються у літературі [2, 3], по побудові конфігурації заготовок для виробів, які не являються тілами обертання, ґрунтуються на експериментальних дослідженнях та виробничій практиці. Ю.Н. Алексєєвим обґрунтований [4] напрямок реалізації методу гідродинамічних аналогій, а саме: метод швидкостей деформування. При цьому вихідним є поле швидкостей точок деформованого тіла. Воно може задаватись на основі аналізу технологічного процесу і повинно задовольняти граничним умовам.

З метою визначення поля швидкостей деформованого металу максимально наближеного до дійсного в процесах пресування, волочіння, прокатки з використанням методу гідродинамічних аналогій Г.Я. Гун запропонував визначати його параметри з використанням методу потенціалу швидкостей [5]. У вказаній монографії показано, що навіть перше наближення поля швидкостей потенціальним (безвихровим) полем швидкостей ідеальної рідини в багатьох випадках є достатньо точним для визначення дійсного поля швидкостей деформованого металу.

Ціль роботи. Метою даної роботи є перевірка адекватності визначення оптимального контуру заготовки для витягування порожнистих виробів типу прямокутних коробок методом гідродинамічної аналогії. Нами запропоновано розглядати “обернений” процес, що полягає у видавлюванні рідини із щілини, що має контури коробки в плані на площину-фланець і фіксації зовнішнього контуру, який створює видавлена рідина [6, 7, 8].

На Рис. 1. показані результати “зворотного” витягування при різній глибині умовної коробчатої деталі прямокутної форми з розмірами у плані 72x36 мм. На Рис. 1.а. показаний контур “заготовки” поблизу кутового заокруглення при “глибині” прямокутної коробчатої деталі 22 мм. Звертає на себе увагу, що ширина фланця на бісектрисі кута менше ширини фланця проти прямолінійної частини контуру. Різниця досягає 17 мм. Для більшої “глибини” ця різниця поступово зменшується. На Рис. 1.г. при “глибині” 40 мм вона складає вже 16 мм. При “глибині” 72 мм ця різниця практично зникає і контур умовної заготовки приймає форму близьку до овалу для прямокутної коробки.

Продовження Рис. 1.

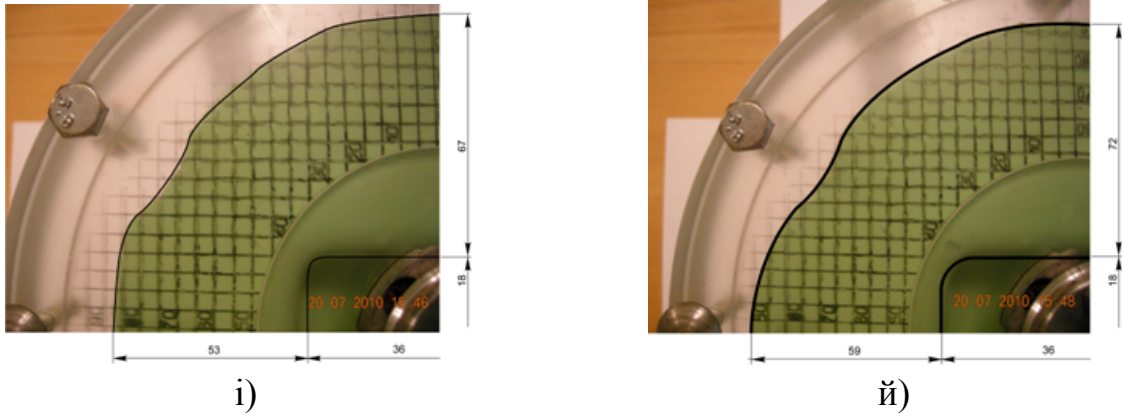


Рис. 1. Результати “зворотного” витягування при різній глибині умовної коробчатої деталі прямокутної форми з розмірами у плані 72x36 мм.

На Рис. 2. показані контури заготовок, отримані за допомогою “зворотного” моделювання, для умовної коробчатої деталі прямокутної форми з розмірами у плані 72x36 мм, що накладені на одну систему координат. На ньому можна помітити динаміку виходу ідеальної пластичної нестисканої рідини у зазор між верхньою і нижньою плитою установки для “зворотного” витягування. Так на початкових стадіях моделювання спостерігається “відставання” виходу моделюючої речовини у місцях кутових заокруглень, що пояснюється нерівномірним НДС станом саме у цих ділянках коробчатої деталі. Крім того, на початкових етапах моделювання можна зафіксувати досить помітні прямолінійні ділянки контуру отриманої заготовки, що узгоджується з думкою щодо наявності пружної ділянки навпроти прямолінійної ділянки контуру матриці в плані. Також на рисунку видно, що поступово контури оптимальних заготовок вирівнюються по всьому периметру і перетворюються у заготовку наближену до овалу для прямокутної коробчатої деталі (Рис. 2.).

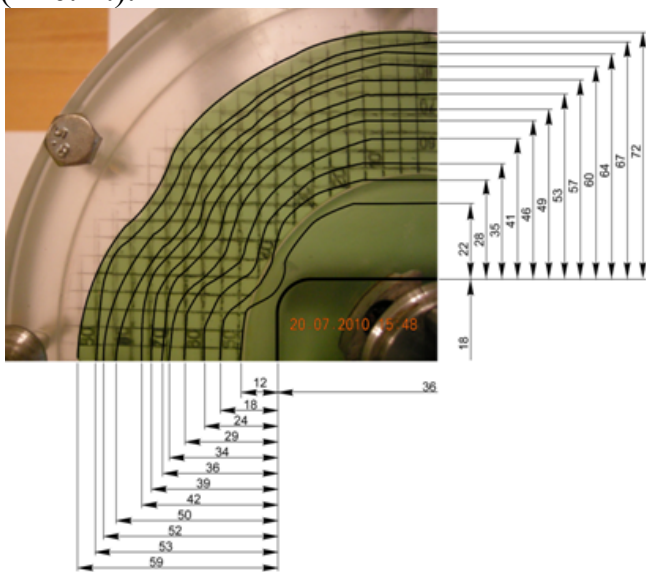


Рис. 2. Результати “зворотнього” витягування при різній глибині умовної коробчатої деталі прямокутної форми з розмірами у плані 72x36 мм.

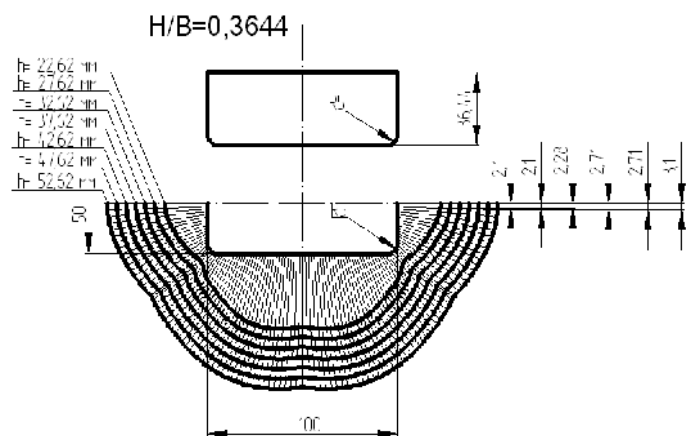


Рис. 3. Сімейство екіпотенціалей і ліній току (контурів раціональних заготовок) отримані за допомогою методу ліній ковзання [1].

На Рис. 3. показано сімейство еквіпотенціалей (контурів раціональних заготовок) з їх координатами та ортогональних до них ліній току, розрахованими з рівняння еквіпотенціальних ліній, що виходять із заданих початкових точок для прямокутних коробчатих деталей різної висоти. Розрахунки і побудова виконані комп'ютерними методами по розробленій нами програмі.

Висновки. Одним із напрямків визначення раціональних розмірів і форми заготовок, на наш погляд, може стати гідродинамічне моделювання “оберненого” процесу витягування. Тому пропонується новий підхід вирішення вказаних задач з використанням ГДА, який дозволяє одержати поле швидкостей з урахуванням жорстких зон. Суть методу полягає в тому, що розглядається “обернений” процес витягування, який моделюється витіканням ідеальної рідини із заданою на контурі деталі та границях жорстких зон нормальною компонентою швидкості. На основі проведеного аналогового моделювання можна зробити висновок, що результати його проведення є цілком адекватними і практично співпадають з результатами, що отримані графоаналітичним методом ліній ковзання для розрахунку форми та розмірів заготовок та проміжних переходів для витягування коробчатих виробів прямокутних у плані [9]. На підставі одержаних результатів були створені комп'ютерні програми визначення раціональної форми заготовки та проміжних переходів при витягуванні прямокутних коробчатих виробів.

Список літератури: 1. Губкин С.И., Пластическая деформация металлов, Металлургиздат, М:1961г. 2. Романовский В.П., Справочник по холодной штамповке, - Л: Машиностроение, 1979. 3. Вайнтрауб Д.А., Технологические расчеты при вытяжке высоких прямоугольных деталей. - Л: Ленинградский дом научно-технической пропаганды, 1969. 4. Алексеев Ю.Н., Введение в теорию обработки металлов давлением. - Харьков: Издательство ХГУ, 1969. - 107 с. 5. Гун Т.Я., Пластическое формоизменение металлов; Гун Т.Я., Полухин П.И., Полухин В.П. та ін. - М.: Издательство «Металлургия», 1968. - 420 с. 6. Устройство для определения формы и размеров заготовки для вытяжки деталей сложной формы: А.с. 1449189. СССР. В.И. Стеблюк, И.А. Олешко, И.Н. Сушко, В.Г. Мысник, П.С. Вишневский, И.Л. Семеренко - №4211150/25-27, Заявл. 04.01.87, Опубл. 07.01.89р., Бюл. №1. - 3с.:ил. 7. №14709 Україна. Пристрій для визначення форми і розмірів заготовки для витяжки деталей складної форми: №14709 Україна, МПК В21D 22/20. О.В. Холявік, В.І. Стеблюк, М.С. Тривайло, П.С. Вишневський, С.М. Добровлянський, І.П. Азарх; НТУУ “КПІ”. - Заявл. 25.12.2007, Опубл. 29.01.2008 - 4 с. 8. Вишневський П.С., Експериментальна установка для моделювання процесу витягування із листового металу порожнистих виробів коробчастої форми; Вишневський П.С., Добровлянський С.М., Холявік О.В.; Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні. Тематичний збірник наукових праць, Краматорськ, 2007 – 538 с. 9. “Основы теории обработки металлов давлением”, под редакцией М.В. Сторожева, - М: МАШГИЗ, 1959.

СОДЕРЖАНИЕ

Серета Б.П., Тумко А.Н., Коваленко А.К.	3
Автоматизированное проектирование последовательности кантовок, коэффициента напряженного состояния по калибрам и величины обжатий в каждом проходе на блюминге	
Огинский И. К.	9
Экспериментальные исследования объемного течения металла при прокатке	
Андреев В.В., Головки А.Н., Бондаренко О.В.	14
Экспериментальное исследование прокатываемости алюминиевого сплава системы AL-MG-SC	
Плеснецов Ю.А., Горобей Н.Р., Коворотный Т.Л.	19
Теоретический анализ параметров прокатки профилей с поперечным периодическим ребрением	
Капланов В. И., Коренко М.Г., Староста Н.В.	28
Энергоэффективный процесс получения плющенных лент в условиях мелкосортных станов	
Кириенко А. А.	33
Распределение энергии при прокатке	
Чумаков В.П.	36
Совершенствование процесса прокатки в дуо реверсивной клетки	
Тришевский О.И., Салтавец Н.В.	41
Экспериментальные исследования зависимости коэффициента теплопередачи от толщины окалины в системе полоса-валок	
Гридин А.Ю.	48
Экспериментальный метод определения длины зоны деформации при непрерывной валковой разливке-прокатке	

Капланов В.И., Присяжный А.Г.	59
Комплексная математическая модель работы сил контактного трения при холодной прокатке тонких полос	
Маковой В. А., Бородий Ю. П., Проценко П. Ю.	64
Напряженно-деформированное состояние винтоподобных труб при профилировании	
Анисимова Е.А., Локотунина Н.М., Шемшурова Н.Г.	70
Разработка новой конфигурации профилей высокой жесткости на основе методики оценки эксплуатационных свойств	
Тришевский О.И., Плеснецов С.Ю.	73
Анализ современного состояния производства специальных гнутых профилей с элементами изгиба металла на 180° в Украине	
Урмацких А.В., Шемшурова Н.Г.	81
Разработка технологии производства гнутых профилей с гофрами замкнутой формы	
Ю.О. Плеснецов, О.С. Забара, Т.Л. Коворотний, М.С. Любімов	85
Аналіз напруженого деформованого стану металу при валковому формуванні гнутих профілів замкнутого перетину	
В.В. Себко	93
Оценка достоверности контроля, при реализации многопараметрового вихретокового метода контроля параметров плоских изделий	
Аленина М.Н., Митюшкин А.А., Шемшурова Н.Г.	101
Реализация методов «бережливого производства» в ОАО «ММК-МЕТИЗ»	
В.А. Харитонов, М.В. Зарецкий, Л.М. Зарецкий	106
Решение задачи устойчивого позиционирования проволок в неполном слое повива путем расчета и применения рациональных параметров их преформации	

Грушко О.В., Молодецька Т.І.	113
Технологічний паспорт матеріалу для процесів поверхневого зміцнення заготовок	
М.А. Голованова, М.К. Князев, Д.Н. Ткаченко	118
Экономическая эффективность технологических решений при электрогидроимпульсной штамповке в условиях неопределенности	
Е.А. Кузьменко, В.И. Кузьменко, В.А. Борисовская	124
Комплексный подход к разработке технологических процессов изготовления деталей холодной объёмной штамповки с учётом качества заготовок	
Д.А. Яхно, М.К. Князев, А.М. Мунгиев, А.В. Бобрицкий	130
Разработка энергосберегающей технологии изготовления глубоких листовых деталей при мелкосерийном производстве	
Фролов Е.А., Корнеев С.В., Голилко В.С	136
Переналаживаемая штамповая оснастка для формообразующих операций процессов импульсной штамповки листовых деталей	
Холявік О.В.	144
Моделювання витягування прямокутних коробчатих виробів гідродинамічним методом “оберненого” процесу	

Наукове видання

**ВІСНИК НАЦІОНАЛЬНОГО ТЕХНІЧНОГО
УНІВЕРСИТЕТУ "ХПІ"**

Збірник наукових праць

Тематичний випуск

"Нові рішення в сучасних технологіях"

Випуск №42

Технічний редактор Т.Л. Коворотний

Відповідальний за випуск В.М. Луньова

Обл.-вид. №163-10

Підписано до друку 05.11.2010. Формат 60x84/16 Папір офсетний.
Друк різнографічний. Ум.-друк. арк. 8. Зам. № 42

Надруковано у видавництві "Технологічний центр".
61145 Харків, вул. Новгородська 3а
Тел./факс (057) 750-89-90