

МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ
Національний технічний університет
«Харківський політехнічний інститут»

ВІСНИК
НАЦІОНАЛЬНОГО ТЕХНІЧНОГО УНІВЕРСИТЕТУ
«ХПІ»

*Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки
матеріалів у машинобудуванні та металургії*

№ 48 (1167) 2015

Збірник наукових праць

Видання засновано у 1961 році

Харків
НТУ «ХПІ» 2015

Вісник Національного технічного університету «ХПІ»

Збірник наукових праць. Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2015. – № 48 (1167) – 57 с.

Державне видання

Свідоцтво Держкомітету з інформаційної політики України

КВ № 5256 від 2 липня 2001 року

Збірник виходить українською та російською мовами.

Вісник Національного технічного університету «ХПІ». внесено до «Переліку наукових Фахових видань України, в яких можуть публікуватися результати дисертаційних робіт на здобуття наукових ступенів доктора і кандидата наук», затвердженого постановою президії ВАК «України від 26 травня 2010 р. №1 – 05/4. (Бюлетень ВАК України №6, 2010 р. стор. 3 № 20)

Координаційна рада:

Л. Л. Товажнянський, д-р техн. наук, проф. (**голова**)

К. О. Горбунов, канд. техн. наук, доц. (**секретар**)

А. П. Марченко, д-р техн. наук, проф.; Є. І. Сокол, чл. -кор. НАНУ, д-р техн. наук, проф.; Є. Є. Александров, д-р техн. наук, проф.; А. В. Бойко, д-р техн. наук, проф.; Ф. Ф. Гладкий, д-р техн. наук, проф.; М. Д. Годлевський, д-р техн. наук, проф.; А. І. Грабченко, д-р техн. наук, проф.; В. Г. Данько, д-р техн. наук, проф.; В. Д. Дмитриєнко, д-р техн. наук, проф.; І. Ф. Домнін, д-р техн. наук, проф.; В. В. Єпіфанов, канд. техн. наук, проф.; Ю. І. Зайцев, канд. техн. наук, проф.; П. О. Качанов, д-р техн. наук, проф.; В. Б. Клепиков, д-р техн. наук, проф.; С. І. Кондрашов, д-р техн. наук, проф.; В. М. Кошельник, д-р техн. наук, проф.; В. І. Кравченко, д-р техн. наук, проф.; Г. В. Лісачук, д-р техн. наук, проф.; О. К. Морачковський, д-р техн. наук, проф.; В. І. Николаєнко, канд. іст. наук, проф.; П. Г. Перерва, д-р екон. наук, проф.; В. А. Пуляєв, д-р техн. наук, проф.; М. І. Рищенко, д-р техн. наук, проф.; В. Б. Самородов, д-р техн. наук, проф.; Г. М. Сучков, д-р техн. наук, проф.; М. А. Ткачук, д-р техн. наук, проф.; Ю. В. Тимофєєв, д-р техн. наук, проф.

Редакційна колегія серії:

Відповідальний редактор: А. П. Марченко, д-р техн. наук, проф.

Заступник відповідального редактора: Ю. О. Плєснецов, канд. техн. наук, ст.н.с.

Відповідальний секретар: В. М. Левченко, канд. тех. наук, доц.

Члени редколегії: І. С. Алієв, д-р техн. наук, проф., Г. А. Баглюк, д-р техн. наук, проф.; Бар Рюдигер, д-р техн. наук, проф.; О. М. Головка, д-р техн. наук, проф.; В. В. Драгобецький, д-р техн. наук, проф.; С. В. Єршов, д-р техн. наук, проф.; В. Л. Калюжний, д-р техн. наук, проф.; В. К. Лобанов, д-р техн. наук, проф.; М. Є. Тараненко, д-р техн. наук, проф.; Є. М. Смирнов, д-р техн. наук, проф.; Г. М. Сучков, д-р техн. наук, проф.; В. А. Тітов, д-р техн. наук, проф.; О. І. Тришевський, д-р техн. наук, проф.; С. В. Федоров, д-р техн. наук, проф.; Є. А. Фролов, д-р техн. наук, проф.; В. Хомберг, д-р техн. наук, проф.; В. В. Чигиринський, д-р техн. наук, проф.

Рекомендовано до друку вченою радою НТУ «ХПІ»

Протокол № 9 від 31 жовтня 2015 р.

MINISTRY OF EDUCATION AND SCIENCE OF UKRAINE
NATIONAL TECHNICAL UNIVERSITY
«KHARKIV POLYTECHNIC INSTITUTE»

BULLETIN
OF
THE NATIONAL TECHNICAL UNIVERSITY
«KHARKIV POLYTECHNIC INSTITUTE»

*Series: Innovative technologies and equipment handling
materials in mechanical engineering and metallurgy*

No 48 (1167) 2015

Collected Works

The publication was founded in 1961

Kharkiv
NTU "KhPI" 2015

Collected Works. Series: Innovative technologies and equipment handling materials in mechanical engineering and metallurgy. – Kharkov: NTU "KhPI". – 2015. – No 48 (1167) – 57 p.

State Edition

Certificate of State Committee of Ukraine for Information Policy

KB No 5256 from July 2, 2001

The collection is published in Ukrainian and Russian.

Bulletin of the National Technical University "KhPI" included in the "List of scientific professional editions of Ukraine", which can be published results of dissertations for the degree of doctor and candidate of sciences, approved by order of the (MES of Ukraine) of 26 May 2010 r. No1 – 05/4. (Bulletin of HAC of Ukraine #6, 2010, p. 3 No 20)

Coordinating Council:

L.L. Tovazhnyansky, Dr. of Sciences, professor. (head)

K.A. Gorbunov, PhD. (secretary)

A.P. Marchenko, Dr. of Sciences, professor; E.I. Sokol, correspondent-member of National Academy of Sciences, Dr. of Sciences, professor.; E.E. Aleksandrov, Dr. of Sciences, professor.; A. Boyko, Dr. of Sciences, professor; F.F. Gladkiy, Dr. of Sciences, professor.; Godlevskiy M.D., Dr. of Sciences, professor.; A.I. Grabchenko, Dr. of Sciences, professor; V.G. Danko, Dr. of Sciences, professor; V.D. Dmytryenko, Dr. of Sciences, professor; J.F. Domnina, Dr. of Sciences, professor.; V. Epifanov, PhD., professor.; Y.I. Zaitsev, PhD., professor.; P. Kachanov, Dr. of Sciences, professor.; Klepikov V.B., Dr. of Sciences, professor.; S. Kondrashov, Dr. of Sciences, professor.; V.M. Koshelnyk, Dr. of Sciences, professor.; V. Kravchenko, Dr. of Sciences, professor.; G.V. Lisachuk, Dr. of Sciences, professor.; O.K. Morachkovskiy, Dr. of Sciences, professor.; V. Nikolaenko, PhD., Prof.; P.G. Pererva, Dr. of Sciences, professor.; V.A. Pulyaev, Dr. of Sciences, professor.; M.I. Rischenko, Dr. of Sciences, professor.; V.B. Samorodov, Dr. of Sciences, professor.; G.M. Suchkov, Dr. of Sciences, professor.; M.A. Tkachuk, Dr. of Sciences, professor.; V. Timofeev, Dr. of Sciences, professor.

The editorial board of the series:

Editor: A.P. Marchenko, Dr. of Sciences, professor.

Deputy managing editor: Y.O. Plesnetsov, PhD., senior scientist

Secretary: V.N. Levchenko, PhD., Sciences Assoc.

Members of the Editorial Board: I.S. Aliyev, Dr. of Sciences, prof., G.A. Bahlyuk, Dr. of Sciences, professor.; Bar Ryudyher, Dr. of Sciences, professor.; A. Golovko, Dr. of Sciences, professor.; Drahobetsky V., Dr. of Sciences, professor.; SV Ershov Dr. of Sciences, professor.; B. JI. Kalyuzhny, Dr. of Sciences, professor.; N.E. Taranenko, Dr. of Sciences, professor.; E.M. Smirnov, Dr. of Sciences, professor.; G.M. Suchkov, Dr. of Sciences, professor.; V.A. Titov, Dr. of Sciences, professor.; O.I. Trishevsky, Dr. of Sciences, professor.; S.V. Fedorov, Dr. of Sciences, professor.; E.A. Frolov, Dr. of Sciences, professor.; Homberh V., Dr. of Sciences, professor.; V. Chigirinsky, Dr. of Sciences professor.

Recommended for publication by the Academic Council of NTU "KhPI"

Protocol No 9 from October 31, 2015

С. В. ЕРШОВ, С. Н. МЕЛЬНИК, Е. А. КРАВЧЕНКО

ИССЛЕДОВАНИЕ ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ МЕТАЛЛА ПРИ ПРОКАТКЕ ШВЕЛЛЕРА В РАЗВЕРНУТОМ КАЛИБРЕ

Фланцевые профили широко применяются в промышленности. Многие вопросы, связанные с течением металла в калибре при прокатке фланцевых профилей, недостаточно изучены. На сегодня для решения задач ОМД широко применяются методы компьютерного моделирования. Статья содержит результаты сопоставления данных экспериментального и теоретического исследования формоизменения металла при прокатке швеллера в развернутом калибре на лабораторном стане 200. Показаны особенности изменения деформированного состояния металла по длине всего реального очага деформации.

Ключевые слова: деформация, швеллер, фланцы, развернутый калибр, формоизменение, моделирование.

Введение. На сегодняшний день в мире наблюдается тенденция увеличения выпуска фасонных профилей. Среди них важное место занимают фланцевые профили проката – рельсы, двутавровые балки, швеллеры и др. Они имеют сложную геометрическую форму, сочетающую в себе выступающие элементы поперечного сечения (фланцы), примыкающие друг к другу чаще всего под углом 90° . Особенность этих профилей в том, что их невозможно получить путем применения равномерных обжатий раската, а неизбежная неравномерность деформации приводит к сложному напряженно-деформированному состоянию металла.

Анализ последних исследований и литературы. Большой вклад в развитие и становление основ теории прокатки и калибровки прокатных валков внесен трудами В. Е. Грум-Гржимайло, А. П. Виноградова, А. П. Чекмарева, Д. И. Старченко, И. Я. Тарновского, Б. М. Илюковича, В. С. Смирнова, П. И. Полухина, Н. В. Литовченко и другими.

Исследования формоизменения и напряженно-деформированного состояния металла при прокатке швеллеров и других П-образных профилей проводились разными учеными [1–4]. Большая часть из них носит экспериментальный характер, посвящена изучению общих закономерностей и получению формул для расчета формоизменения металла.

Однако многие вопросы на сегодняшний день остаются недостаточно изученными. Расчет калибровок швеллеров и других фланцевых профилей весьма сложен. Для поиска оптимального решения проводится анализ большого числа возможных вариантов. Непрерывное возрастание требований к качеству готовой продукции заставляет искать пути совершенствования калибровки валков и улучшения технологии прокатки, что невозможно без учета реального напряженно-деформированного состояния металла в очаге деформации.

Сегодня эффективным инструментом для решения важных задач обработки металлов давлением стали компьютерные технологии. Выводы теоретических исследований успешно реализуют при разработке оптимальных режимов

деформации, конструировании оборудования и проектировании калибровок прокатных валков.

Важное место в проведении этих исследований занимают программные комплексы, созданные на базе метода конечных элементов (МКЭ) [5]. Их использование позволяет снизить затраты, связанные с созданием новых технологических процессов и оборудования с целью их последующей реализации в условиях промышленных предприятий. Конечно-элементные модели помогают в разработке новых и оптимизации используемых технологий прокатки и калибровок валков. Их применение позволяет с высокой точностью уже на стадии проектирования технологии сделать прогноз о ресурсо- и энергосберегающем эффекте от ее внедрения [6]. Еще одно важное преимущество – решение трудоемких задач исследования напряженно-деформированного состояния методами численного моделирования не требует проведения ресурсоемких и затратных экспериментов.

В области ОМД применяется ряд универсальных программных пакетов, которые позволяют определять энергосиловые параметры прокатки, формоизменение металла, поля деформаций и напряжений и т. д. Наиболее известные программы – ANSYS, LS-DYNA, DEFORM, QFORM, NASTRAN.

В связи со сказанным выше существует необходимость проведения ряда теоретических исследований деформированного и напряженного состояния при прокатке фланцевых профилей, получение математических зависимостей, которые учитывают весь комплекс факторов очага деформации для схем производства, реально используемых при прокатке.

Цель исследования, постановка проблемы.

Целью данной работы является: изучение течения металла по всей длине очага деформации во время прокатки; сопоставление экспериментальных и теоретических картин деформированного состояния металла при прокатке швеллера в развернутом калибре.

Материалы исследований. В работе [7] изложены опытные данные исследования формоизменения металла при прокатке швеллеров в калибрах развернутой формы на стане 200.

Матеріал прокатуваних образців – свинець. Експеримент проводився з використанням методу координатних сіток. На рис. 1 приведена використовувана схема поперечного сечення очага деформації. Оскільки очаг деформації

симметричний відносно вертикальної осі, то розглядаємо тільки його половину. Дані по формозміненню для п'яти образців приведені в табл. 1

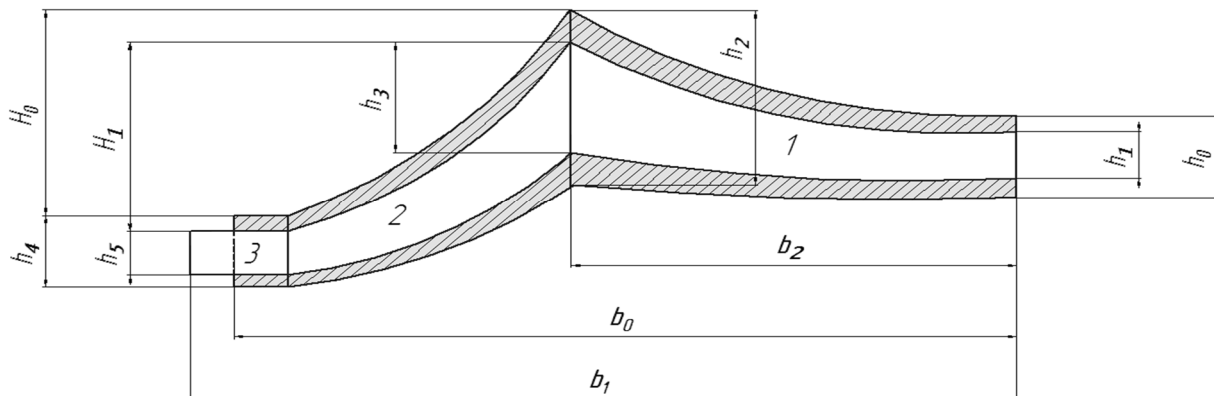


Рис. 1 – Поперечне сечення очага деформації в розвернутих калібрах при прокатці швеллерів

Таблиця 1 – Експериментальні дані по формозміненню при прокатці швеллерів в чорнових розвернутих калібрах

№ обр.	Размер образца, мм									F ₀ , мм ²	λ _э
	2b ₀	h ₀	h ₂	h ₄	H ₁	2b ₁	h ₁	h ₃	h ₅		
1	94,7	16,67	16,67	16,67	10	96,1	12,2	12,2	12,2	1577,8	1,355
2	95,5	15,9	15,9	15,9	10	96,1	14,4	14,4	14,4	1510,1	1,086
3	100,3	16,8	16,8	16,8	10	101	11,9	11,9	11,9	1682,8	1,392
4	97,65	14,8	14,8	14,8	10	98,7	13,2	13,2	13,2	1446,7	1,115
5	92,9	14,7	14,7	14,7	10	94,5	11,9	11,9	11,9	1364,4	1,238

Дані експериментального дослідження прокатки швеллерів в розвернутих калібрах були промодельовані при допомозі програмного пакета *ESV Deform*, який дозволяє розраховувати параметри деформованого стану металу методом кінцевих елементів. При цьому для побудови сітки в якості кінцевих елементів можуть бути використані прямокутні призми або тетраедри. Загальна методика моделювання наведено в роботі [8].

Для теоретичного моделювання для порівняння з даними роботи [7] вибрані наступні початкові дані: була використана прямокутна сітка, при цьому довжина кожної сторони прямокутника складала 1,3 мм; тип кінцевих елементів – прямокутна призма з 8 вузлами; діаметри валків по буртам – 200 мм; швидкість прокатки – 0,5 м/с; температура прокатки – 24°C. Розв'язок виконувався за методом штрафних функцій. На початковому етапі прийнято рівномірне розподілення температури по очагу деформації.

Результати дослідження. Порівняємо дані експерименту і теоретичного розрахунку. Визначимо похибку для ширини раската за наступною формулою:

$$\varepsilon_B = \frac{2b_{1э} - 2b_{1т}}{2b_{1э}} \cdot 100\%, \quad (1)$$

де $2b_{1э}$, $2b_{1т}$ – загальна ширина раската за даними, отриманими експериментально і теоретично, мм.

Далі визначимо коефіцієнт витяжки теоретичного розрахунку за формулою:

$$\lambda_T = \frac{F_0}{F_1}, \quad (2)$$

де F_0 , F_1 – площа поперечного сечення раската до і після прокатки, мм².

Значення площей визначали за допомогою програми *КОМПАС – 3D*.

Похибку коефіцієнта витяжки визначали за формулою:

$$\varepsilon_\lambda = \frac{\lambda_\varepsilon - \lambda_T}{\lambda_\varepsilon - 1} \cdot 100\%. \quad (3)$$

Отримані розрахункові значення занесені в табл. 2. Порівняння величини ширини раската, отриманої для кожного з образців в результаті експериментального і теоретичного дослідження (табл. 2), показали, що найбільша похибка

расчета не превышает 2% и наблюдается по ширине третьего образца. Наименьшая погрешность 0,1% – по ширине четвертого свинцового образца. По вытяжке наибольшая величина погрешности

наблюдается для второго образца – 24,9%, наименьшая – 0,8% для третьего. Высокая степень совпадения по геометрии профиля свидетельствует об адекватности теоретической модели.

Таблица 2 – Сопоставление экспериментальных и теоретических данных

№ обр.	$2b_{1Э}$, мм	$2b_{1Т}$, мм	ϵ_b , %	$\lambda_{Э}$	F_1 , мм ²	λ_T	ϵ_{λ} , %	λ_P [7]	$\epsilon_{\lambda P}$, %
1	96,1	97,0	-0,9	1,355	1169,4	1,349	0,4	1,36	2,5
2	96,1	95,7	0,5	1,086	1355	1,114	-2,6	1,096	11,7
3	101	103,0	-1,9	1,392	1206,3	1,395	-0,2	0,367	2,1
4	98,7	98,8	-0,1	1,115	1298,8	1,114	0,1	0,113	8,6
5	94,5	95,3	-0,9	1,238	1111,3	1,228	0,8	1,222	-3,9
						Σ	6,56		5,76

В табл. 2 под λ_P записано значение коэффициента вытяжки, полученного авторами работы [7] в результате теоретического расчета. $\epsilon_{\lambda P}$ – погрешность коэффициента вытяжки для теоретического расчета в работе [7] по сравнению с экспериментальными данными. Как видим, суммарная погрешность коэффициента вытяжки теоретического расчета Σ в работе [7] почти на 1% ниже полученной при моделировании с помощью метода конечных элементов. Это можно объяснить лучшим учетом условий несжимаемости.

Ранее программный пакет ESV Deform уже применялся для расчета напряженно-деформированного состояния швеллеров при прокатке в развернутых калибрах.

Математическое моделирование было выполнено для прокатки в промышленных условиях.

На стане 350 ПАО «ДМКД» были отобраны недокаты швеллера, прокатанные в развернутых калибрах. С помощью профилографа вычерчены поперечные сечения раската по длине очага деформации. На основании полученных данных вычислялись коэффициент вытяжки по элементам раската и коэффициент уширения. Полученные данные по формоизменению швеллерной стали сравнивались с результатом теоретического моделирования. Подробная методика проведения исследований и полученные результаты для одного из раскатов изложены в работе [9]. На рис. 2 представлены фото двух недокатов и поперечные сечения раската, полученные в результате теоретического расчета, выполненного в программе ESV Deform. Для моделирования промышленной прокатки была использована тетраэдральная сетка.

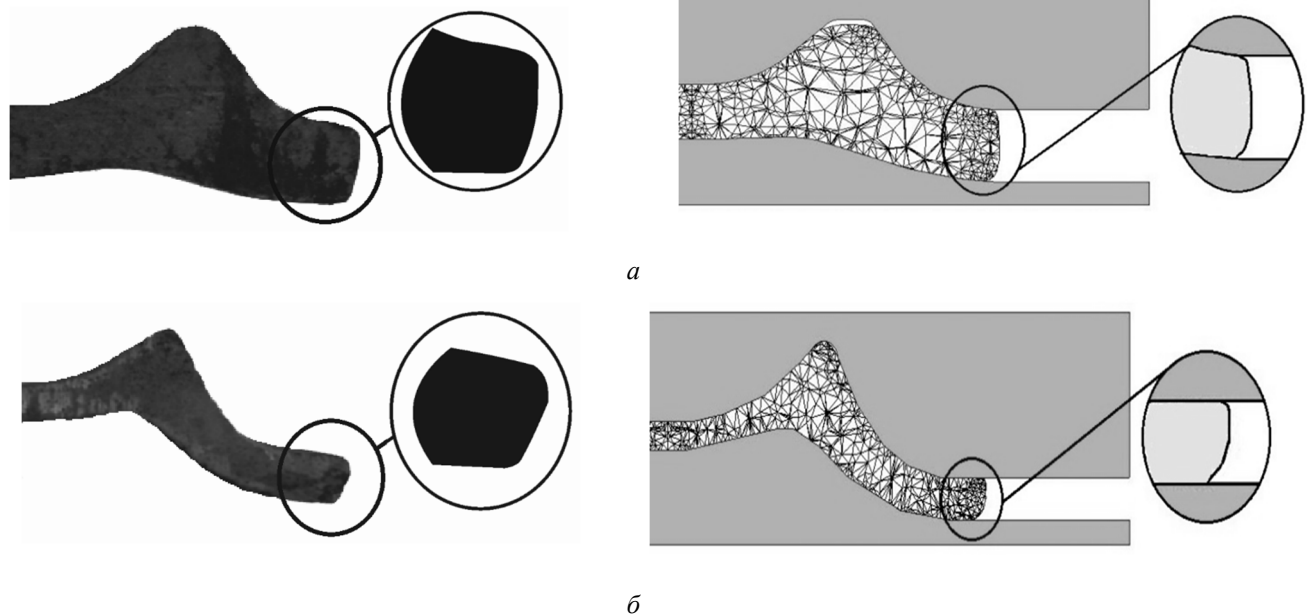


Рис. 2 – Фото и поперечное сечение раскатов при моделировании: а – для первого и б – второго недокатов

Сопоставление показало высокую точность расчета формоизменения металла. Как видим, даже форма фланцев на концах при прокатке в открытом калибре идентична той, которая была получена в

производственных условиях. Такая точность позволяет выявить многие тонкости процессов, происходящих в очаге деформации. Знание точной формы концов фланцев раската особенно важно для

разработки правильной формы и размеров контрольного калибра. Если форма фланцев рассчитана неточно и приводит к повышенному обжатию в закрытой части ручья, то, как правило, это влечет за собой повышенный износ контрольного калибра. Если контрольный калибр будет недостаточно обжимать фланцы, то высота полок на готовом профиле может выходить за пределы допусков – это брак. Также известно, что даже незначительные изменения формы раската, вызванные течением металла в калибре, могут сильно повлиять на напряженное состояние. Сравнение ширины недоката и конечной ширины при моделировании показало, что погрешность расчета для недоката на рис. 3, а составляет 0,8%, а для недоката на рис. 3, б – 1,5%.

Можно сделать вывод, что данные, полученные путем сравнения экспериментальных и промышленных прокаток с результатами математического моделирования, свидетельствуют о возможности использования теоретической модели для расчетов формоизменения и напряженного состояния швеллеров при их прокатке в развернутых калибрах. Это дает возможность по результатам теоретического расчета проанализировать поэтапно течение металла и деформированное состояние металла в очаге деформации.

Для выполнения анализа деформированного состояния металла выбираем четвертый образец, как образец с наименьшим значением погрешности (см. табл. 2). В результате расчета с использованием программного пакета ESV Deform был получен

трехмерный очаг деформации с внешними зонами. Для анализа были выбраны сечения в трех плоскостях – в момент касания полосы с валками, в середине и на выходе из очага деформации.

Результаты расчета в программе представлены в виде разноцветных полей, где разные цвета соответствуют определенным значениям скорости или напряжения. Для удобства визуального восприятия полученные поля были обработаны в программе КОМПАС – 3D (рис. 3–5).

Как показывают полученные поля, при прокатке в развернутом калибре имеет место выраженная неравномерность деформации. Течение металла по величине и направлению отличается в различных элементах раската. В плоскости входа в очаг деформации (рис. 3) контакт металла с нижним валком происходит раньше, чем с верхним. Этим объясняется то, что на участке стенки под действием обжатия со стороны нижнего ручья металл перетекает в ее верхнюю часть. Под действием сил нормального давления металл фланцев течет в направлении наименьшего сопротивления в сторону уширения, поскольку открытая форма калибра способствует свободному уширению раската.

Наибольшие значения скоростей продольного и поперечного перемещения металла наблюдаются по фланцам раската, постепенно уменьшаясь ближе к стенке. В высотном направлении более интенсивное перемещение происходит по стенке раската, где металл перетекает вверх вследствие начала обжатия со стороны нижнего ручья.

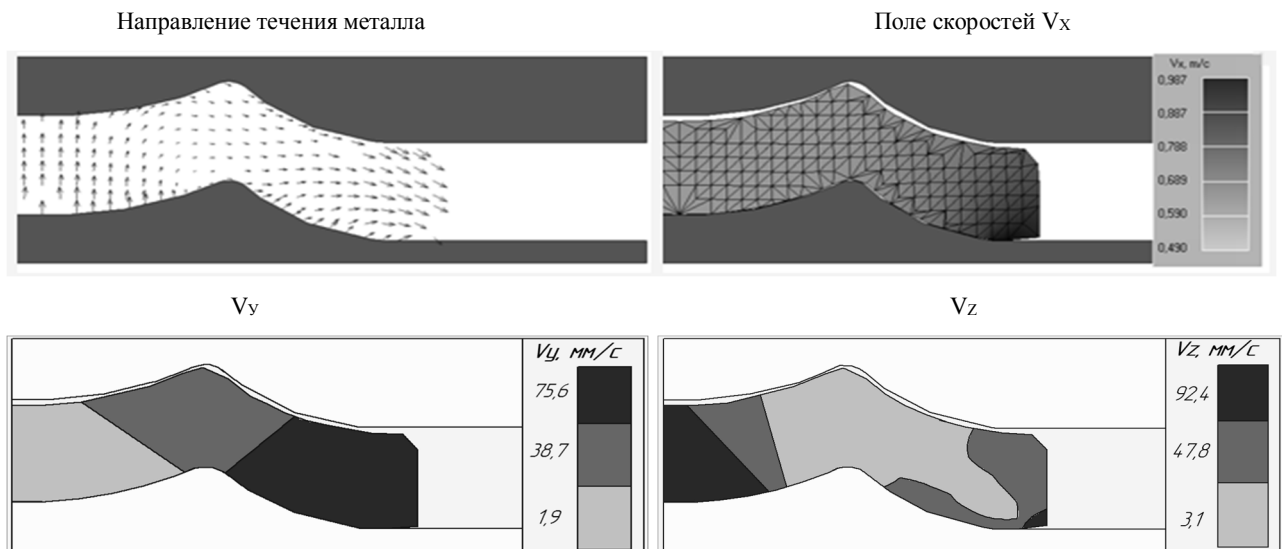


Рис. 3 – Течение металла и значения скоростей в плоскости входа в очаг деформации

Переходим к анализу деформированного состояния металла внутри очага деформации после контакта с валками всех частей раската (рис. 4).

Как видим, течение металла изменилось. Вследствие обжатия верхним и нижним валками металл на участке стенки равномерно перетекает в среднюю часть раската по направлению к горизонтальной оси. Вследствие интенсивного обжатия часть металла из стенки на участке ближе к горизонтальной оси калибра стремиться перетечь в

сторону уширения фланцев. Одновременно на концах фланцев большая интенсивность течения металла наблюдается по нижнему ручью калибра. На этом участке вследствие обжатия одна часть металла перетекает в сторону верхнего ручья, другая часть идет на уширение раската. Такая схема течения металла приводит к возникновению критического сечения А–В в средней части фланцев между наклонными участками калибра. Движение частиц металла, перетекающего из стенки во фланцы,

блокируется течением из нижней части фланцев в сторону верхнего ручья. В результате этого частички металла из стенки и фланцев, встречаясь друг с другом, меняют направление и перетекают в приконтактную зону фланцев в сторону нижнего ручья с левой стороны критического сечения, а с правой стороны наоборот – в сторону верхнего ручья.

Поле скоростей в продольном направлении качественно не изменилось по сравнению с сечением входа. Более высокая скорость наблюдается на концах фланцев, изменения значения скоростей происходят как раз по линии левее критического сечения А – В. В поперечном направлении полученное поле скоростей стало практически равномерным по всему раскату. Исключение составляют приконтактные зоны по фланцам раската, где скорость течения более интенсивна. Поле в высотном направлении также изменилось.

Поле скоростей во внутренних слоях металла равномерно, но численно имеет более низкие значения, чем на приконтактном слое. Количество зон с более высоким значением скорости V_z больше по верхнему ручью, чем по нижнему ручью калибра. Такое течение металла в поперечном и высотном направлениях вызвано различными условиями для перетекания частиц металла в верхнем и нижнем приконтактном слоях, которые объясняются формой калибра. Вогнутая форма рабочего участка нижнего ручья калибра затрудняет течение металла на этом участке. Одновременно по верхнему ручью калибра на выпуклых участках условия, в частности для уширения раската, более благоприятные. В продольном и поперечном направлениях наблюдается численное увеличение скоростей перемещения частиц металла.

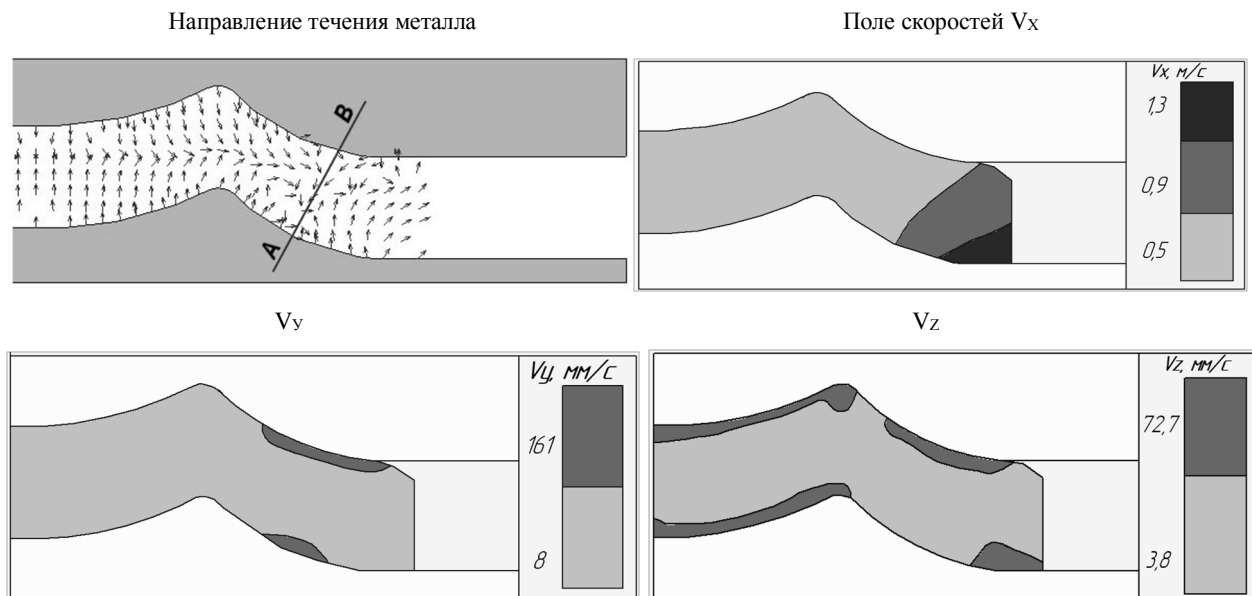


Рис. 4 – Течение металла и значения скоростей в плоскости в средней части очага деформации

Проанализируем третье сечение – участок перед выходом из очага деформации, расположенный на вертикальной оси валков (рис. 5).

Течение металла по стенке сохранило свое направление – металл на концах фланцев со стороны нижнего ручья по-прежнему стремится перетечь в верхнюю часть калибра на уширение фланцев вверх и в сторону стенки. Однако оттуда он продолжает вытесняться частичками металла, которые движутся из стенки во фланцы. Вследствие этого часть металла фланцев со стороны наклонной части верхнего ручья перетекает вниз по направлению к наклонному участку нижнего ручья калибра. Это приводит к некоторой утяжке верхней части фланцев на концах и их большему уширению со стороны нижнего ручья. Расположение критического сечения А–В не изменилось.

Скорость перемещения металла в продольном направлении по фланцам, как и прежде, имеет более высокие численные значения, что связано с интенсивным обжатием металла в этом элементе раската. Линия, по которой изменяются численные

значения продольной скорости, проходит вдоль критического сечения А – В. В поперечном и высотном направлениях также более высокие числовые значения скоростей, по сравнению с остальными участками, наблюдаются на концах фланцев ближе к нижнему ручью калибра. Это способствует тому, что фланцы со стороны нижнего ручья больше уширяются в сторону края калибра. Скорость перемещения металла в высотном направлении V_z стала равномерной в приконтактных и внутренних слоях. Других качественных изменений скорости перемещения в поперечном направлении металла по сравнению с предыдущим сечением не наблюдается. Лишь незначительно увеличилась площадь зон с численно более высокой скоростью. В высотном направлении скорость перемещения по стенке металла выровнялась и стала равномерной. При этом по фланцам разность скоростей во внутреннем и приконтактном слоях сохранилась. Также можно заметить численное снижение скоростей. Это вызвано уменьшением степени обжатия раската по мере приближения к вертикальной оси валков.

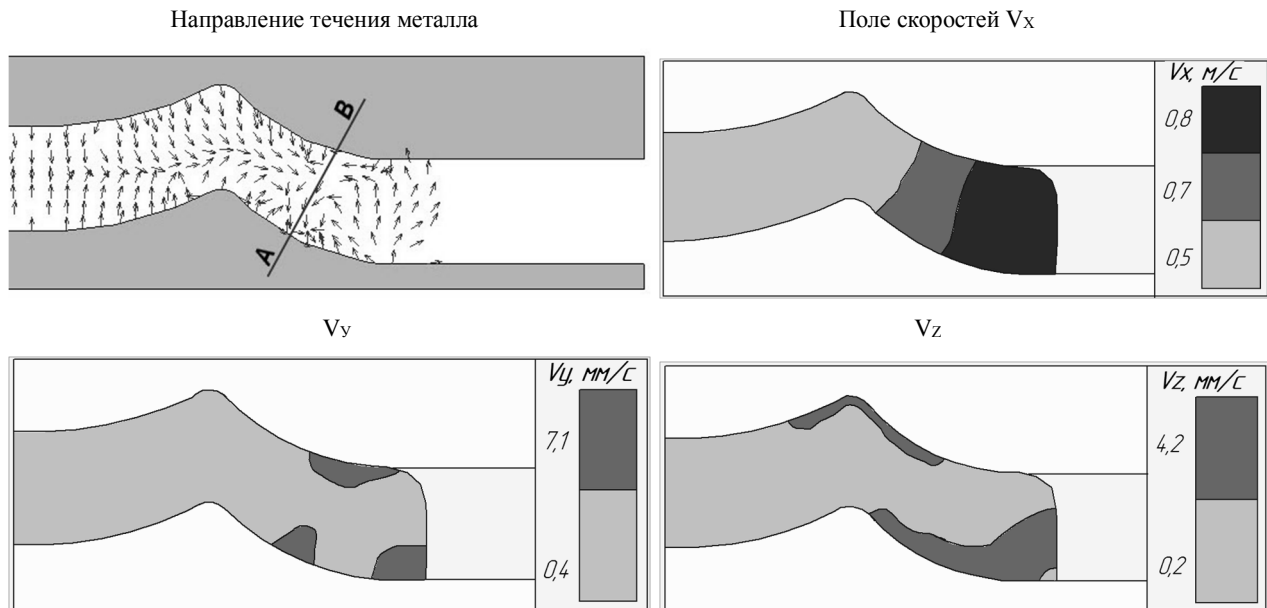


Рис. 5 – Течение металла и значения скоростей в плоскости выхода из очага деформации

Следует отметить, что в работе [7] авторами не было выявлено критическое сечение А – В. В анализе деформации и поля скоростей отсутствуют данные расчетной ширины раската после прокатки. Из этого можно предположить, что полученные в результате расчета значения для ширины раската имели значительную погрешность по сравнению с экспериментальными данными. Такое расхождение числовых значениях могло быть вызвано тем, что при расчетах не учли критическое сечение. Можно предположить, что наблюдаемая схема течения металла по фланцам приведет к сложному напряженному состоянию металла. Это сечение может стать местом развития высоких напряжений с разными знаками.

Существует необходимость анализа не только напряженного состояния, но и скоростей скольжения металла на наклонных участках калибра. Есть вероятность того, что более высокая скорость перемещения металла в области критического сечения А – В и высокие контактные напряжения могут привести к повышенному износу калибра на рассматриваемом участке.

Выводы. Статья содержит результаты сравнения экспериментального и теоретического исследования деформированного состояния металла при прокатке швеллерной стали в развернутом калибре на стане 200. Сопоставление показало адекватность расчетной модели и подтвердило возможность ее использования для исследования деформации металла и процессов, протекающих в очаге деформации при прокатке данного вида профилей. Установлено, что деформированное состояние раската изменяется по мере прохождения очага деформации. Характер течения металла по фланцам и наличие критического сечения на этом участке могут значительно повлиять на напряженное состояние металла и привести к смене знака

напряжений по элементам раската. Выявленные особенности деформации могут быть использованы при проектировании и усовершенствовании действующих калибровок валков. Существует необходимость изучения напряженного состояния в рассматриваемом калибре, что требует проведения дальнейших исследований.

Список литературы: 1. Старченко Д. И. Исследование характера деформации при прокатке в швеллерных калибрах / Д. И. Старченко, А. В. Сидоренко // Известия ВУЗов. Черная металлургия. – 1969. – №8. – С. 95–98. 2. Клименко В. М. Исследование деформации и распределения обжатий между валками при прокатке П-образной заготовки в закрытом ящичном калибре / В. М. Клименко, Л. Н. Лесик, В. В. Моисеев [и др.] // Известия ВУЗов. Черная металлургия. – 1987. – №12. – С. 49–51. 3. Луцкий М. Б. Особенности методики расчета калибров П-образных профилей с растяжением боковых стенок / М. Б. Луцкий, А. А. Чичкан, В. А. Луценко [и др.] // Бюллетень «Черная металлургия». – 2007. – №6. – С. 55–59. 4. Нехаев Н. Е. Исследование деформации и энергосиловых параметров при прокатке П-образных профилей в четырехвалковых калибрах // Н. Е. Нехаев, М. К. Измайлова // Обработка металлов давлением. – 2011. – №3 (28). – С. 171–176. 5. Карамышев А. П. Моделирование процессов обработки металлов давлением в Deform – 3D с целью рационального построения технологических процессов / А. П. Карамышев, И. И. Неврасов, В. С. Паршин [и др.] // Металлург. – 2012. – №2. – С. 53–55. 6. Чумаченко Е. Н. Математическое моделирование и энергосбережение при прокатке в калибрах / Е. Н. Чумаченко, С. А. Аксенов, И. В. Логашина // Металлург. – 2010. – №8. – С. 34–37. 7. Тарновский И. Я. Элементы теории прокатки сложных профилей / И. Я. Тарновский, А. Н. Скороходов, Б. М. Илюкович. – М.: «Металлургия», 1972. – 352 с. 8. Еришов С. В. Развитие теории напряженно-деформированного состояния металла при прокатке крупных круглых профилей с пониженным трещинообразованием в системах сортовых калибров: дис. на соискание научной степени докт. техн. наук: 05.03.05 / Еришов Сергей Владимирович. – Днепропетровск, 2008. – 339 с. 9. Еришов С. В. Экспериментальное и теоретическое исследование деформированного состояния металла при прокатке швеллера / С. В. Еришов, С. Н. Мельник, К. Г. Геймур, Е. А. Кравченко // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії. – Харків: НТУ «ХПІ», 2014. – №43 (1086). – С. 31–39.

Bibliography (transliterated): 1. Starchenko D. I. and A. V. Sidorenko. "Issledovanie haraktera deformacii pri prokatke v shvellernih kalibrah". *Izvestiya VUZov: Chernaya Metallurgiya*. No. 3. 1969. 95–98. Print. 2. Klimenko V. M., L. N. Lesik and V. V. Moiseenkov. "Issledovanie formoizmenenija i raspredelenija obzhatij mezhdv valkami pri prokatke P-obraznoj zagotovki v zakrytom jashhichnom kalibre". *Izvestiya VUZov. Chernaya metallurgija*. No. 12. 1987. 49–51. Print. 3. Luckij M. B., A. A. Chichkan and V. A. Lucenko [et al.]. "Osobennosti metodiki rascheta kalibrov P-obraznyh profilej s rastjazheniem bokovyh stenok". *Bjulleten' «Chernaja metallurgija»*. No. 6. 2007. 55–59. Print. 4. Nehaev N. E. and M. K. Izmajlova. "Issledovanie formoizmenenija i jenergosilovyh parametrov pri prokatke P-obraznyh profilej v chetyrehvalkovykh kalibrah". *Obrabotka metallov davleniem*. No. 3. 2011 (28). 171–176. Print. 5. Karamyshev A. P., I. I. Nevrasov and V. S. Parshin [et al.]. Modelirovanie processov obrabotki metallov davleniem v Deform-3D

s cel'ju racional'nogo postroenija tehnologicheskikh processov. *Metallurg*. No. 2. 2012. 53–55. Print. 6. Chumachenko E. N., S. A. Aksenov and I. V. Logashina. Matematicheskoe modelirovanie i energosberezenie pri prokatke v kalibrah. *Metallurg*. №8. 2010. 34–37. Print. 7. Tarnovskiy I. Ya., A. N. Skorohodov and B. M. Ilyukovich. Elementy teorii prokatki slozhnykh profilej. Moskva: Metallurgija, 1972. Print. 8. Ershov S. V. *Razvitie teorii naprijazhenno-deformirovannogo sostojanija metalla pri prokatke krupnykh kruglykh profilej s ponizhennym treshhinoobrazovaniem v sistemah sortovykh kalibrov*: dis. na soiskanie nauchnoj stepeni dokt. tehn. nauk: 05.03.05. Dneprodzerzhinsk, 2008. 339. Print. 9. Ershov S. V., S. N. Mel'nik, K. G. Gejmur and E. A. Kravchenko. Eksperimental'noe i teoreticheskoe issledovanie deformirovannogo sostojanija metalla pri prokatke shvellera. *Visnik Nacional'nogo tehničnogo universitetu «KhPI»*. Serija: Innovacijni tehnologii ta obladnannja obrobki materialiv u mashinobuduvanni ta metalurgii. Kharkiv: NTU «KhPI». No. 43 (1086). 2014. 31–39. Print.

Поступила (received) 27.10. 2015

Сведения об авторах / About the Authors

Ершов Сергей Владимирович, доктор технических наук, профессор, Днепродзержинский государственный технический университет, заведующий кафедрой ОМД, тел. (0569) 55-11-98.

Мельник Сергей Николаевич, кандидат технических наук, ПАО «Днепровский металлургический комбинат им. Ф. Э. Дзержинского», главный калибровщик, тел. (0569) 398-25.

Кравченко Екатерина Александровна, Днепродзержинский государственный технический университет, аспирант, тел. (0569) 57-40-47, e-mail: katarina088@gmail.com.

Ershov Sergey Vladimirovich, Ph.D., professor, Dneprodzerzhinsk State Technical University, Head of the Department of Metal forming, tel. (0569) 55-11-98.

Mel'nik Sergey Nikolaevich, Ph.D., PJSC «Dnieper Metallurgical Plant them. Dzerzhinsky», Chief calibrator, tel. (0569) 398-25.

Kravchenko Ekaterina Aleksandrovna, Dneprodzerzhinsk State Technical University, Postgraduate student, tel. (0569) 57-40-47, e-mail: katarina088@gmail.com.

УДК 621.745.56:621.3.014

А. В. ИВАНОВ, С. С. ЧЕРЕПОВСКИЙ

ОСОБЕННОСТИ ПРЕОБРАЗОВАНИЯ ЭНЕРГИИ В СИСТЕМЕ «ИНДУКТОР-РАСПЛАВ» ПРИ МАГНИТНО-ИМПУЛЬСНОЙ ОБРАБОТКЕ РАСПЛАВОВ

Методами математического моделирования установлены условия и особенности трансформации энергии в системе «индуктор-расплав» в зависимости от геометрических параметров данной системы и частотных параметров импульсного магнитного поля. Получены зависимости эффективности преобразования энергии в системе «индуктор-расплав» от указанных параметров. Результаты могут быть использованы для проектирования комплексов магнитно-импульсной обработки расплава силуминов.

Ключевые слова: расплав, магнитно-импульсная обработка, численное моделирование, электромагнитное поле, электродинамическое воздействие.

Введение. В технологиях литейного производства используются различные методы обработки металлического расплава в жидком состоянии, при кристаллизации и твердении. Их основная задача – повышение качества литого металла, должна обязательно рационально сопрягаться в системе цена-качество, как того требуют условия современного заготовительного производства. Сами же методы обработки, как традиционные, так и вновь разрабатываемые, являются многоцелевыми и многофакторными, но не универсальными. Поэтому актуальными являются задачи, направленные на повышении их эффективности при минимизации энергозатрат на обработку.

Одним из относительно новых методов, получившим свое развитие в конце XX века, является осевая магнитно-импульсная обработка расплавов (МИО), которая заключается в преобразовании электрической энергии, накопленной в батарее конденсаторов магнитно-импульсной установки (МИУ), с помощью индуктора в теплосиловое воздействие на обрабатываемый расплав через его поверхность. Положительное влияние МИО на расплавы показано рядом инициативных исследований как отечественных, так и зарубежных научных коллективов [1–5]. Однако подход к выбору рациональных параметров обработки и соответственного оборудования происходит методом перебора, на основании уже имеющихся источников импульсного тока, в основном путем калькирования установок для магнитно-импульсной штамповки. Однако, в связи с постоянно повышающимися требованиями к энергоэффективности, экономичности и эргономичности оборудования таким подходом не удастся уверенно занять свою нишу и закрепиться в современном литейном производстве. Параметры воздействия в МИУ определяются процессами преобразования энергии в системе «Источник тока – Индуктор–Расплав». В работах по магнитно-импульсной штамповке достаточно точно описаны особенности преобразования энергии в системе «Источник тока – Индуктор». Практически без существенных правок эти положения могут быть использованы для МИО расплава. Но именно особенности объекта обработки жидкого состояния (см. рис. 1) приводят к необходимости особо выделить для исследований звено полной системы «Индуктор–Расплав».



Рис. 1 – Принципиальные отличия МИО в методах ОМД с МИО в методах литья

Например, в магнитно-импульсной штамповке оптимизация параметров привязана к заданной толщине заготовки, в случае же с обработкой расплавов глубина проникновения поля и скинирования индуцированного тока являются взаимозависимыми от параметров системы «Индуктор-Расплав» фактором, определяющим эффективность обработки расплава. Соответственно – по другим критериям определяется эффективность преобразования электромагнитной энергии и интенсивность воздействия и под другим углом зрения, чем для технологии МИО твердых металлов, нужно обратить внимание на выбор рациональных параметров обработки и конструктивных решений для оборудования.

Цель работы. Целью данной работы является определение условий и особенностей преобразования энергии в системе «Индуктор-Расплав» при обработке расплава жидких силуминов.

Постановка задачи. Рассмотрим осесимметричную индукторную систему, приведенную на рис. 2. Система «Индуктор-Расплав» включает в себя индуктор с витками квадратного сечения, диэлектрический немагнитный промежуток и определенный объем поверхности обрабатываемого расплава.

Энергия магнитного поля, выделяемая в рабочем промежутке, т.е. между поверхностью расплава и индуктором, идет на работу по силовому воздействию на расплав, тепловую обработку поверхности расплава и тепловые потери в индукторе.

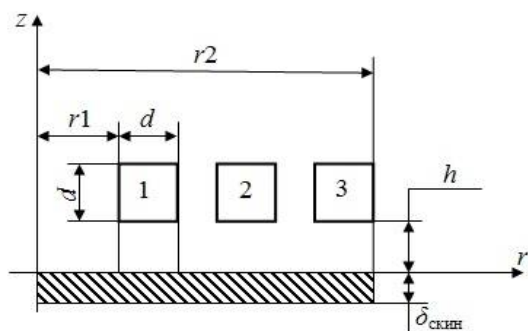


Рис. 2 – Схематическое изображение системы «Индуктор-Расплав»: 1, 2, 3 – витки индуктора; d – ширина и высота витка; r₁ – внутренний радиус индуктора; r₂ – внешний радиус индуктора; δ_{скин} – глубина проникновения индуктированного тока в расплав; h – расстояние между индуктором и расплавом

Энергия магнитного поля, выделяемая в рабочем промежутке, т.е. между поверхностью расплава и индуктором, идет на работу по силовому воздействию на расплав, тепловую обработку поверхности расплава и тепловые потери в индукторе. Точный расчет такой задачи, особенно с учетом скин-эффекта, представляет значительные трудности и, зачастую, опирается на оценки и эмпирический опыт даже для магнитно-импульсной штамповки [6, 7], т.е. технологической области, которая развивается довольно давно. Однако, как упоминалось ранее, процесс обработки расплава и твердого тела импульсными магнитными полями отличается своими целями и решаемыми задачами, поэтому напрямую перенести опыт, накопленный в области МИО твердого состояния, нельзя. Конечно же, как и при обработке твердого тела, физические процессы, а именно – преобразование электромагнитной энергии индуктора в энергию магнитного поля в объекте обработки, на первый взгляд, идентичны. Но именно отражение особенностей, относящихся к обработке силуминов, пока только на уровне оценок и описания сценариев процессов, представляет собой актуальную задачу.

Примем, что поле между витками индуктора и расплавом равномерно, тогда электромагнитная энергия в индукторе W_{em} и магнитная энергия в объеме между индуктором и расплавом W_m практически равны [7] и можно записать:

$$W_{em} \approx W_m, \quad (1)$$

Запишем это выражение через индуктивность системы «Индуктор-Расплав» L_и, Гн; напряженность магнитного поля в зазоре между индуктором и расплавом H_и(t), А/м; ток, протекающий в индукторе при разряде емкостного накопителя I(t), А:

$$L_{и} \cdot I^2(t) / 2 \approx \mu_r \mu_0 H_{и}^2(t) \cdot V / 2, \quad (2)$$

где μ₀ – магнитная постоянная, μ₀=4·π·10⁻⁷ Гн/м;
μ_r – относительная магнитная проницаемость;

V – объем воздушной полости между поверхностью индуктора и расплавом, м³.

Объем V, в соответствии с допущением о равномерности распределения поля, определяем как

$$V = 2\pi \cdot h \cdot (r_2^2 - r_1^2). \quad (3)$$

Напряженность поля в объеме между индуктором и расплавом, в соответствии с законом полного тока, определяется выражением

$$H_{и} = I(t) \cdot N_B^2 / (2 \cdot (r_2 - r_1)), \quad (4)$$

где N_B – количество витков индуктора.

Запишем выражения для L_и в виде:

$$L_{и} = \frac{\mu_r \mu_0 \cdot \pi \cdot h \cdot N_B^2}{2} \cdot \left(\frac{r_2 + r_1}{r_2 - r_1} \right). \quad (5)$$

Используя выражения (2–5), можно через геометрические параметры индукторной системы и параметры разрядной цепи выразить и рассчитать такие электрические и энергетические параметры системы «Индуктор-Расплав» как, L_и, H_и(t), W_m.

Проанализируем степень изменения значения L_и, а также максимальные значения поля H_и и энергии W_m с учетом того, что максимальная амплитуда тока в индукторе, и, соответственно, в разрядной цепи генератора импульсных токов будет описываться выражением

$$I_{max} = U_0 \cdot \sqrt{C_0 / L_s}, \quad (6)$$

где U₀ – напряжение на зажимах конденсаторной батареи, В;

L_s – суммарная индуктивность разрядного контура и индукторной системы, Гн;

C₀ – емкость конденсаторных батарей, Ф.

Суммарная индуктивность в свою очередь равна

$$L_s = L_k + L_{и}, \quad (7)$$

где L_k – собственная индуктивность разрядной цепи, Гн.

Отношение энергии, запасенной в конденсаторах генератора импульсных токов (W₀), к магнитной энергии в зазоре между индуктором и расплавом (эффективность преобразования электрической энергии в магнитную) можно выразить соотношением:

$$W_m / W_0 = \frac{\mu_r \mu_0 \cdot \pi \cdot h \cdot N_B^2}{2 L_s} \cdot \left(\frac{r_2 + r_1}{r_2 - r_1} \right). \quad (8)$$

Энергия магнитного поля в зазоре отвечает за формирование управляющих электродинамических воздействий и является функцией f(r₁, r₂, N_B, L_k, L_и, U₀, C₀, h, μ). Рассмотрим сначала влияние геометрических параметров системы «Индуктор-Расплав» h, r₁ и r₂ на величину W_m. Для упрощения задачи выберем параметры разрядной цепи и индуктора, близкие к тем, которые использованы в работе [8]. Примем U₀=20 кВ; C₀=1 мкФ; L_k=2 мкГн;

h изменяется от 1 до 10 мм; $N_{\text{вит}}=3$; r_1 изменяется от 5 до 30 мм, материал – технически чистый алюминий.

Влияние временных параметров импульса тока на процесс формирования электродинамического воздействия на расплав можно оценить через эффективность преобразования магнитной энергии в зазоре в тепловую энергию в расплаве, выделяемую в поверхностном слое расплава, ограниченном глубиной скин-слоя, в котором течет индуцированный ток.

Для нашей системы «Индуктор–Расплав» примем допущение, которое имеет место во многих практических случаях [7, 9–11] о том, что частота и форма индуцированного тока совпадают с аналогичными параметрами тока в индукторе.

В соответствии с законом полного тока, индуцированный в расплаве ток, в первом приближении, связан с напряженностью магнитного поля на поверхности расплава прямо пропорциональной зависимостью:

$$H_{\text{и}} = I_{\text{и}}(t)/(2 \cdot (r_2 - r_1)), \quad (9)$$

где $I_{\text{и}}(t)$ – индуцированный в расплаве ток, А.

Количество теплоты, которое выделяется при этом, можно оценить из выражения:

$$Q = \int_0^T I_{\text{и}}^2(t) R_s dt, \quad (10)$$

где $T_{\text{и}}$ – длительность импульса, с;

R_s – сопротивление области, ограниченной толщиной скин-слоя $\delta_{\text{скин}}$, Ом.

Сопротивление R_s можно приближенно определить, как:

$$R_s = \frac{r_2 - r_1}{\sigma_{\text{Al}}(r_2 - r_1)\delta_{\text{скин}}} \approx \frac{1}{\sigma_{\text{Al}} \cdot \delta_{\text{скин}}}, \quad (11)$$

где

$$\delta_{\text{скин}} = \frac{2}{\sqrt{2\mu_r \mu_0 \sigma_{\text{Al}} \omega}}, \quad (12)$$

где σ_{Al} – удельная электрическая проводимость сплава, См/м; $\omega=2\pi f$ – циклическая частота тока, Гц.

Здесь f – частота индуцированного тока, которая может быть определена как

$$f = \frac{1}{2\pi \sqrt{L_s C_0}}. \quad (13)$$

Подставив в выражение (10) формулы (9) и (11), получим

$$Q = \int_0^T H_{\text{и}}^2(t) \cdot (r_2 - r_1)^2 \frac{1}{\sigma_{\text{Al}} \cdot \delta_{\text{скин}}} dt. \quad (14)$$

В свою очередь временную зависимость напряженности магнитного поля можно представить, как

$$H_{\text{и}}(t) = H_0 \cdot \varphi(t), \quad (15)$$

где H_0 – амплитудное значение напряженности поля на поверхности расплава, А/м;

$\varphi(t)$ – функция, которая описывает временную зависимость напряженности магнитного поля.

Для оценок примем [10, 11], что

$$\varphi(t) = \sin \omega(t). \quad (16)$$

Тогда, подставив выражение (15) в (14), с учетом (12) запишем

$$Q = H_0^2 \cdot (r_2 - r_1)^2 \sqrt{\frac{\mu_0 \pi f}{\sigma_{\text{Al}}}} \int_0^T \varphi^2(t) dt. \quad (17)$$

Подставим (16) в (17), возьмем интеграл при

$$t \in \left[0, \frac{\pi}{\omega}\right]$$

и получим

$$Q = H_0^2 \cdot (r_2 - r_1)^2 \sqrt{\frac{\mu_0 \pi f}{\sigma_{\text{Al}}}} \frac{1}{4 \cdot f}. \quad (18)$$

Если обозначить

$$\frac{(r_2 - r_1)^2}{4} \sqrt{\frac{\mu_0 \pi}{\sigma_{\text{Al}}}} = K,$$

то получим выражение, удобное для анализа.

$$Q = H_0^2 \cdot K \sqrt{\frac{1}{f}}. \quad (19)$$

Результаты и обсуждение. Результаты расчётов по влиянию h и соотношения r_1 и r_2 на характеристики индукторной системы представлены далее на рис. 3–5.

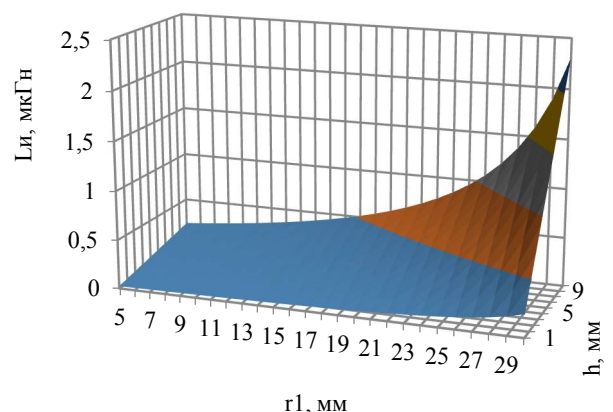


Рис. 3 – Индуктивность системы «Индуктор–Расплав» в зависимости от величины зазора h и r_1

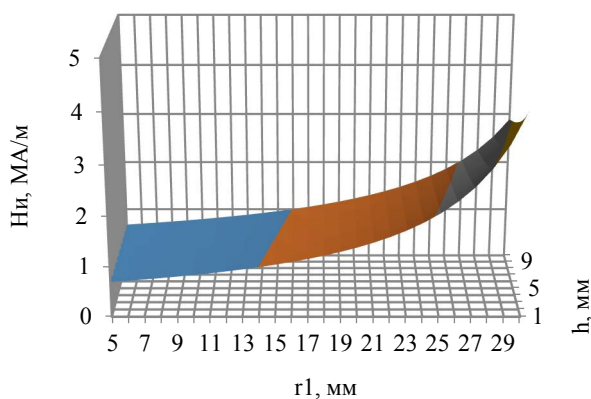


Рис. 4 – Напряженість магнітного поля в об'ємі між індуктором і расплавом в залежності від величини зазора h і r_1

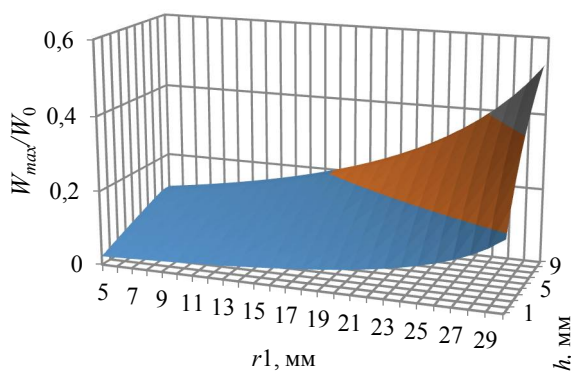


Рис. 5 – Ефективність перетворення електричної енергії в магнітну в залежності від величини h і r_1

Из полученных зависимостей (рис. 3–5) можно видеть, что, хотя величина зазора h и увеличивает к.п.д. системы «Индуктор–Расплав», но при этом существенно снижает величину напряженности магнитного поля, что естественно отрицательно сказывается на амплитудном значении пропорциональных квадрату H_m генерируемых в расплаве пондеромоторных сил. Варьирование соотношением внешнего (r_2) и внутреннего (r_1) радиусов индуктора позволяет существенно (более чем на 35 %) повысить эффективность преобразования электрической энергии в магнитную в системе «Индуктор–Расплав», увеличивая одновременно напряженность магнитного поля H_m . Таким образом, варьирование соотношением r_1 и r_2 более выгодно, чем увеличение h . Суммарное же увеличение эффективности преобразования энергии от варьирования геометрических параметров h , r_1 , r_2 может быть получено более чем в пятнадцать раз (от 3 до 53 %). Однако здесь следует учитывать, что создание относительно узкого многovitкового индуктора сопряжено с рядом неучтенных в оценке параметров и конструктивных сложностей:

- резкого скин-эффекта;
- возможностей межвиткового пробоя;
- тепловой и электродинамической стойкости.

Выполнение же индуктора, например, одновитковым, существенно снижает эффективность данной системы, т.к. в выражениях (4), (5), (8) количество витков присутствует во второй степени.

На основании выражения (19) для $H_0 = const$ построена зависимость $Q_{отн} = Q/Q_{max}$, при $Q = const$ и зависимость квадрата максимальной амплитуды магнитного поля $H_{отн}^2$ ($H_{отн} = H_0/H_{0max}$) от частоты тока (см. рис. 6).

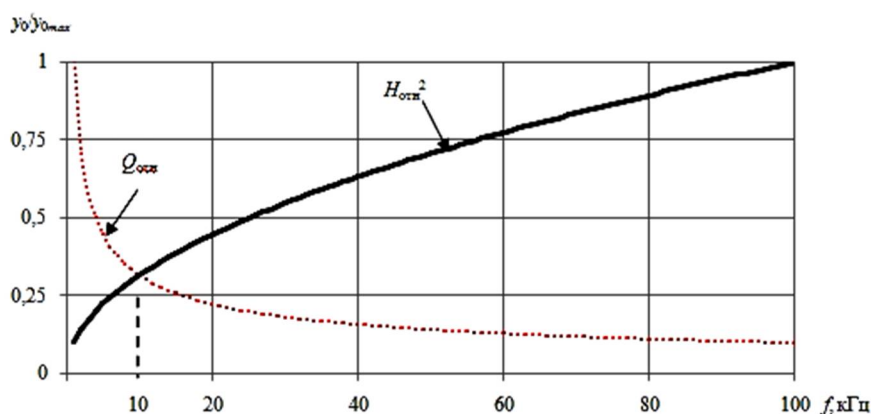


Рис. 6 – Зависимость количества тепла $Q_{отн}$ и квадрата максимальной амплитуды магнитного поля $H_{отн}^2$ от частоты тока

Из приведенной на рис. 6 зависимости следует, что частота 10 кГц является той границей, которая определяет области эффективного теплового и силового воздействия на расплав. Этот результат является очень важным как с точки зрения технологического, так и технического аспекта реализации МИО расплавов. Например, при необходимости поддержания температуры расплава или его тепловой обработки необходимо реализовывать частоту разрядного тока менее 10 кГц, что, конечно же, требует повышенной энергоёмкости используемого высоковольтного оборудования. Для минимализации же теплового воздействия, чтобы при этом получить наиболее интенсивное воздействие пондеромоторных сил ($\sim H_0^2$) на обрабатываемый металл, при относительно небольших энергетических параметрах генератора импульсных токов, необходимо увеличивать частоту разрядного импульса. Вышесказанное особенно важно для обработки расплавов в форме и решения задач термообработки расплавов.

Выводы. 1. Методами математического моделирования установлены условия и особенности трансформации энергии в системе «Индуктор-Расплав» в зависимости от геометрических параметров данной системы и частотных параметров импульсного магнитного поля.

2. Установлено, что геометрические параметры системы «Индуктор-Расплав» существенно и нелинейно влияют на эффективность преобразования энергии, выделяемой в индукторе в магнитную энергию, которая совершает работу над обрабатываемым расплавом. Варьированием геометрических параметров можно повысить к.п.д. преобразования энергии в системе «Индуктор-Расплав» с 3 до 53 %, т.е. более чем в пятнадцать раз.

3. Показано, что увеличение промежутка между индуктором и расплавом увеличивает эффективность преобразования энергии, но снижает амплитуду силового воздействия на расплав. Уменьшение внутреннего радиуса индуктора позволяет повысить и эффективность преобразования энергии и силовое воздействие.

4. Установлено наличие границы эффективных теплового или силового воздействий (10 кГц), которое показывает, что при частотах свыше 10 кГц существенно снижается тепловая энергия, выделяемая при прохождении индуцированного тока через расплав, и повышается доля энергии, которая идет на работу, совершаемую пондеромоторными силами.

Список литературы: 1. *Li Bo*. Effect of temperature field on solidification structure of pure Al under pulse magneto-oscillation / *Bo Li*., *Yin Zhenxing*., *Yong Youngyoung*., [etal.] // *China foundry*.–

1988.– Vol. 8(2).– P. 172–176. 2. *Черников Д. Г.* Исследование влияния обработки расплавов импульсным магнитным полем высокой напряженности на структуру и свойства алюминиево-кремниевых сплавов: автореф. дис. на соиск. учен. степ. канд. техн. наук: спец 05.16.04 «Литейное производство» / *Черников Дмитрий Геннадьевич*; ФГБОУ ВПО «Самарский государственный аэрокосмический университет имени академика С. П. Королева (национальный исследовательский университет)». – Самара, 2011. – 26 с. 3. *Синчук А. В.* Силовое магнито-импульсное воздействие на твердожидкий алюминиевый сплав А357 / *А. В. Синчук*, *В. Н. Цуркин*, *А. В. Иванов* [и др.] // *Процессы литья*. – 2012. – № 5. – С. 43–53 4. *Чугунный Е. Г.* Магнитоимпульсная обработка кристаллизующихся расплавов / *Е. Г. Чугунный* // *Литейное производство*. – 1996. – № 1. – С12–14. 5. *Pe, Ning* Mechanism of pulse magneto-oscillation grain refinement on pure Al / *Ning Pei*, *Gong Yongyong*, *Li Renxing*, [etal.] // *China foundry*.–2011. – Vol. 8(1).– P. 41–50. 6. *Батыгин Ю. В.* Физические основы возможных направлений развития магнито-импульсной обработки тонкостенных металлов / *Ю. В. Батыгин*, *В. И. Лавинский*, *Л. Т. Хименко* // *Электротехника и электромеханика*.– 2004. – № 2.– С. 80–84. 7. *Белый И. В.* Справочник по магнито-импульсной обработке металлов / *И. В. Белый*, *С. М. Фертик*, *Л. Т. Хименко*. – Харьков: Вища школа.–1970. – 190 с. 8. *Череповский С. С.* Управляющие параметры магнито-импульсной обработки расплава / *С. С. Череповский* // *Металл и литье Украины*. – 2014. – №. 12. – С. 32–33. 9. *Подольцев А. Д.* Элементы теории и численного расчёта электромагнитных процессов в проводящих средах / *А. Д. Подольцев*, *И. Н. Кучерявая*. – К.: Изд-во Ин-та электродинамики НАН Украины, 1999. – 363 с. 10. *Шнеерсон Г. А.* Поля и переходные процессы в аппаратуре сверхсильных токов / *Г. А. Шнеерсон*. –М.: Энергоатомиздат, 1992. – 416 с. 11. *Михайлов В. М.* Импульсные электромагнитные поля / *В. М. Михайлов*. – Харьков: Высшая школа, 1979.– 140 с.

Bibliography (transliterated): 1. *Li Bo*, et al. «Effect of temperature field on solidification structure of pure Al under pulse magneto-oscillation» *China foundry* 8.2 (1988): 172–176. Print 2. *Chernikov D. G.* Issledovanie vlijaniya obrabotki rasplavov impul'snym magnitnym polem vysokoj napryazhennosti na strukturu i svojstva aljuminievo-kremnievych spлавov: *Avtoref. dys. na zdobuttja nauk. stupenja d-ra tehn. nauk.*– Samara, 2013. Print 3. *Sinchuk A. V.*, et al. «Silovoe magnito-impul'snoe vozdejstvie na tverdozhidkij aljuminievij spлав A357» *Processy lit'ja* 5 (2012): 43–53. Print 4. *Chugunnyj E. G.* «Magnitoimpul'snaja obrabotka kristallizujushhijhsja rasplavov» *Litejnoe proizvodstvo* 1 (1996): 12–14. 5. *Pe, Ning*, et al «Mechanism of pulse magneto-oscillation grain refinement on pure» *China foundry* 8.1 (2011): 41–50. 6. *Batygin Ju. V. Lavinskij V. I., Himenko L. T.* «Fizicheskie osnovy vozmozhnyh napravlenij razvitija magnitno-impul'snoj obrabotki tonkostennyh metallov» *Elektrotehnika i elektromehaniка* 2 (2004): 80–84. 7. *Belyj I. V., Fertik S. M. and Himenko L. T.* *Spravochnik po magnitno-impul'snoj obrabotke metallov*. Kharkov: Vishha shkola, 1970. Print. 8. *Cherepovskij S. S.* «Upravljajushhie parametry magnitno-impul'snoj obrabotki rasplava» *Metall i lit'e Ukrainy* 12 (2014): 32–33. 9. *Podol'cev A. D and Kucherjavaja I. N.* *Jelementy teorii i chislennoho raschjota jelektromagnitnyh processov v provodjashhijh sredah* – Kyiv: Izd-vo In-ta jelektrodinamiki NAN Ukrainy, 1999. Print. 10. *Shneerson G. A.* *Polja i perehodnye processy v apparature sverhsil'nyh tokov*. Moscow: Jenergoatomizdat, 1992. Print. 11. *Mihajlov V. M.* *Impul'snye jelektromagnitnye polja*. Kharkov: Vysshaja shkola, 1979. Print.

Поступила (received) 25.11.2015

Сведения об авторах / About the Authors

Иванов Артем Владимирович – кандидат технических наук, научный сотрудник Института импульсных процессов и технологий НАН Украины, г. Николаев; тел.: (0512) 58-71-42; e-mail: dpta@iipt.com.ua.

Череповский Сергей Сергеевич – аспирант, младший научный сотрудник Института импульсных процессов и технологий, г. Николаев; тел.: (0512) 58-71-42; e-mail: dpta@iipt.com.ua.

Ivanov Artem Vladimirovich – Candidate of Technical Sciences (Ph. D.), research officer of Institute of pulse processes and technologies of the National academy of science of Ukraine, Mykolaiv; тел.: (0512) 58-71-42; e-mail: dpta@iipt.com.ua.

Cherepovskij Sergej Sergeevich – postgraduate student, research assistant of Institute of pulse processes and technologies of the National academy of science of Ukraine, Mykolaiv; тел.: (0512) 58-71-42; e-mail: dpta@iipt.com.ua.

УДК 621.979.073

В. О. МАКОВЕЙ, Ю. П. БОРОДІЙ

ПІДВИЩЕННЯ СТІЙКОСТІ РІЖУЧИХ ЕЛЕМЕНТІВ ШТАМПІВ ЕЛЕКТРОІСКРОВИМ ЛЕГУВАННЯМ

Розглянуті методики досліджень різних видів зношування (бічного, крайового) для вивчення впливу зміцнення ріжучих елементів штампів електроіскровим легуванням. Визначені оптимальні технологічні параметри процесу електроіскрового легування, зокрема, струму в імпульсі розряду. Встановлена глибина зміцненого шару, його мікротвердість та досліджена суцільність нанесеного покриття. Виконана перевірка отриманих результатів шляхом проведення натурних випробувань, за результатами яких зносостійкість ріжучих кромок підвищилася в 2–2,5 рази.

Ключові слова: електроіскрове легування, ріжучі кромки, зміцнення, зношування, зносостійкість, дискретне покриття.

Вступ. Підвищення стійкості розділових штампів є актуальним завданням в умовах сучасного автоматизованого масового виробництва. Експлуатаційна стійкість розділових штампів характеризується збереженням у часі об'ємної та поверхневої міцності матеріалу пуансонів і матриць. В даний час великий інтерес представляє розробка практичних рекомендацій щодо застосування зміцнюючих методів обробки інструментальних сталей типу У8А, У10А та інших для підвищення стійкості розділових штампів. Наявні роботи з дослідження стійкості розділових штампів, зміцнених електроіскровим легуванням (ЕІЛ), носять технологічний характер і відображають експериментальні результати по встановленню зв'язку між режимами ЕІЛ та стійкістю розділових штампів [1,2].

Аналіз останніх досліджень і літератури. Зношування ріжучих елементів розділових штампів оцінюється по зменшенню площі ріжучих кромок в діаметральному перерізі, тобто їх сумарним зношуванням, умовно цю площу поділяють на дві складові: торцеву і бокову. Загальним недоліком відомих способів реєстрування зношування робочих частин штампів [3–5] є їх порівняно велика трудомісткість, обумовлена необхідністю або періодичного зняття профілограм з ріжучих кромок пуансона і матриці в ході експлуатації штампів, або поетапної побудови зношеного профілю ріжучих кромок на основі замірів координат окремих точок. Експериментально встановлено наявність трьох послідовних стадій зношування робочих частин розділових штампів, взаємопов'язаних зі стадіями процесу пробивання-вирубання [5, 6]. Показано, що на цих стадіях зношуються торцеві, крайові (вершини ріжучих кромок) та бічні поверхні робочих частин штампів з утворенням аналогічних видів зношування – торцевого, крайового і бічного. При цьому встановлено, що основним видом зношування робочих частин розділових штампів є крайове зношування, яке головним чином і визначає величину завусення на деталях та стійкість ріжучих елементів.

Визначення окремих видів зношування робочих частин вирубно-пробивних штампів дозволяє після їх співставлення визначити основний вид зношування для конкретних умов і розробити технологічні умови,

що забезпечують підвищення стійкості штампів за допомогою електроіскрового легування.

Ціль дослідження, постановка проблеми. Метою даної роботи є розробка методики досліджень різних видів зношування для вивчення впливу зміцнення ріжучих елементів штампів електроіскровим легуванням, визначення оптимальних технологічних параметрів процесу ЕІЛ, оцінка суцільності нанесеного покриття та здійснення перевірки отриманих результатів шляхом проведення натурних випробувань.

Експериментальні дослідження виконувалися на машині тертя М-22М – лабораторному випробувальному устаткуванні для дослідження службових характеристик конструкційних матеріалів в умовах сухого і граничного тертя ковзання, змащення. Дослідження проводилися за схемами, приведеними на рис. 1. Методика випробувань на тертя та зношування на машині тертя серед іншого дозволяє змодельовати бокове зношування пуансонів розділових штампів (при випробуваннях за схемою вал-вкладень, рис. 1, а), а також крайове зношування ріжучих кромок (при випробуваннях за схемою вал-гостра кромка, рис. 1, б).

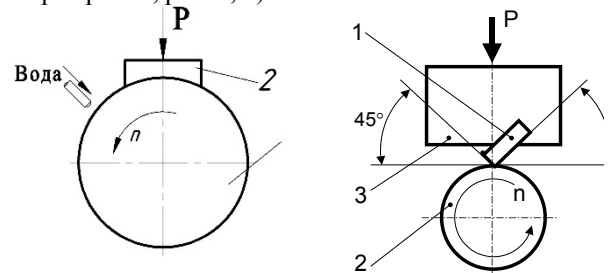


Рис. 1 – Схема випробувань на машині тертя М-22М:

- | | |
|---|---|
| а – при моделюванні бокового зношування за схемою вал-вкладень: | б – при моделюванні крайового зношування ріжучої кромки: |
| 1 – зразок (вал), | 1 – зразок (гостра кромка), |
| 2 – контрзразок; | 2 – контрзразок (вал), 3 – пристрій для встановлення зразка |

В результаті проведених досліджень на бокове зношування встановлене оптимальне значення одного з найважливіших параметрів ЕІЛ – струму в

імпульсі розряду. Побудовані графічні залежності таких параметрів від струму в імпульсі розряду ЕІЛ (рис. 2–4): мікротвердості HV зміцненого прошарку, товщини зміцненого прошарку, зносостійкості зміцненого прошарку [7].

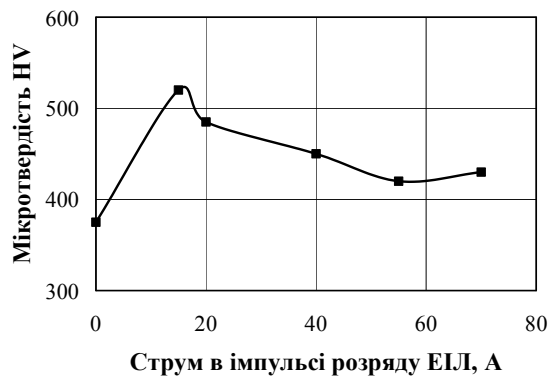


Рис.2 – Графічна залежність мікротвердості HV зміцненого прошарку від струму в імпульсі розряду ЕІЛ

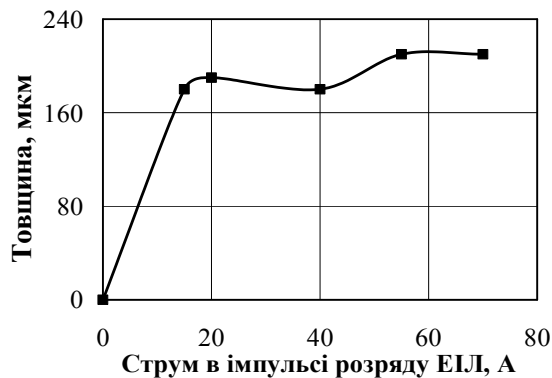


Рис.3 – Графічна залежність товщини зміцненого прошарку від струму в імпульсі розряду ЕІЛ.

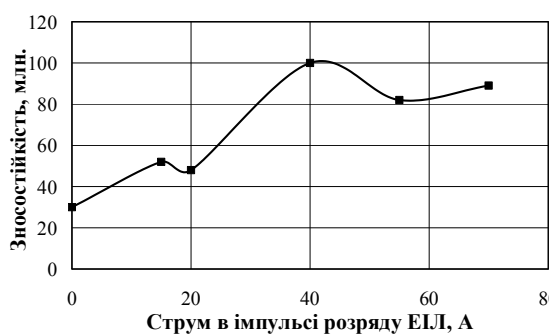


Рис.4 – Графічна залежність зносостійкості зміцненого прошарку від струму в імпульсі розряду ЕІЛ

В результаті досліджень на машині тертя М-22М була побудована графічна залежність швидкості зношування (мкм/год) від мікротвердості (рис. 5). Встановлене значне зменшення швидкості зношування (від 0,7 до 0,15 мкм/год) при підвищенні мікротвердості зміцненого прошарку з HV 3 ГПа до HV 8 ГПа (рис. 5) [8].

В результаті досліджень на машині тертя М-22М також була побудована графічна залежність швидкості зношування (мкм/год) від струму в імпульсі розряду ЕІЛ (рис. 6). Встановлене зменшення швидкості зношування (від 0,75 до 0,2 мкм/год) при зростанні струму в імпульсі розряду ЕІЛ до 30–40 А, з подальшою стабілізацією швидкості зношування при зростанні імпульсного струму до 60 А (рис. 6).

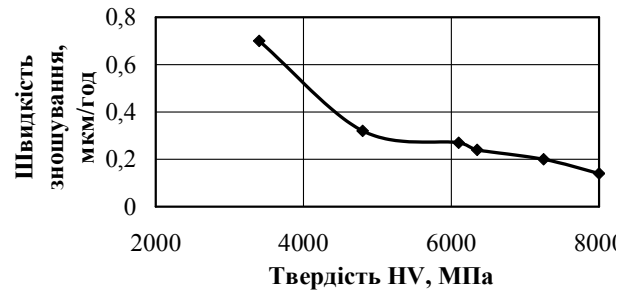


Рис.5 – Залежність швидкості зношування зміцненого шару від його мікротвердості

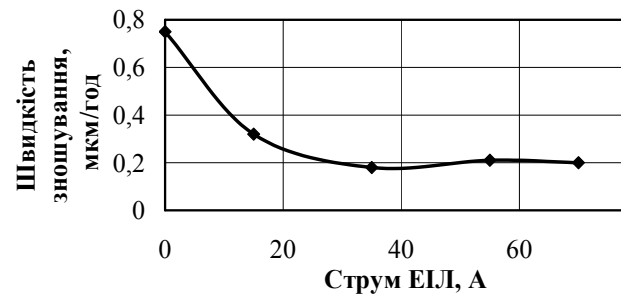


Рис.6 – Залежність швидкості зношування зміцненого шару від струму в імпульсі ЕІЛ.

В результаті досліджень по встановленню стійкості універсально-збірних штампів для вирубк-пробивки, проведених в роботі [9], встановлено, що твердість інструмента має величезний вплив на стійкість універсально-збірних штампів. Зі збільшенням твердості більше HRC 48-51 стійкість штампів різко зростає (в 4 та більше разів). Однак збільшення твердості дає відчутний ефект лише до певної межі. При підвищенні твердості ріжучих елементів з HRC 57-60 до 60-63 збільшення стійкості складо всього 2–3 % [9].

Дослідження крайового зношування ріжучих кромок за відповідною методикою показало стрімке зниження зношування при зростанні твердості ріжучих кромок з 4000-5000 до 10000-13000 МПа (рис. 7) [8]. Досліди на крайове зношування проводяться до затуплення кромки зразка «ніж». Особливістю цих дослідів є малий час випробувань, що складає кілька хвилин. Це дозволяє значно зменшити час випробувань та збільшити кількість дослідів.

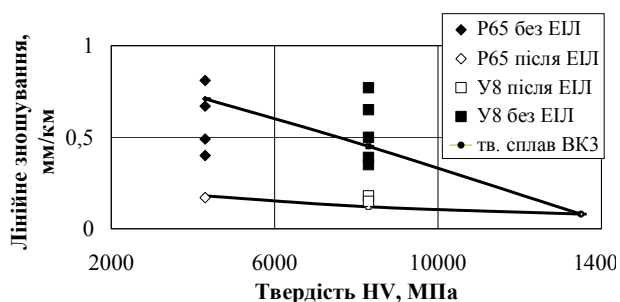


Рис. 7 – Залежність крайового відносного лінійного зношування ріжучих кромок від твердості матеріалів.

Зносостійке покриття, нанесене електроіскровим легуванням є дискретним. Суцільність покриття була визначена розподілом середнього значення мікротвердості по глибині зміцненої поверхні (рис. 8).

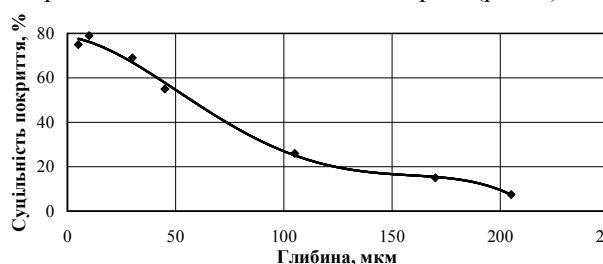


Рис. 8 – Залежність суцільності покриття від глибини зміцненого шару.

З цієї залежності випливає, що суцільність покриття на поверхні матеріалу складає близько 80%, тобто в результаті ЕІЛ виходить дискретне покриття, що підвищує його міцність та зносостійкість. Мікротвердість та суцільність покриття падають із збільшенням глибини зміцненого шару. На глибині 200 мкм досягнуто значення мікротвердості вихідного матеріалу, а суцільність покриття наближається до нуля. Тобто глибина зміцненого шару складає близько 200 мкм, що повністю підтверджує правильність даних, отриманих при вивченні впливу часу обробки на бічній поверхні.

Перевірка отриманих результатів здійснювалася шляхом натурних випробувань ріжучих елементів із сталі ШХ 15 (HRC 61...63) на експериментальному устаткуванні для різання дроту [10]. Як відомо, актуальним є встановлення функціональної залежності між зношуванням ріжучих кромок робочих частин штампу та величиною завусеня, що утворюється на вирубуваних деталях і пробитих отворах різного роду матеріалів за заданих умов деформації.

Була досліджена стійкість ножів із сталі ШХ 15-ШД (верхній ніж HV 674...741, нижній ніж HV 706...733), зміцнених електроіскровим легуванням за різними технологіями:

- електроіскрове легування в два прошарки (спочатку твёрдосплавним електродом ВК20, а потім – графітовим електродом), досягнуто середнє значення твердості ножів HV 1124, в процесі роботи штампу ножі виконали 14 тис. штампоударів;

- електроіскрове легування твёрдосплавним електродом ВК20 за розробленою раніше технологією (ручний режим, струм в імпульсі 30–35 А), середнє значення мікротвердості HV 1081. В процесі роботи ножі виконали 20 тис. штампоударів.

За результатами цих випробувань побудовані залежності (рис. 9) абсолютної величини завусеня (мм) від кількості штампоударів для цієї пари ножів, що дозволяє зробити наступні висновки. Швидкість росту завусеня помітно уповільнилась в порівнянні з традиційним загартуванням ножів, після проведення якого гранична величина завусеня (0,1 мм) досягалась вже після 8-9 тисяч штампоударів. Після ЕІЛ величина завусеня 0,1 мм досягається при 16–18 тисяч циклів роботи ножів.



Рис. 9 – Результати випробувань ножів із сталі ШХ 15, зміцненої електроіскровим легуванням (HV 1080-1120).

Це приблизно в два рази менше, ніж при загартуванні, та наближається до показників ножів, зміцнених нітридом хрому. Випробування ножів, зміцнених ЕІЛ за традиційною технологією, показали наявність стадії інтенсивного росту завусеня при 16-20 тис. штампоударів. Разом з тим, слід відмітити достатньо велике значення початкового завусеня (0,03–0,035 мм), що пояснюється підвищенням шорсткості поверхні ножів після ЕІЛ. Для зниження цього явища застосовувалось шліфування поверхні ножів після ЕІЛ.

Висновки.

1. Встановлено, що оптимальне значення технологічного параметру ЕІЛ – струму в імпульсі розряду складає 35–40 А (при питомому часу обробки поверхні 2–3 хв/см²). Глибина, на яку поширюється вплив ЕІЛ, тобто товщина зміцненого шару, становить 0,15-0,20 мм.

2. Після проведення ЕІЛ досягнуто збільшення мікротвердості ріжучих кромок в 1,3-1,8 рази. Це призводить до підвищення їх зносостійкості в 2–2,5 рази, що підтверджено натурними випробуваннями.

3. Суцільність покриття, нанесеного методом ЕІЛ на поверхню ріжучих кромок, близько 80% біля зміцненої поверхні, тобто метод ЕІЛ дозволяє отримувати дискретне покриття.

Список літератури: 1. Мамедов З.Г. Влияние поверхностного упрочнения на износостойкость рабочих деталей штампов холодного деформирования/ Мамедов З.Г., Тагиев Э.А., Каграманов И.К.// Кузнечно-штамповочное производство. 1980. №4. С. 21–22. 2. Хронусов В.С. Влияние электроискровой упрочняющей обработки на износ разделительных штампов/ Хронусов В.С., Сиротенко Л.Д.// Вестник машиностроения. 1987. №2. С. 53–55. 3. Михайленко Ф.П. Способ измерения и методика

определения отдельных видов износа режущих кромок пуансонов разделительных штампов/ Михайленко Ф.П., Гулиев А.И., Аллахвердиев К.И.// Кузнечно-штамповочное производство. – 1988. – №1. – С. 37–8. **4.** Краснопольский М.А. Определение величины износа режущих кромок вырубных штампов/ Краснопольский М.А.// Вестник машиностроения. – 1960. – №5 – С.48–51. **5.** Леник К.С. О механизме изнашивания рабочих частей вырубных штампов при штамповке высоколегированной электротехнической стали / Леник К.С., Фукс-Рабинович Г.С., Кузнецов А.Н.// Кузнечно – штамповочное производство. – 1985. – №12. – С. 15–17. **6.** Михайленко Ф.П. Экспериментально-аналитический метод определения износа рабочих частей разделительных штампов/ Михайленко Ф.П., Гулиев А.И.// Вестник машиностроения. – 1986. – №6. – С. 49–53. **7.** Маковой В.А. Повышение ресурса эксплуатации высоконагруженных колесных пар локомотивов/ Маковой В.А., Бородий Ю.П., Силич В.Н.// Технологические системы. Киев. – 2/2003. – С. 89–94. **8.** Маковой В.А. Влияние электроискрового легирования на износ режущих элементов штампов/ Маковой В.А., Бородий Ю.П.// Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 2001. №9. – С. 30–33. **9.** Романовский В.П. Исследование стойкости режущих элементов универсально-сборных штампов для вырубки-пробивки/ Романовский В.П., Мовшович И.Я., Долгов А.А.// Кузнечно-штамповочное производство. – 1970. – №6. – С. 16. **10.** Бородий Ю.П. Підвищення стійкості ріжучих елементів розділових штампів поверхневим зміцненням/ Бородій Ю.П.// Вісник НТУУ КПІ. Машинобудування, вип. 60. Київ. – 2010. – С. 60–63.

Bibliography (transliterated): 1. Mamedov Z.G. Vliyanie poverhnostnogo uprochnenija na iznosostojkost' rabochih detalej shtampov holodnogo deformirovanija/ Mamedov Z.G., Tagiev Je.A.,

Kagramanov I.K.// Kuznechno-shtampovocnoe proizvodstvo. 1980. No4. P. 21–22. **2.** Hronusov V.S. Vlijanie jelektriskrovoj uprochnjajushhej obrabotki na iznos razdelitel'nyh shtampov/ Hronusov V.S., Sirotenko L.D.// Vestnik mashinostroenija. 1987. – No2. – P. 53–55. **3.** Mihajlenko F.P. Sposob izmerenija i metodika opredelenija otdel'nyh vidov iznosa rezhushhijh kromok puansonov razdelitel'nyh shtampov/ Mihajlenko F.P., Guliev A.I., Allahverdiev K.I.// Kuznechno-shtampovocnoe proizvodstvo. – 1988. – No1. – P. 37–38. **4.** Krasnopol'skij M.A. Opredelenie velichiny iznosa rezhushhijh kromok vyrubnyh shtampov/ Krasnopol'skij M.A.// Vestnik mashinostroenija. – 1960. – No5 – P.48–51. **5.** Lenik K.S. O mehanizme iznashivanja rabochih chastej vyrubnyh shtampov pri shtampovke vysokolegirovannoj jelektritehnicheskoj stali/ Lenik K.S., Fuks-Rabinovich G.S., Kuznecov A.N.// Kuznechno – shtampovocnoe proizvodstvo. – 1985.- No12. – P. 15-17. **6.** Mihajlenko F.P. Jeksperimental'no-analiticheskij metod opredelenija iznosa rabochih chastej razdelitel'nyh shtampov/ Mihajlenko F.P., Guliev A.I.// Vestnik mashinostroenija. – 1986. – No6. – P. 49–53. **7.** Makovej V.A. Povyshenie resursa jekspluatcii vysokonagruzhennyh kolesnyh par lokomotivov/ Makovej V.A., Borodij Ju.P., Silich V.N.// Tehnologicheskie sistemy. Kiev. – 2/2003. – P. 89–94. **8.** Makovej V.A. Vlijanie jelektriskrovogo legirovanija na iznos rezhushhijh jelementov shtampov/ Makovej V.A., Borodij Ju.P.// Kuznechno-shtampovocnoe proizvodstvo. Obработка materialov davleniem. – 2001. No 9. – P. 30–33. **9.** Romanovskij V.P. Issledovanie stojkosti rezhushhijh jelementov universal'no-sbornyh shtampov dlja vyrubki-probivki/ Romanovskij V.P., Movshovich I.Ja., Dolgov A.A.// Kuznechno-shtampovocnoe proizvodstvo. – 1970. – No6. – P. 16. **10.** Borodij Ju.P. Pidvishennja stijkosti rizhuchijh elementiv rozdilovijh shtampiv poverhnevim zmichennjam/ Borodij Ju.P.// Visnik NTUU KPI. Mashinobuduvannja, vip. 60. Kiiv. – 2010. – P. 60–63.

Надійшла (received) 15.10.2015

Відомості про авторів / About the Authors

Маковой Валерий Алексеевич – к.т.н. доцент, НТУУ «КПІ», кафедра МПМ і РП. Адрес: пр. Победы, 37, г. Киев, Украина, 03056. Контактный телефон: (044) 4549611, e-mail: makovei@ukr.net

Бородий Юрий Петрович – к.т.н. доцент, НТУУ «КПІ», кафедра МПМ і РП. Адрес: пр. Победы, 37, г. Киев, Украина, 03056. Контактный телефон: (044) 4549611, (099) 486-11-46, e-mail: borodiyuriy@ukr.net

Makovej Valerij Olekseevich – Candidate of Technical Sciences (Ph. D.), Docent, National Technical University «Kyiv Polytechnic Institute», Associate Professor at the Department of Mechanics of Plasticity of Metals and Processes with Save Resources; tel.: (044) 4549611, e-mail: makovei@ukr.net

Borodiy Yuriy Petrovich – Candidate of Technical Sciences (Ph. D.), Docent, National Technical University «Kyiv Polytechnic Institute», Associate Professor at the Department of Mechanics of Plasticity of Metals and Processes with Save Resources; tel.: (044) 4549611, (099) 486-11-46, e-mail: borodiyuriy@ukr.net

УДК 621.735.36

О. Є. МАРКОВ

МОДЕЛЬ УРАХУВАННЯ РЕЛАКСАЦІЇ НАПРУЖЕНЬ У МЕТАЛІ ПРИБАГАЧОМУ ДЕФОРМУВАННІ

На основі реологічної моделі Максвелла отримано аналітичний зв'язок між компонентами напружень і швидкостями деформацій для скінчено-елементного моделювання гарячої пластичної деформації. Ця модель враховує процеси зміцнення і релаксації напружень в металі при високих температурах без додаткових ітераційних процедур. В результаті кількість розрахунків знизилася в 2...3 рази і підвищилася точність скінчено-елементних обчислень. Був розроблений програмний продукт на основі МСЕ. Теоретичні результати зміни координатних сіток відрізняються на 3...5 % від експериментальних даних.

Ключові слова: МСЕ, зміцнення, релаксація, кування, заготовка, реологічні властивості.

Вступ. При моделюванні методом скінчених елементів (МСЕ) процесів гарячого деформування виникають труднощі, які пов'язані з урахуванням нелінійності механічних властивостей металу [1].

Аналіз літератури. На сьогоднішній день відомі різні способи урахування реологічних властивостей матеріалу. Частина таких завдань вирішують в пружно-пластичній постановці [2]. Це вимагає значних додаткових обчислювальних ресурсів. Більш повне урахування механічних характеристик деформованого металу підвищує точність моделювання процесів гарячої обробки металів тиском [3]. Особливо це стосується процесів кування великогабаритних поковок [4–6]. При куванні злитків деформування проводиться локально з паузами між окремими натисками. За час цих пауз в металі відбуваються процеси релаксації напружень. Релаксація напружень знижує опір деформуванню. Урахування цих процесів дозволить більш точно визначити силові параметри деформування. Це, у свою чергу, дозволить вибрати менш потужне обладнання [7]. Більше того, на сьогоднішній день немає єдиного аналітичного зв'язку напружень і швидкостей деформацій при пластичній деформації металу [8–9].

Основною умовою точності визначення напружено-деформованого стану (НДС) металу є встановлення фізичних рівнянь стану з урахуванням зміцнення – релаксації металу в процесі гарячої пластичної деформації. В даний час математичні апарати існуючих комерційних програмних продуктів не дозволяють враховувати процеси релаксації, які протікають в металі, при температурі вище температури рекристалізації [10]. Тому результати моделювання енергосилових параметрів процесів кування великогабаритних злитків дають завищену оцінку [11]. Для отримання точного рішення потрібна велика кількість ітераційних процедур. Як результат – значно збільшується час розрахунку. Це обмежує можливість застосування скінчено-елементних програм технологіями та дослідниками в галузі виробництва великогабаритних поковок.

Мета роботи. Встановлення аналітичного зв'язку компонент напружень та швидкостей деформацій при гарячому деформуванні, що враховує релаксацію напружень.

Постановка задачі. При вирішенні завдань МСЕ необхідно задати рівняння зв'язку між напруженнями і швидкостями деформацій $\{\dot{\varepsilon}\}$ матеріалу для різних термомеханічних параметрів при гарячому деформуванні. Цей зв'язок необхідний для визначення матриці жорсткості скінченого елемента $[K]$ (1) і визначення компонент напружень $\{\sigma\}$ (2) за допомогою матриці пружності $[D]$, яка відповідає за властивості деформованого матеріалу

$$[K] = \int [B]^T \cdot [D] \cdot [B] \cdot dV ; \quad (1)$$

$$\{\sigma\} = [D] \cdot \{\dot{\varepsilon}\}, \quad (2)$$

де $[B]$ – матриця функцій форми елемента.

При гарячому деформуванні метал має в'язкі властивості. Головна відмінність в'язкого плинку від пластичних деформацій полягає в тому, що в'язкий плин металу в більшій мірі залежить від швидкості деформації [1]. Метал має в'язкі властивості, якщо напруження залежать від швидкостей деформації [2]. В'язкі властивості матеріалу призводять до того, що після деформації напруження в тілі знижуються в часі (відбувається релаксація напружень). У процесі гарячої пластичної деформації, поряд з процесами зміцнення відбувається релаксація напружень. У цьому випадку адекватною реологічною моделлю може служити в'язко-пружне середовище Максвелла.

Розв'язання диференційного рівняння моделі Максвелла. Сумарна ступінь деформації, відповідно до цієї моделі, складається з пружної ε_{xx}^e і в'язкої ε_{xx}^v

$$\bar{\varepsilon} = \bar{\varepsilon}_{xx}^e + \bar{\varepsilon}_{xx}^v = \frac{\sigma_{xx}}{E} + \frac{\sigma_{xx}}{V} \quad (3)$$

де V – динамічна в'язкість, МПа·с;

E – модуль пружності Юнга, МПа.

Після диференціювання рівняння (3) за часом

$$\frac{d\sigma_{xx}}{dt} + \frac{\sigma_{xx}}{T} = E \cdot \frac{d\bar{\varepsilon}}{dt}, \quad (4)$$

де T – час релаксації, с ($T = V/E$).

Щодо σ_{xx} залежність (4) – це лінійне диференціальне рівняння першого порядку. Його рішення при $\sigma_{xx}^0 = 0$ і умови, що середовище деформується з постійною швидкістю

$$\sigma_{xx} = E \cdot \dot{\epsilon}_{xx} \cdot t \cdot e^{-\frac{t}{T}}. \quad (5)$$

У результаті аналізу поведінки отриманої моделі (5) були встановлені важливі для теорії гарячої обробки тиском властивості функції:

– пік напружень залежить від модуля пружності Юнга для даного матеріалу при даних температурних умовах і від швидкості деформації при відомому часі деформування;

– максимум функції (5) завжди відповідає часу, рівному $T = \nu/E$. Цей час відповідає часу деформування, після якого настає пауза. Даний факт відповідає фізиці процесу релаксації. Час T можна розрахувати, якщо задані швидкість і ступінь деформації або, якщо він задається у вихідних даних для вирішення задачі деформування, тобто величина T завжди відома.

У цьому випадку немає необхідності визначати і задавати в'язкість матеріалу при даних температурно-швидкісних умовах деформування в явному вигляді, що значно спрощує задачу дослідження і робить розроблену модель більш універсальною.

Основним фактором, який впливає на опір деформації в гарячому стані, є швидкість деформації. Для визначення величини релаксації криву опору деформації будують від часу.

Експериментальна перевірка моделі релаксації напружень. Для порівняння результатів, отриманих за допомогою рівняння (5), з реальними процесами релаксації металу проводилося експериментальне дослідження зміцнення і релаксації напружень для різних сталей. Дослідження реології сталей при високих температурах проводилося на установці Gleeble 3800. Дослідження термомеханічних властивостей сталі проводилося на підставі випробувань на стискання і розтягування. Залежність (5) представлена на рис. 1, 2.

Крива має ділянку зміцнення при прикладанні навантаження і ділянку релаксації напружень при знятті навантаження. На рис. 1, 2 показані експериментальні значення (криві 1 та 3) опору деформації для сталей різного класу (34ХНМ, У10А, 5ХВ2С і 08Х18Н10Т) при температурах 900°C і 1000°C, при швидкості деформації $\dot{\epsilon} = 7 \times 10^{-3} \text{ c}^{-1}$. Розрахункові значення функції (5) показані лініями 2 та 4 (рис. 1, 2).

Якщо в отриманій моделі (5) врахувати вплив зовнішнього навантаження, то отримаємо збіг розрахункових та експериментальних даних для однакових умов деформування і розвантаження з похибкою 5...7% (рис. 1, 2).

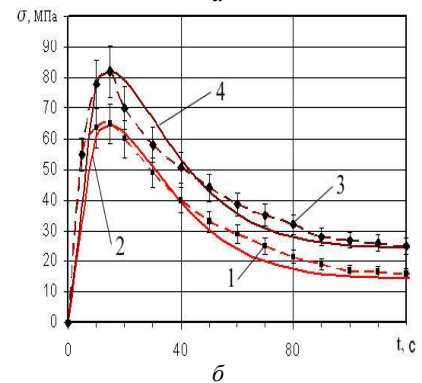
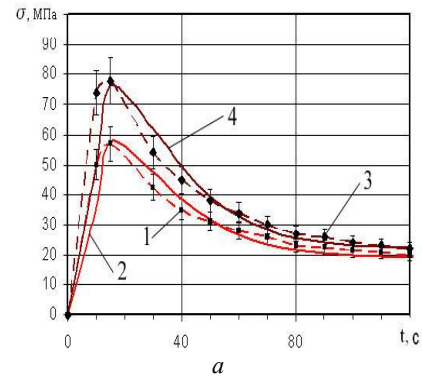


Рис. 1 – Порівняння експериментальних кривих зміцнення – релаксації з розрахунковими даними для сталей: а – 34ХНМ; б – У10А

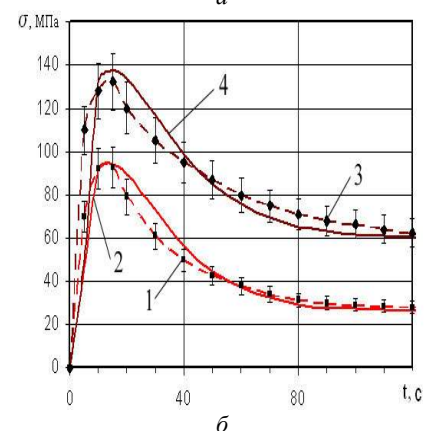
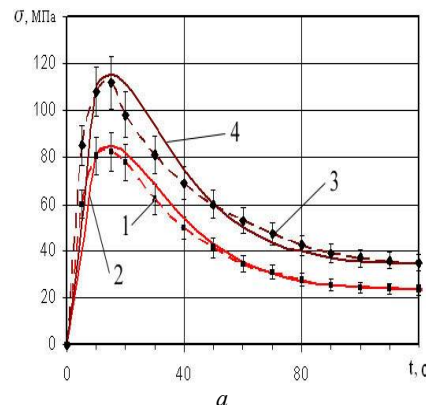


Рис. 2 – Порівняння експериментальних кривих зміцнення – релаксації з розрахунковими даними для сталей: а – 5ХВ2С; б – 08Х18Н10Т

Встановлена залежність напружень і швидкостей деформації дозволяє отримувати просте

рішення задач гарячого пластичного деформування без додаткових ітераційних процедур. Модель враховує реальні властивості матеріалу, який деформується. Це істотно скорочує кількість обчислень, а відповідно, і час розрахунку.

Перетворення отриманої моделі у матричний вигляд для МСЕ. Найважливіше завдання, яке стоїть перед розробниками алгоритмів МСЕ і програм – це скорочення обчислювальних ресурсів [4]. Для застосування отриманої моделі в МСЕ її необхідно представити в матричному вигляді (1; 2). Ця матриця необхідна для визначення матриці жорсткості скінченного елемента. Більше того, ця матриця дозволяє встановити компоненти тензора швидкостей деформацій і напружень.

Після перерахунку лінійного напруженого стану на об'ємний напружений стан зв'язок між напруженнями та швидкостями деформації для в'язко-пружного релаксуючого середовища Максвелла:

$$\begin{aligned} \sigma_x &= \frac{\omega \cdot E \cdot (1-\mu)}{(1-2\mu) \cdot (1+\mu)} \cdot \dot{\epsilon}_x + \frac{\omega \cdot E \cdot \mu}{(1-2\mu) \cdot (1+\mu)} \cdot \dot{\epsilon}_y + \frac{\omega \cdot E \cdot \mu}{(1-2\mu) \cdot (1+\mu)} \cdot \dot{\epsilon}_z; \\ \sigma_y &= \frac{\omega \cdot E \cdot \mu}{(1-2\mu) \cdot (1+\mu)} \cdot \dot{\epsilon}_x + \frac{\omega \cdot E \cdot (1-\mu)}{(1-2\mu) \cdot (1+\mu)} \cdot \dot{\epsilon}_y + \frac{\omega \cdot E \cdot \mu}{(1-2\mu) \cdot (1+\mu)} \cdot \dot{\epsilon}_z; \\ \sigma_z &= \frac{\omega \cdot E \cdot \mu}{(1-2\mu) \cdot (1+\mu)} \cdot \dot{\epsilon}_x + \frac{\omega \cdot E \cdot \mu}{(1-2\mu) \cdot (1+\mu)} \cdot \dot{\epsilon}_y + \frac{\omega \cdot E \cdot (1-\mu)}{(1-2\mu) \cdot (1+\mu)} \cdot \dot{\epsilon}_z; \\ \tau_{xy} &= \frac{\omega \cdot E}{2 \cdot (1+\mu)} \cdot \dot{\gamma}_{xy}; \quad \tau_{yz} = \frac{\omega \cdot E}{2 \cdot (1+\mu)} \cdot \dot{\gamma}_{yz}; \\ \tau_{zx} &= \frac{\omega \cdot E}{2 \cdot (1+\mu)} \cdot \dot{\gamma}_{zx}. \end{aligned}$$

$$\omega = t \cdot e^{-\frac{t}{T}},$$

де μ – коефіцієнт Пуассона;

t – час, с.

В матричному виді

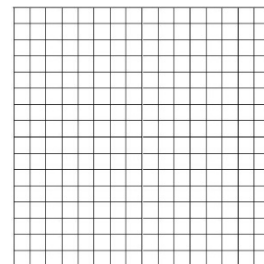
$$\frac{\omega \cdot E \cdot (1-\mu)}{(1-2\mu) \cdot (1+\mu)} \cdot \begin{bmatrix} 1 & \frac{\mu}{(1-\mu)} & \frac{\mu}{(1-\mu)} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{\mu}{(1-\mu)} & 1 & \frac{\mu}{(1-\mu)} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{\mu}{(1-\mu)} & \frac{\mu}{(1-\mu)} & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{(1-2\mu)}{2(1-\mu)} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{(1-2\mu)}{2(1-\mu)} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{(1-2\mu)}{2(1-\mu)} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \dot{\epsilon}_x \\ \dot{\epsilon}_y \\ \dot{\epsilon}_z \\ \dot{\gamma}_{xy} \\ \dot{\gamma}_{yz} \\ \dot{\gamma}_{zx} \end{Bmatrix}$$

Зі співвідношення (2) визначається матриця $[D]$ пружно-в'язких характеристик матеріалу. Ця матриця також враховує релаксацію напружень в металі в паузах між деформуванням:

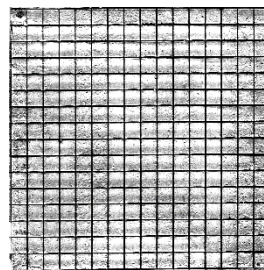
$$[D] = \frac{\omega \cdot E \cdot (1-\mu)}{(1-2\mu) \cdot (1+\mu)} \cdot \begin{bmatrix} 1 & \frac{\mu}{(1-\mu)} & \frac{\mu}{(1-\mu)} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{\mu}{(1-\mu)} & 1 & \frac{\mu}{(1-\mu)} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{\mu}{(1-\mu)} & \frac{\mu}{(1-\mu)} & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{(1-2\mu)}{2(1-\mu)} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{(1-2\mu)}{2(1-\mu)} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{(1-2\mu)}{2(1-\mu)} \end{bmatrix}$$

З використанням моделі Максвелла була встановлена матриця пружно-в'язких характеристик матеріалу для визначення матриці жорсткості скінченного елемента при моделюванні МСЕ процесів гарячого деформування. Ці закономірності дозволяють використовувати їх в математичному апараті методу скінчених елементів. Це дозволить моделювати процеси кування злитків. Для визначення достовірності отриманих співвідношень необхідно порівняти отримані результати чисельного моделювання з експериментальними даними.

Верифікація розробленого програмного авторського продукту. З використанням отриманих співвідношень був розроблений програмний продукт на основі МСЕ. Перевірка вірогідності результатів розрахунку здійснювалася на прикладі процесу осадження циліндричної заготовки плоскими плитами (рис. 3–5).



a



б

Рис. 3 – Вихідна сітка: а – теоретична та б – експериментальна

Коефіцієнт тертя за Зібелем 0,5, ступені деформації 25 і 50 %. Діаметр заготовки 50 мм, довжина 50 мм. Розмір квадратної сітки 3,125 мм.

Для дослідження було обрано свинець з добавкою сурми 1 %. Свинець при кімнатній температурі має властивості, як сталь при температурах гарячої обробки тиском. Це дозволяє

моделювати процеси кування на свинцевих моделях [12]. Циліндричні заготовки були отримані шляхом спаювання двох половинок [13].

Вирішувалася ізотермічна задача для виключення впливу температури на деформований стан. При осадженні з максимальним тертям (умова повного прилипання вузлів сітки до інструменту) при різних ступенях деформації відзначена характерна бочкоподібність (рис. 4, *а*; рис. 5, *а*).

Зони заготовки, що контактують з інструментом, залишаються недеформованими, максимальні деформації локалізуються в центральній зоні.

За результатами деформованого стану, з використанням отриманих співвідношень, порівнювали експериментальні та теоретичні деформовані координатні сітки. На рис. 4, *б* та рис. 5, *б* наведені експериментальні координатні сітки після осадження на 25 і 50 %, нанесені на свинцеві циліндричні зразки в меридіональному перерізі.

Розміри, швидкісні умови деформування, матеріал відповідали умовам експерименту. Після зіставлення координат вузлів деформованих сіток (рис. 6) встановлено, що при однакових умовах деформування похибка становить 3...5 %.

Додатково для тестування отриманих рівнянь проводилося зіставлення деформованих координатних сіток. Ці сітки були отримані після протягування плоскими бойками циліндричної заготовки діаметром 72 мм. Сітка була нанесена в поперечному перерізі заготовки. Розмір сітки на експериментальній та модельованій заготовці становив 3,0 мм, обтиснення заготовок 25 %.

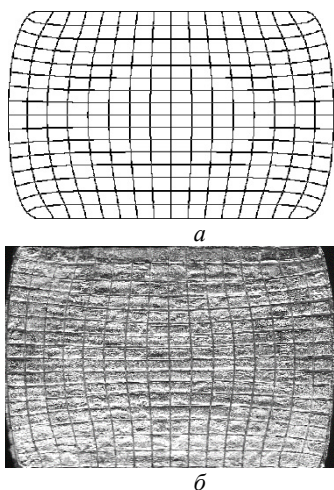


Рис. 4 – Осадження на 25 %, *а* – теоретична та *б* – експериментальна сітка

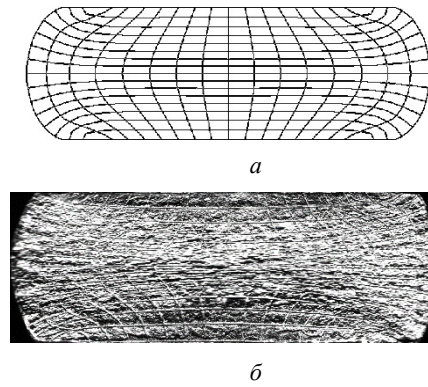


Рис. 5 – Осадження на 50 %, *а* – теоретична та *б* – експериментальна сітка

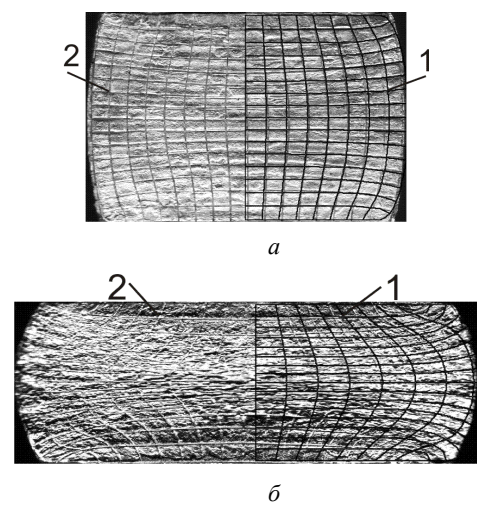


Рис. 6 – Зіставлення сіток: 1 – деформованої розрахункової; 2 – експериментальної після їх осадження: *а* – на 25 %; *б* – на 50 %

На рис. 7, *а* представлена деформована експериментальна сітка після накладення на неї теоретичної. Відхилення координат вузлів сітки становить 5...7 %.

Отримана сітка відповідає даним інших дослідників (рис. 7, *б*). В обох випадках розраховувався розподіл деформацій у поперечному перерізі заготовки після обтиснення на 50 %.

Порівняння деформованого стану експериментальної заготовки з результатами, які отримані розробленою програмою, дозволило зробити висновок про те, що результати моделювання з використанням запропонованої моделі достовірні.

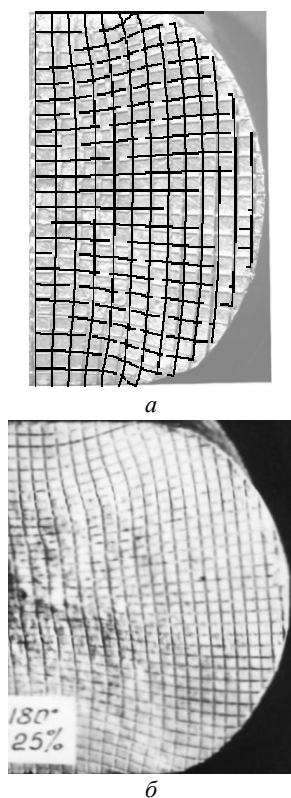


Рис. 7 – Порівняння сіток після деформації на 25 %, отримані в поперечному перерізі після протягування плоскими бойками: а – теоретичної; б – експериментальної

Використання в математичному апараті МСЕ виведених вище рівнянь при малій кількості елементів забезпечує виконання закону сталості об'єму заготовки в процесі деформації. Пряме рішення задачі моделювання без ітераційних процедур є важливим науковим результатом при моделюванні задач пластичного деформування МСЕ [1–3]. Зміна об'єму заготовки у випадку відкритого осадження з максимальним тертям і без тертя становить приблизно 2...4 %. Цей результат підтверджує високу точність одержуваних результатів з використанням закону зв'язку напружень і швидкостей деформацій через пружно-в'язку релаксуючу модель Максвелла. Рішення задачі деформування без додаткових ітераційних процедур дозволило зменшити час розрахунку в 2...3 рази.

Висновки

1. Встановлено рівняння, яке пов'язує компоненти напружень і швидкостей деформацій, на основі застосування реологічного середовища Максвелла.

2. Уточнена матриця пружно-в'язких характеристик матеріалу для визначення жорсткості скінченного елемента при моделюванні процесів гарячого пластичного деформування МСЕ. Це дозволило враховувати зміцнення і релаксацію напружень у сплаві при кувальних температурах без ітераційних процедур, що дало можливість зменшити обсяг обчислень в 2...3 рази, скоротити час і підвищити точність скінчено-елементного розрахунку. Встановлена модель з похибкою 5...7 % збігається з експериментальними даними реології металу в гарячому стані.

3. Розроблена програма на основі МСЕ. Вирішені тестові задачі: осадження і протягування циліндричних заготовок.

4. Проведено порівняння експериментальних і теоретичних сіток, які отримані при однакових умовах деформування в різних площинах перетинів заготовки. Отримані теоретичні результати по зміні координатної сітки відрізняються на 3...5 % від експериментальних даних, що дозволило зробити висновок про адекватність отриманої математичної моделі зв'язку напруг і швидкостей деформацій.

Bibliography (transliterated): 1. J. Chen, K. Chandrashekhara, V. L. Richards. Three-Dimensional Nonlinear Finite Element Analysis of Hot Radial Forging Process for Large Diameter Tubes, Mater. Manuf. Processes. 7 (2010). – P. 669–678. 2. Atanasovska I., Moncilovic G., Olivera E. Rate independent plasticity – a material nonlinearity in finite element analysis // 11th Intl. conf. / Research and development in mechanical industry RaDMI 2011. 15–18 September 2011. – P. 435–443. 3. Zhang Z. J. Simulation of 42CrMo steel billet upsetting and its defects analyses during forming process based on the software DEFORM-3D / Z. J. Zhang, G. Z. Dai, S. N. Wu, L. X. Dong, L. L. Liu // J. Mater. Sc. and Eng. – 2009. – № 499. – P. 49–52. 4. Scarabello D. FE modeling of large ingot hot forging / D. Scarabello, A. Ghiotti, B. Bruschi // Int. J. Materials Form. – 2010. – № 3. – P. 335–338. 5. Tanaka, Y. Development of high purity large forgings for nuclear power plants / Y. Tanaka, I. Sato // J. Nucl. Mater. – 2011. – № 417. – P. 854–859. 6. Kim Y. Efficient forging process to improve the closing effect of the inner void on an ultra-large ingot / Y. Kim, J. Cho, W. Bae // J. Mater. Process. Technol. – 2011. – № 211. – P. 1005–1013. 7. Optimization of open die forging of round shapes using FEM analysis / S. K. Choi, M. S. Chun, C. J. Van Tyne, Y. H. Moon // J. Mater. Process. Technol. – 2006. – № 1. – P. 88–95. 8. Cao, Z. X. Zhou, Y. H. Ren, B. Zhang, Analysis and FEM Simulation of Temperature Field in Wet Surface Grinding, Mater. Manuf. Processes. 6 (2010). – P. 399–406. 9. Audhesh Narayan, Vinod Yadava. Investigation of Temperature Distribution in the Workpiece during Creep Feed Surface Grinding Using Finit Element Method. – Vol. 27. – N 10. – 2012. 10. L. Liu, B. Liao, D. Li, Q. Li, Y. Wang, Q. Yang, Thermal-Elastic-Plastic Simulation of Internal Stress Fields of Quenched Steel 40Cr Cylindrical Specimens by FEM, Mater. Manuf. Processes. – 5 (2011). – P. 732–739. 11. H. Jafarzadeh, M. Zadshakoyan, Numerical and Experimental Studies of Splines Produced by Injection Forging Process, Materials and Manufacturing Processes. – 5 (2011). – P. 703–712. 12. Zbankov I. G. Rational Parameters of Profiled Workpieces for Upsetting Process / I. G. Zbankov, O. E. Markov, A. V. Perig // Int. J. of Advanced Manufacturing Technology, 2014. – Vol. 72. – № 5–8. – P. 865–872. – ISSN 0268–3768. 13. Aksakal B. Determination of experimental axial and sideways metal flow in open die forging / B. Aksakal, F. H. Osman, A. N. Bramley // Material and Desing – 2008. – № 3. – P. 576–583.

Надійшла (received) 30.10.2015

Відомості про авторів / About the Authors

Марков Олег Євгенійович, доктор технічних наук, професор, професор кафедри «Обробка металів тиском» Донбаської державної машинобудівної академії, вул. Шкадінова, 72, м. Краматорськ, Україна, тел.: (0626) 41-67-20. oleg.markov.ond@mail.ru

Markov Oleg Evgenijovich, Doctor of Technical Sciences, Full Professor. Professor at the Department of «Metal Forming» of Donbas State Engineering Academy, Shkadinova St., 72, Kramatorsk, Ukraine, tel.: (0626) 41-67-20. oleg.markov.ond@mail.ru

УДК 678.027.3

П. П. САВЧУК, Ю. М. ГРЕБЕНЧАК, І. М. ТКАЧУК, Д. А. ГУСАЧУК

ВПЛИВ ТИСКУ ФОРМУВАННЯ ЗА ЕКСТРУЗІЇ НА ФІЗИКО-МЕХАНІЧНІ ВЛАСТИВОСТІ ДЕРЕВО-ПОЛІМЕРНИХ КОМПОЗИТІВ

Досліджено вплив тиску формування на фізико-механічні властивості дерево-полімерного композиту. Результати показали значне покращення фізико-механічних властивостей таких як міцність за згину твердість, густина при збільшенні тиску формування. Встановлено суттєве зниження показників водопоглинання за збільшення тиску формування. Зроблено висновки, що покращення фізико-механічних властивостей відбувається за рахунок кращого проникнення полімеру в глибину наповнювача.

Ключові слова: дерево-полімерний композит (ДПК), екструзія, водопоглинання, фізико-механічні властивості.

Вступ. Дерево-полімерний композит або дерево-пластиковий (ДПК) виготовлено із звичайного чи повторно переробленого пластику та дрібних частинок деревини (деревної муки) або волокон. Деревно-пластикові композити є відносно новими матеріалами в порівнянні з довгою історією природних пиломатеріалів або традиційних деревних композитів, таких як ДСП або ДВП. Широкого використання деревні полімерні композити набули в США. Вони виготовляються шляхом змішування деревних частинок (деревної муки) і переробленого пластику. Завдяки хорошим експлуатаційним властивостям північноамериканський ринок ДПК активно розвивається. У міру збільшення об'ємів та сфер використання ДПК розробляються нові безпечні для здоров'я та довкілля екологічні та біодеградабельні матеріали на основі рослинних волокон чи порошків. Процес екструзії деревно-пластикових композитів відрізняється від екструзії звичайних пластмас. При цьому полімер повинен охопити всю поверхню деревної частинки, проникнути в її пори і тим самим забезпечити щільну молекулярну взаємодію між деревиною і полімером. З огляду на це, важливим є склад суміші, технологічний рівень обладнання та величина тиску під час екструзії.

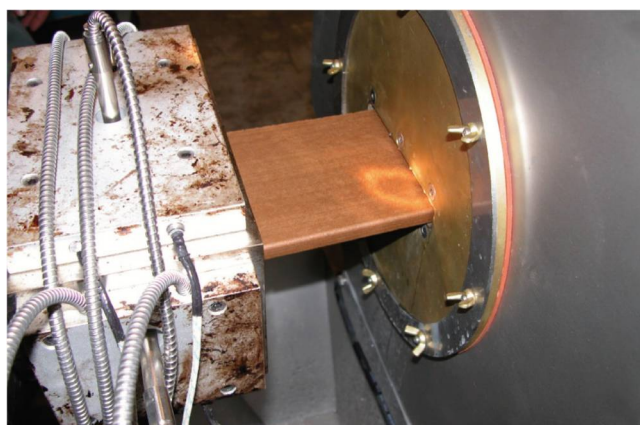
Технологія виготовлення зразків. В цілому, виготовлення зразків з ДПК це двостадійний процес. Змішування деревної муки і полімеру (наприклад поліетилену високої щільності, поліетилену низької щільності та полівінілхлориду), їх змішують разом до тістоподібної консистенції – рецептури. Змішування може бути ручним для кожної порції чи технологічним (безперервним) процесом. Крім того, до основного інгредієнту – деревини додають різного роду речовини (зокрема стабілізатори, піноутворюючі речовини, барвники) для покращення кінцевих властивостей. Наприклад, мастила покращують зовнішній вигляд поверхні.

При литті під тиском розплавлений композит виштовхують в холодну форму, а під час пресування розплавлений композиційний матеріал знаходиться між двома половинами форми.

В даному випадку використали метод екструзії, при якому розплавлений композит виштовхується через фільтр у прес форму (рис. 1), оскільки більшість ДПК виробляється за допомогою екструзії, під час якої використовуються різні типи екструдерів, щоб сформувати кінцеву форму матеріалу.



а



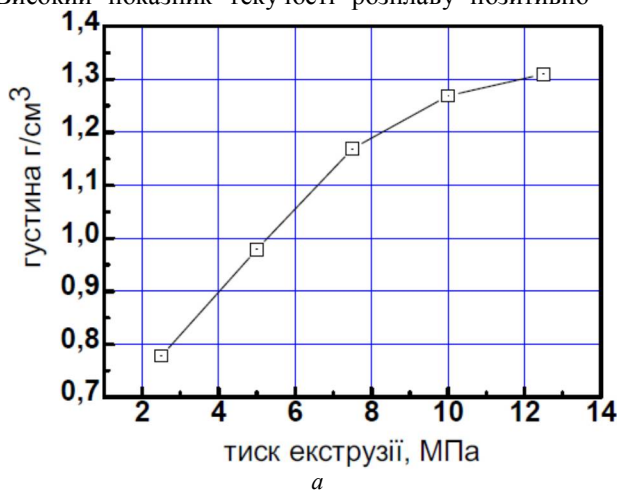
б

Рис. 1 – Формування деревно-полімерного композиту методом екструзії: а – машина для лиття під тиском; б – частина сформованого виробу з дерево-пластикового композиту.

Визначення показників водопоглинання проводилось відповідно до ГОСТ 4650-80. Зразки для випробувань виготовляли механічною обробкою відповідно до ГОСТ 26277. Твердість,

міцність на згин та густину визначали за ISO 2039-1 (DIN 53456), ГОСТ 9550-81 і ГОСТ 15139-69 відповідно.

Результати досліджень. Під час оцінювання технологічності термопластів головною характеристикою є показник текучості розплаву. Під цим розуміють певну масу розплаву полімеру (в грамах), яка витікає через калібрований капіляр стандартних розмірів під дією фіксованого навантаження за певної вибраної температури розплаву, визначеної для кожного полімеру. Ця методика є основою для рекомендацій щодо способу переробки полімерних матеріалів на виробі. Високий показник текучості розплаву позитивно



впливає на однорідність матеріалу, а саме призводить до зменшення кількості пор, кращого зчеплення з поверхнею деревної частинки полімеру та кращого його проникнення в частинку, що в свою чергу забезпечує щільну молекулярну взаємодію між деревиною і полімером. Однак, видаленню бульбашок газу та забезпеченню однорідності матеріалу сприяє й тиск, що діє на зразок під час екструзії. На рис. 2, а показано залежність густини дерево-полімерного композиту від тиску екструзії.

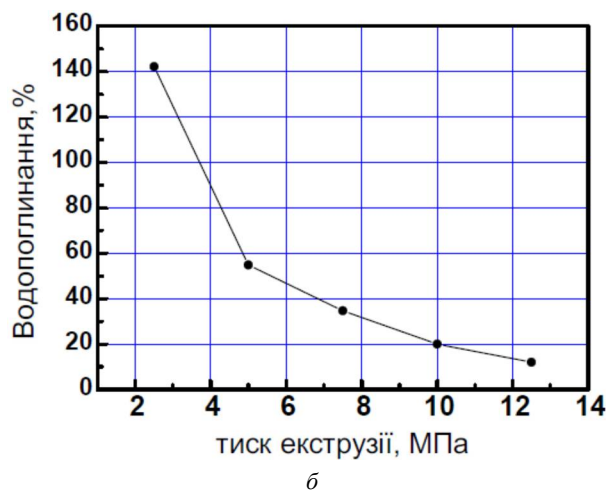


Рис.2 – Вплив тиску за екструзії: а – на густину(щільність) дерева-полімерного композиту; б – на показники водопоглинання дерева-полімерного композиту

Як видно із залежності, густина матеріалу збільшується з підвищенням тиску майже вдвічі, що в свою чергу позитивно впливає на показники водопоглинання. Адже, від густини матеріалу, а точніше від пористості залежить показник водопоглинання. Так при збільшенні тиску формування за екструзії дані показники знижуються майже у 12 разів (див. рис. 2, б). Такі відносно низькі значення водопоглинання можемо пов'язати з підвищенням густини композитного матеріалу, адже в основному поглинання води відбувається в зовнішніх шарах композиційних матеріалів і послідовно проникає вглиб матриці. Поглинання води ДПК залежить від пористості, кількості деревної муки і доступності зовнішньої води. Композити зазвичай пористі, а ступінь їх пористості визначається вологістю сировинного матеріалу і умовами переробки (в першу чергу локальним перегрівом), які визначають щільність (питому вагу) кінцевого виробу. Чим більший вміст вологи у вихідній сировині, тим вища кількість летючих продуктів, що утворюються при переробці; чим вища пористість, тим нижча щільність матеріалу і тим вищий показник поглинання води.

Пори в композиційних матеріалах зазвичай відкриті і утворюють ланцюжки, що пронизують всю матрицю. Вода проникає всередину композиційної матриці дуже повільно. У деревині ж проникнення води відбувається швидше. Мінеральні наповнювачі, як правило, не поглинають воду або поглинають в дуже малій кількості, тому

вони знижують показник водопоглинання. Що стосується полімеру, то чим нижчий його вміст, тим вищий показник поглинання води за такого ж хімічного складу. Тому збільшення вмісту полімеру в композиті веде до зменшення поглинання води.

Випробування на водопоглинання зразків полімерів, деревини і дерево-полімерних композитних матеріалів показало, що найбільш стійкими до поглинання вологи є чисті полімерні матеріали, але дерево-полімерні композити також мають достатньо низькі показники водопоглинання див. рис. 2. Такі низькі показники (порівняно із звичайним деревом) є однією з найбільших переваг дерево-полімерних композитних матеріалів, а це в свою чергу відноситься насамперед до стійкості мікробіологічного розкладання. Для зменшення показника водопоглинання композиційного матеріалу намагаються до його хімічного складу додавати якомога більше полімерної складової настільки, наскільки це можливо. Густина (щільність) у ДПК вища, ніж у деревини і чистих полімерних матеріалів. Це пов'язано з вмістом в складі композиційних матеріалів мінеральних наповнювачів, а також з тим, що щільність деревної муки вища, ніж щільність звичайної деревини.

Загалом підвищення тиску екструзії сприяє покращенню якості всього композитного матеріалу, зокрема про це свідчать результати дослідження, представлені на рис. 2 та показники міцнісних характеристик наведенні в рис. 3.

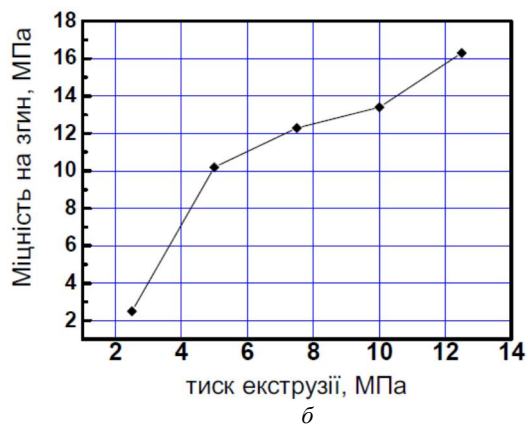
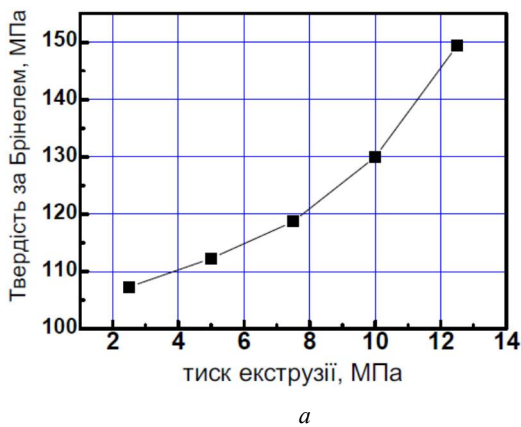


Рис.3 – Вплив тиску за екструзії на:
 а – твердість дерево-полімерного композиту; б – міцність дерево-полімерного композиту

Як свідчать результати досліджень, за збільшення тиску екструзії зростає й твердість композитного матеріалу майже в 1,5 рази (див. рис. 3, а), а міцність за згину майже у 7 разів (див. рис. 3, б).

Висновки. Отже, досліджено вплив тиску формування на фізико-механічні властивості дерево-полімерного композиту. Зокрема, збільшення тиску формування за екструзії підвищує густину (щільність) дерево- полімерного матеріалу у 2 рази, твердість – у 1,5 рази, міцність за згину – у 7 разів. При цьому показники водопоглинання знижуються майже у 12 разів. Це призводить до кращих експлуатаційних характеристик, зокрема стійкості мікробіологічному розкладанню. Результати дослідження свідчать про те, що збільшення тиску формування, в цілому, покращує

фізико-механічні властивості дерево-полімерних композитів за рахунок кращого проникнення полімеру в глибину наповнювача. Отримані результати підтверджуються іншими вітчизняними та закордонними працями [1, 2] та ін.

Список літератури: 1. Касперович О.М. Разработка технологии производства высоконаполненных древесно-полимерных компонентов / О.М. Касперович, В.В. Яценко, Е.С. Лосик // Труды БГТУ. – Минск. – 2012. – № 4. – С. 142–144. 2. Клесов А.А. Древесно-полимерные композиты / А.А. Клесов. – СПб.: НОТ, 2010. – 353 с

Bibliography (transliterated): 1. Kasperovych O. V., V. V. Yatsenko and E. S. Losyk. «Razrobotka tehnologii proizvodstva vysokonapolnennyh drevесno-polimernykh komponentov». *Trudy BGTU Minsk*, 2012. 142–144. Print. 2. Klesov A. A «Drevесno-polimernye kompozity.» SPb, NOT (2010) 353.

Надійшла (received) 21.12.2015

Відомості про авторів / About the Authors

Савчук Петро Петрович – доктор технічних наук, професор, Луцький національний технічний університет, професор кафедри матеріалознавства та пластичного формування конструкцій машинобудування м. Луцьк; тел.: (066) 789-28-93; e-mail: savchuk71@gmail.com

Гребенчак Юлія Миколаївна – кандидат технічних наук, Луцький національний технічний університет, старший викладач кафедри матеріалознавства та пластичного формування конструкцій машинобудування; м. Луцьк, (095) 212-51-79; e-mail: tkachuk-yulya@yandex.ru

Ткачук Іванна Миколаївна – Луцький національний технічний університет, аспірант; (095) 309-16-15; e-mail: ivanna_tkachuk@ukr.net

Гусачук Дмитро Анатолійович – кандидат технічних наук, доцент, Луцький національний технічний університет, доцент кафедри матеріалознавства та пластичного формування конструкцій машинобудування; м. Луцьк, тел.: (099) 244-15-95; e-mail: gda2002@yandex.ua

Savchuk Petro Petrovych – Doctor of Technical Sciences, Full Professor, Lutsk National Technical University, Associate Professor at the Department of Materials Science and Engineering Constructions of Plastic Formation Lutsk; тел.: (066) 789-28-93; e-mail: savchuk71@gmail.com

Hrebenchak Yulia Mykolayivna – Candidate of Technical Sciences (Ph. D.), Lutsk National Technical University, Associate Professor at the Department of Materials Science and Engineering Constructions of Plastic Formation; (095) 212-51-79; e-mail: tkachuk-yulya@yandex.ru

Tkachuk Yvanna Mykolayivna – Lutsk National Technical University, graduate student; (095) 309-16-15; e-mail: ivanna_tkachuk@ukr.net

Husachuk Dmytro Anatoliyovych – Candidate of Technical Sciences (Ph. D.), Docent, Lutsk National Technical University, Associate Professor at the Department of Materials Science and Engineering Constructions of Plastic Formation; тел.: (099) 244-15-95; e-mail: gda2002@yandex.ua

УДК 621.777.01

Б. П. СЕРЕДА, Ю. О. БЕЛОКОНЬ, І. В. КРУГЛЯК, О. В. ХАРЧЕНКО, Д. О. КРУГЛЯК, Д. Б. СЕРЕДА

РОЗРОБКА РЕСУРСОЗБЕРІГАЮЧОЇ ТЕХНОЛОГІЇ ОТРИМАННЯ ІНТЕРМЕТАЛІДНИХ СПЛАВІВ В УМОВАХ СВС-ПРЕСУВАННЯ

Запропонована технологія СВС-пресування при виробництві інтерметалідних сплавів є конкурентоспроможною, ресурсо- та енергозберігаючою, дає змогу отримувати заготовки з жароміцних і жаростійких матеріалів з заданими службовими характеристиками правильної та контрольованої форми. Встановлено, що при збільшенні зусилля пресування до 70 тонн, витримці 20 с та дисперсності порошку титану 80 мкм пористість отриманого зразку зменшується до показника 1...3%.

Ключові слова: СВС-пресування, інтерметалідний сплав, пористість, структура.

Вступ. На сьогоднішній день для України актуальною є розробка нових технологій, що забезпечують отримання нових матеріалів необхідних експлуатаційних характеристик при мінімальному часі їх формування. Такими технологіями можуть служити способи отримання інтерметалідів на основі високотемпературного синтезу (СВС). Силове СВС-компактування є одним із різновидів СВС-технології [1]. Це тип технології, в якому гарячі пористі продукти СВС, які ще не встигли охолонути, ущільнюються зовнішніми силовими діями (пресуванням, екструзією, прокаткою, обробкою вибухом) [2].

Мета роботи – отримання безпористих інтерметалідних сплавів і виробів заданої форми з використанням пластичних властивостей продукту синтезу при високих температурах.

Технологія СВС-пресування починається з вибору і підготовки початкової сировини, її характеристик, які в свою чергу впливають на якість кінцевого матеріалу, одержуваного при СВС-пресуванні [1]. До основних показників, що характеризують вихідні матеріали відносяться: дисперсність, вміст домішок (особливо домішок, схильних до газифікації в процесі горіння), форма частинок, забруднення домішками адсорбованими, механічними і розчиненими.

Далі послідовність операцій в технології СВС-пресування будується відповідно до часової діаграми СВС-пресування (рис. 1.2.).

Час запалення t_1 варіюється в межах 0,3...0,7 с і залежить від потужності електричного імпульсу на запалюючу спіраль і від екзотермічності шихти. Час проходження по шихтовій заготовці хвилі горіння $t_2 - t_1$ складає 0,5...15 с і визначається теплофізичними і хіміко-кінетичними характеристиками шихти. Час затримки пресування $t_3 - t_2$ складає 1...5 с і пов'язане з часом протікання процесів дегазації і охолодження

пресуємої маси шихти. Затримка пресування необхідна, в першу чергу, для проходження процесів дегазації продуктів СВС перед їх ущільненням. Ранній початок деформації пористої гарячої заготовки приводить до закупорення газів, що виділяються з адсорбованого і розчиненого стану, а також з газифікуючих домішок. Таке закупорення перешкоджає ефективному ущільненню матеріалу, збільшує його залишкову пористість і змінює його хімічний склад. При дуже великих значеннях часу затримки температура пористих продуктів СВС може знизитися так значно, що рідка фаза в них частково або повністю затвердіє і повне їх ущільнення стане неможливим. Час витримки гарячого синтезованого зразка під тиском $t_4 - t_3$ залежить від складу шихти, швидкості охолодження зразка і складає 3-120 с. Збільшення часу витримки під тиском покращує фізико-механічні властивості компактованого СВС-матеріалу. Проте, на відміну від методів традиційної порошкової металургії, при СВС-компактуванні для кожного матеріалу існує цілком певне значення часу витримки, перевищення якого приводить до руйнування зразка. Це пояснюється тим, що синтезована заготовка в процесі пресування знаходиться в істотно неізотермічних умовах.

Тиск до пресування P_0 або попередній тиск, створюваний на шихтовій заготовці перед її запаленням, також повинен бути оптимальним. Використовування сипкого теплоізолятора, що виконує роль середовища, яке передає тиск і дозволяє відводити газу, що виділяється, приводить до існування критичного значення тиску до пресування. Це пов'язано з тією обставиною, що частинки піску мають вкрай низьку міцність на роздавлювання. При перевищенні критичного значення P_0 відбувається подрібнення піщаного середовища, що приводить до різкого погіршення умов дегазації зразку внаслідок зменшення каналів фільтрації між частинками піску.

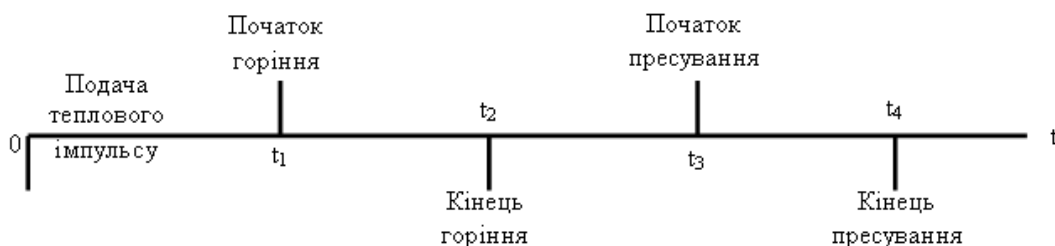


Рис. 1 – Часова діаграма процесу СВС-пресування

Схема обладнання при проведенні процесу СВС-пресування представлена на рис. 2. У якості реакційного середовища, використовувалися суміші порошків дисперсністю 80...200 мкм наступних матеріалів:

Al – алюміній марки АСД1 (ТУ 48-5-226-82);

Ti – титан марки ПТХ5-1 (ТУ 113-12-132-83).

Процеси підготовки порошків до пресування займають досить важливе місце в загальній схемі виробництва інтерметалідів [3].

Основними операціями при підготовці порошків до пресування є сушка, розсів і змішування.

Перед змішуванням суміші порошків просували при температурі 75...120 °С протягом 1...3 год. З метою одержання порошків із частками певного розміру роблять так звану класифікацію або розсів порошків.

Змішування порошків проводилося в барабанному млині протягом 2..4 годин залежно від маси шихти. Співвідношення компонентів обиралось за стехіометричними розрахунками.

Підготовлену таким чином, ретельно перемішану реакційну суміш, зважену на електронних терезах, засипали в реактор. Для компактування початкових заготівель застосовувався прес ПСУ-125.

Експериментальні криві ущільнення і результати моделювання пресування синтезованого продукту дозволяють зафіксувати чотири чітко виражених зони, що визначають стадійність структуроутворення при СВС-пресуванні [4, 5].

Перша стадія пресування – від насипної щільності (характеристика вихідного матеріалу) до щільності порового рівня, характеризується переважно структурною деформацією, переукладкою частинок, зміною порового простору. Ущільнення порошкової суміші відбувається за рахунок зменшення обсягів повітряних включень у матеріалі і закриття макропор. Наявність цієї стадії обумовлена властивостями стисливості порошкового матеріалу. Щільність зразка також відіграє важливу роль у можливості здійснення режиму теплового

самозаймання. Режим об'ємного теплового вибуху спостерігається тільки для зразків високої щільності 55...70%.

Друга стадія – стадія теплового самозаймання – відбувається стрибкоподібне зростання відносної щільності, що свідчить про деяке самоущільнення γ -TiAl сплаву в процесі синтезу, мабуть, під дією сил поверхневого натягу. Відбувається початкова стадія структуроутворення алюмініду титану – плавлення алюмінію, викликане тепловим імпульсом, і його подальше розтікання по капілярно-каналах пористого середовища. Подальша дифузія атомів алюмінію в грати частинок титану призводить до зародження в дифузійній зоні інтерметалідних з'єднань TiAl₃ [4]. Пористість інтерметаліду після завершення синтезу становить 30%. Мікроструктура отриманих зарзків представлена на рис. 3, а, б.

Третя стадія ущільнення характеризується структурною деформацією. Гранична щільність стадії 85... 92%. У системі, яка містить 39,6% мас. Al, шар, що раніше утворився обмежує переміщення атомів алюмінію в титановий матеріал. При цьому відбувається нарощування шару TiAl₃, що призводить до збіднення алюмінієвої маси і подальшого зародження моноалюмініду титану [5]. При поширенні процесу вглиб титанової маси концентрація алюмінію зменшується, що стає причиною зародження інтерметаліду TiAl. Мікроструктура зразка в процесі зародження інтерметаліду TiAl на третій стадії процесу представлена на рис. 3, в.

Четверта стадія – заключна стадія структуроутворення. Відбувається вирівнювання складу інтерметалідних шарів, в першу чергу завдяки перекристалізації TiAl₃ в TiAl і вторинному структуроутворенню Ti₃Al в результаті розчинення внутрішнього титанового ядра. В останній стадії ущільнення, щільність пресування досягає 98... 99% від теоретичної, що відповідає вимогам, пропонованим до сильнозавантаженим деталям. Залишкова пористість інтерметаліду становить 1... 3%. Мікроструктура зразка після завершення процесу СВС-пресування представлена на рис. 3, г.

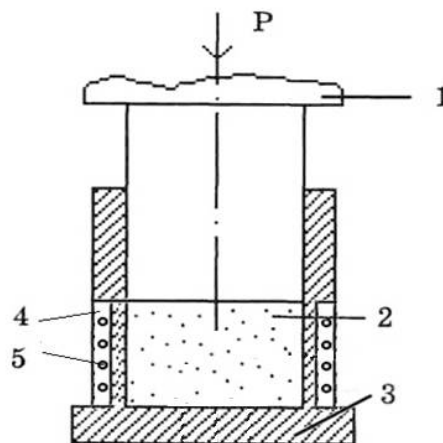
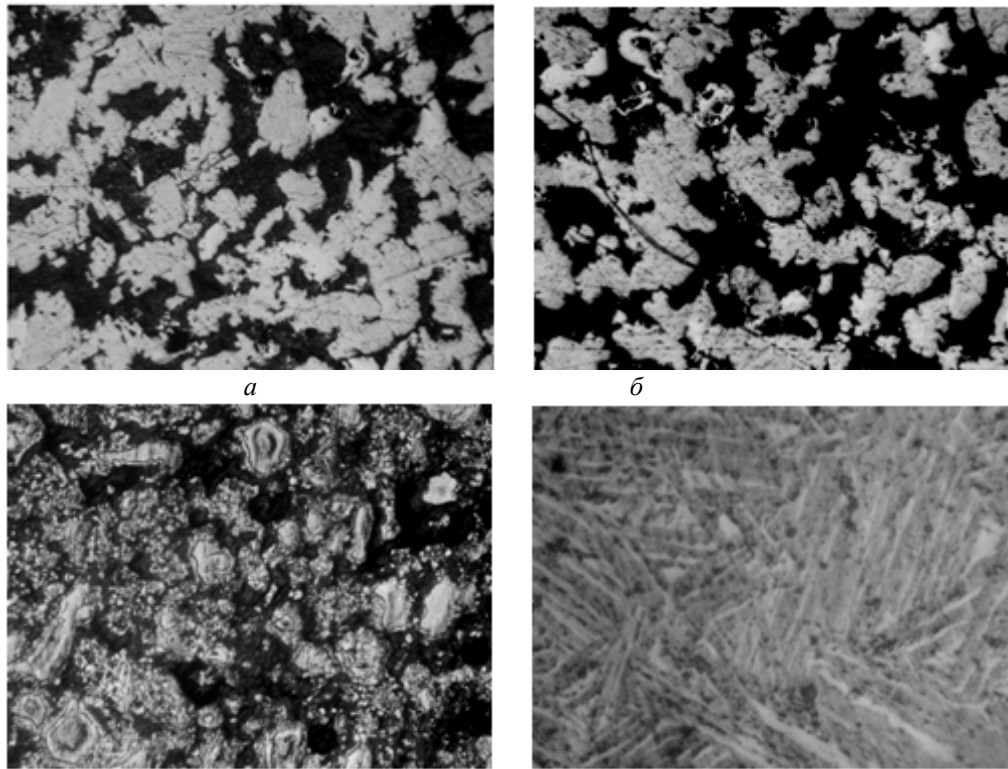


Рис. 2 – Принципова схема обладнання при СВС-пресуванні:
1 – пуансон; 2 – шихта СВС; 3 – пресформа; 4 – теплоізоляційний матеріал 5 – нагрівальний пристрій.



62

Рис. 3 – Мікроструктура зразка інтерметалідного сплаву TiAl, $\times 100$: а, б – друга стадія СВС-пресування; в – третя стадія; г – четверта стадія

Аналіз отриманих експериментальних даних дозволяє запропонувати наступний механізм пресування продуктів високотемпературного реагування в режимі СВС. Після проходження теплового синтезу в шихтовій заготовці матеріал являє собою високопористу систему, що складається з утворених зерен тугоплавкої фази, рідкофазної складової (при наявності у вихідній суміші компонента, що має температуру плавлення нижче температури синтезу) і вихідних компонентів, які не встигли вступити в реакцію у фронті і повільно продовжують реагувати. У початковий момент пресування ущільнення матеріалу, обумовлене взаємним ковзанням утворених зерен один щодо одного і їх укладанням з максимально можливою для даних умов щільністю, відбувається з дуже великою швидкістю. Роль мастила в цьому випадку виконує рідка фаза. Іноді це може бути і не встиг вступити у взаємодію компонент реакційної суміші.

Процес усадки матеріалу в результаті прослизання і аккомодатії зерен протікає при малих навантаженнях і в надзвичайно короткі проміжки часу, а після його завершення ущільнення системи можливе лише при пластичній деформації зерен.

При збільшенні часу пресування починається пластичне деформування матеріалу. На цій стадії утворилися зерна тугоплавких сполук ростуть, зливаються і деформуються під прикладеним тиском, в результаті чого відбувається різке закупорювання пор, а загальний рівень пористості матеріалу падає.

За остаточне ущільнення матеріалу відповідає процес дифузійного запливання пір, швидкість якого

в значній мірі залежить від температури матеріалу і характеристик рідкої фази. При низькій температурі або в відсутність рідкої фази усадка матеріалу за рахунок дифузійного заліковування пористості може бути незначною або не відбувається взагалі.

Слід зазначити, що поділ процесу СВС-пресування на стадії досить умовно, тому що на кожній з них одночасно протікають всі процеси, що визначають ущільнення матеріалу. Мова йде тільки про переважне внесок кожного процесу в загальне ущільнення продукту синтезу на тій чи іншій стадії пресування.

З метою вивчення залежності пористості інтерметалідів від зусилля пресування, дисперсності порошку Ti та часу витримки використовуємо повний факторний експеримент з використанням основним рівнем за матричним методом.

Першим чинником (X_1) обираємо зусилля пресування (P , тонни), другим чинником (X_2) впливу є дисперсність порошку Ti (D , мкм), третім (X_3) – час витримки (τ , сек). Параметр оптимізації (Y) – пористість інтерметалідного сплаву після ($Pd\%$).

Аналіз отриманої залежності (рис. 4) показує, що при збільшенні зусилля пресування від 20 до 70 т. пористість стає меншою і досягає показників менше 5%. При збільшенні зусилля пресування та витримки до 20 сек. пористість також стає меншою. При збільшенні зусилля пресування до 70 тонн, витримці 20 с та зменшення дисперсності порошку Ti до 80 мкм. пористість отриманого зразку зменшується до показника 1...3%.

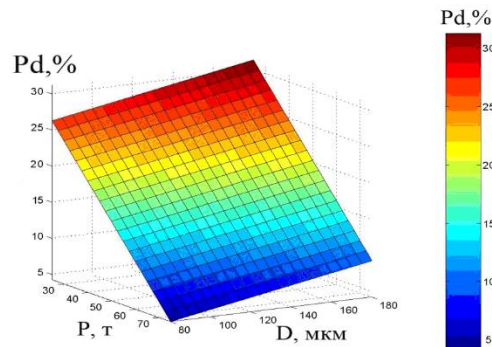


Рис. 3 – Вплив зусилля пресування та дисперсності порошку Ті на пористість інтерметаліду ТiAl.

Висновки. Запропонована технологія СВС-пресування при виробництві інтерметалідних сплавів є конкурентоспроможною, ресурсо- та енергозберігаючою, дає змогу отримувати заготовлі з жароміцних і жаростійких матеріалів з заданими службовими характеристиками правильної та контрольованої форми. Це все рекомендує розроблену технологію до промислового використання при отриманні деталей газотурбінних двигунів.

Список літератури: 1. Мержанов, А. Г. Процессы горения и синтеза материалов / А. Г. Мержанов. – Черногловка: ИСМАН, 1998. – 512 с. 2. Амосов, А.П. Порошковая технология самораспространяющегося высокотемпературного синтеза материалов / А.П. Амосов, И.П. Боровинская, А.Г. Мержанов. – М.: Машиностроение-1, 2007. – 567 с. 3. Левашов, Е.А. Физико-химические и технологические основы самораспространяющегося высокотемпературного синтеза / Е.А. Левашов, А.С. Рогачев, В.И. Юхвид, И.П. Боровинская. – М.: БИНОМ, 1999. – 176 с. 4. The Processes Research of Structurization of Titan Aluminides Received by SHS / B. Sereda, I. Kruglyak, A. Zherebtsov, Y. Belokon' // Material Science & Technology. – Pittsburg, USA. – 2009. – P. 2069-2073.

5. Sereda, B. The Modeling and Processes Research of Titan Aluminides Structurization Received by SHS Technology / B. Sereda, A. Zherebtsov, Y. Belokon' // TSM-2010 Annual Meeting and Exhibition. – Seattle, USA. – 2010. –P. 99-105.

Bibliography (transliterated): 1. Merzhanov, A. G.. Protsessy goreniya i sinteza materialov. Chernogolovka: ISMAN, 1998. Print. 2. Levashov, E.A., Rogachev, A.S., Yukhvid, V.I. and Borovinskaya I.P. Fiziko-khimicheskie i tekhnologicheskie osnovy samorasprostranyayushchegosya vysokotemperaturnogo sinteza. Moscow: BINOM, 1999. Print. 3. Amosov, A. P., Borovinskaya, I. P. and Merzhanov, A. G. Poroshkovaya tekhnologiya samorasprostranyayushchegosya vysokotemperaturnogo sinteza materialov. Moscow: Mashinostroenie-1, 2007. Print. 4. Sereda, B., Kruglyak, I., Zherebtsov, A. and Belokon' Y. (2009) "The Processes Research of Structurization of Titan Aluminides Received by SHS" Material Science & Technology. Pittsburg, USA. 2009. 2069-2073. Print. 5. Sereda, B., Zherebtsov, A. and Belokon' Y. (2010) "The Modeling and Processes Research of Titan Aluminides Structurization Received by SHS Technology" TSM-2010 Annual Meeting and Exhibition. Seattle, USA. 2010. 99-105. Print.

Надійшла (received) 25.11.2015

Відомості про авторів / About the Authors

Серета Борис Петрович – доктор технічних наук, професор, м. Запоріжжя; тел.: (066) 2948943; e-mail: seredabp@rambler.ru.

Белоконь Юрій Олександрович – кандидат технічних наук, докторант, Запорізька державна інженерна академія; тел.: (096) 1129554; e-mail: belokonura@rambler.ru.

Кругляк Ірина Василівна – кандидат технічних наук, доцент, Запорізька державна інженерна академія, доцент кафедри обробки металів тиском, тел.: (066) 1031727; e-mail: krugly@ukr.net.

Харченко Олександр Вікторович – кандидат технічних наук, доцент, Запорізька державна інженерна академія, доцент кафедри металургії чорних металів, тел.: (050) 4819448; e-mail: odds@i.ua.

Кругляк Дмитро Олександрович – кандидат технічних наук, Запорізька державна інженерна академія, доцент кафедри обробки металів тиском, тел.: (067) 3553463; e-mail: krugly@ukr.net.

Серета Дмитро Борисович – Запорізька державна інженерна академія, аспірант кафедри металургії чорних металів, тел.: (063) 2260817; e-mail: seredadb@rambler.ru.

Sereda Boris Petrovich – Doctor of Technical Sciences, Full Professor, Zaporozhye, tel.: (066) 2948943; e-mail: seredabp@rambler.ru.

Belokon' Yuri Aleksandrovich – Candidate of Technical Sciences (Ph. D.), Doctoral student, Zaporozhye State Engineering Academy, tel.: (096) 1129554; e-mail: belokonura@rambler.ru.

Kruglyak Irina Vasylevna – Candidate of Technical Sciences (Ph. D.), Docent, Zaporozhye State Engineering Academy, Associate Professor at the Department of Metal Forming, tel.: (066) 1031727; e-mail: krugly@ukr.net.

Kharchenko Aleksandr Viktorovich – Candidate of Technical Sciences (Ph. D.), Docent, Zaporozhye State Engineering Academy, Associate Professor at the Department of Ferrous Metallurgy, tel.: (050) 4819448; e-mail: odds@i.ua.

Kruglyak Dmitry Olegovich – Candidate of Technical Sciences (Ph. D.), Zaporozhye State Engineering Academy, Associate Professor at the Department of Metal Forming, tel.: (067) 3553463; e-mail: krugly@ukr.net.

Sereda Dmytro Borisovich – Zaporozhye State Engineering Academy, graduate student of ferrous metals, tel.: (063) 2260817; e mail: seredadb@rambler.ru.

УДК 621.771.07:669.2

Т. С. СКОБЛО, А. К. АВТУХОВ, Е. Л. БЕЛКИН

ОПТИКО-МАТЕМАТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ СТРУКТУРООБРАЗОВАНИЯ РАБОЧЕГО СЛОЯ ВАЛКОВ ИСПОЛНЕНИЯ ЛПХНМдц

Выполнен оптико-математический анализ изображения микроструктур хромоникелевого чугуна в литом и термообработанном состоянии. При выполнении работы использовали специально разработанную методику компьютерного исследования, основанную на гидродинамических аналогиях, происходящих при формировании фаз. Показано, что более низкая доля остаточного аустенита формируется уже в литом состоянии при отливке валков в металлическую форму, нагретую до 200–210°C. При этом выявлено, что графит имеет множество, связанных с кристаллографической ориентацией выделений.

Ключевые слова: прокатные валки, хромоникелевый чугун, термообработка, микроструктура, компьютерная обработка шлифов, структурные фазы.

Введение. Условия работы валков горячей прокатки характеризуются сочетанием циклических воздействий температуры и высоких удельных давлений.

В качестве основных требований к материалу листопркатных валков выдвигают высокую твердость и достаточную глубину рабочего слоя, износостойкость, прочность, а также повышенную устойчивость к образованию трещин термической усталости[1]. Одной из причин вызывающей образования трещин в рабочем слое валков является нестабильность свойств в период эксплуатации из-за наличия остаточного аустенита и его распада.

Анализ состояния вопроса. В условиях термоциклического воздействия и высоких удельных давлений распад остаточного аустенита сопровождается ростом напряжений, трещинообразованием и разрушением рабочего слоя валка при эксплуатации. В связи с этим в настоящее время достаточно остро стоит вопрос снижения содержания остаточного аустенита в рабочем слое прокатных валков при их кристаллизации и термической обработке[2].

Целью данных исследований явилось изучение содержания доли остаточного аустенита в структуре листопркатных валков исполнения ЛПХНМдц при их производстве.

Исследовали образцы чугуна, отобранные от рабочего слоя двухслойных хромоникелевых центробежнолитых валков, имеющих следующий химический состав, %: 2,92–3,25C; 0,94–0,98 Si; 0,51–0,53 Mn; 1,7–1,73 Cr; 4,18–4,24 Ni; 0,26–0,28 Mo; 0,006–0,007 Ti; 0,16–0,17 V; 0,062–0,066 B.

Для исследований были отобраны образцы валков, у которых параметры отливки отличаются только температурой металлической формы при заливке. Для валка № 1 металлическая форма перед заливкой была нагрета до 130°C, для – №2 – до 200°C, а для №3 – до 210°C. Оценивали структуру валков до и после термической обработки.

Анализ основных достижений и литературы. Учитывая тот факт, что при металлографических исследованиях четко не удается определить соотношение фаз и выделить остаточный аустенит, который по цвету в оптическом микроскопе похож на феррит или бейнит в работе использовали методику компьютерного исследования, основанную на

гидродинамических аналогиях, происходящих при формировании фаз. Данная методика подробно изложена в работах [3,4].

Результаты исследований. С помощью компьютера были обработаны полученные в формате bmp изображения микроструктур хромоникелевого чугуна в литом и термообработанном состояниях, обеспечивающих наиболее полный распад остаточного аустенита. Оцифровка этих изображений проводилась в формате ppm по специально разработанной программе. В этом формате имеется 256 цветов от 0 до 255 включительно. Одним из главных достоинств этого метода является то, что он нечувствителен к дефектам металлографических изображений, поскольку в его основе лежит анализ разности цветов пикселей, а не сами цвета, которые могут быть искажены при неправильно выбранных режимах травления структуры или ее съемке [4].

Отличительной особенностью данных исследований являлось то, что дополнительно исследовали не травленные шлифы (только графит) и сопоставляли их с – травленными (графит + основная структура металла). Изучение не травленных и травленных шлифов было вызвано необходимостью определения содержания включений графита и последующее исключение его из структуры для более четкой идентификации других фаз.

Для изучения образцов была разработана специальная компьютерная методика, которая состоит в том, что строили гистограммы цветов с шагом 1, а не 17, как в основной методике, и подбирали такой интервал, чтобы поточечный рисунок его совпадал с формой графита на фотографии. Он оказался равным интервалу от 8 до 103. Если цвет больше 7 и меньше 104, то для такого пикселя прибавляется 1. Отношение этой суммы к общему числу пикселей на фотографии, умножали на 100, что дало возможность определить процентное содержание графита.

На первый взгляд по фотографии кажется, что графит имеет определенный цвет. На самом деле это сочетание цветов.

Процесс определения количества распределения цветов на травленных шлифах состоял в следующем: из 256 цветов (оттенков серого цвета), различаемых компьютером, строили гистограммы

16 цветов для удобства обработки и сокращения времени расчетов. Построение их простое. Чтобы накапливать такую гистограмму, нужно пройти все точки фотографии одну за другой, разделить (количество точек определенного цвета) цвет точек на 17, и к целой части отношения прибавить 1, тем самым получив номер в массиве гистограммы. Например, цвет 7, будучи деленным на 17, дает 0. Прибавляя к нему 1, получим 1. То есть, цвета от 0 до 16 будут накапливаться в первом элементе гистограммы цветов. При цветах от 17 до 33 – во втором элементе гистограммы, и т.д. При таком способе к 16 будет относиться только цвет 255. Для рассматриваемого чугуна, этого оказалось недостаточным.

Накопленные суммы делили на число точек, умножали на 100, и получали процентное содержание каждого цвета на шлифе. Удобство этого способа состоит в том, что функции, являющиеся первыми, вторыми и т.д. характеризуются разностями цветов, опять будут кратны 17.

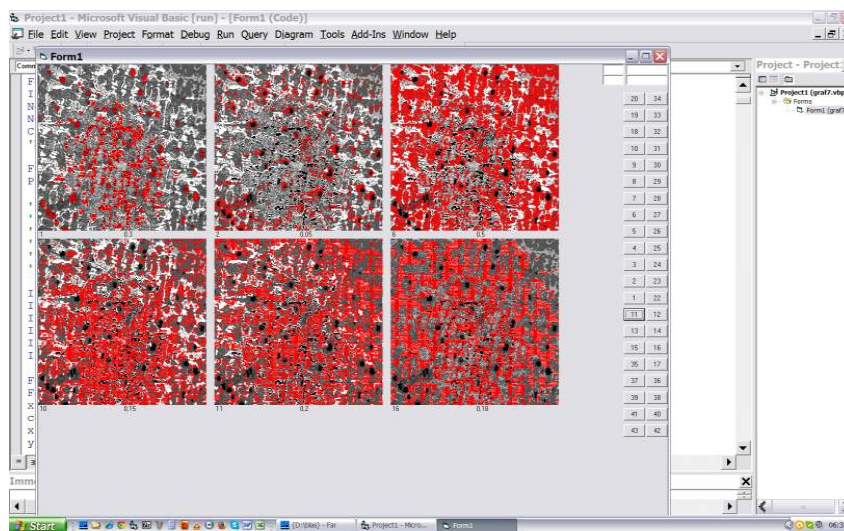
Результаты компьютерной обработки травленных шлифов представлены на рис. 1

На представленных изображениях рассматриваются все подобласти размером 10 на 10 пикселей. Одни и те же фотографии исследованных шлифов повторяются 6 раз. Анализируются 6 наиболее ходовых цветов 1, 2, 6, 10 (аустенит), 11 и 16. Они расположены сверху вниз, слева направо, кроме того, подписаны.

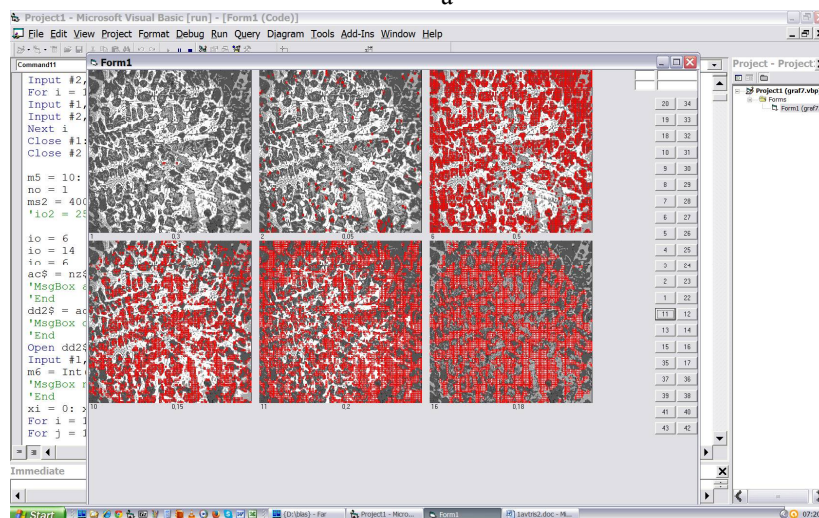
Процентное соотношение цветов, изученных шлифов представлены в табл. 1.

Анализ процентного содержания структурных составляющих в табл. 1 показал, что цвета 1, 2, 3, и 5 относятся к включениям графита (рис. 2, шлифы № 1 и № 5 с различной долей графита), цвета 6 и 7 характерны для процентного содержания феррита, цвет 10 – содержание аустенита, цвета 11, 12 и 15, 16 – содержание карбидных включений.

Из таблицы видно, что больше всего в структуре формируется цвета 6 соответствующего ферриту. Затем выделяются фазы цвета 11, 16 и 10, относящиеся к карбидам и аустениту соответственно.



а



б

Рис. 1 – Результаты компьютерной обработки травленных шлифов структуры валков после термической обработки, где: а – валки залитые в металлическую форму нагретую до температуры 130°C ; б – валки залитые в металлическую форму нагретую до температуры 210°C

Таблица 1. Процентное распределение содержания цвета определенного номера на исследуемых шлифах

Номер цвета	Номер шлифа*					
	1	2	3	4	5	6
1	10,8	6,9	9,1	4,2	0,3	0,3
2	0,6	1,4	4,6	2,1	0,4	1,3
3	0	0,1	0,6	0,1	0	0,1
4	0	0	0	0	0	0
5	1,1	2,8	2,3	3,3	1,1	2,0
6	39,7	42,7	39,1	45,9	42,5	43,3
7	0	0	0,2	0	0	0
8	0	0	0	0	0	0
9	0	0	0	0	0	0
10	13,6	11,3	8,3	7,6	11,3	9,8
11	16,8	17,0	14,1	9,8	20,0	19,1
12	0,1	0	3,1	0	0	0
13	0	0	0	0	0	0
14	0	0	0	0	0	0
15	0	0	0	0	0	0
16	17,3	17,9	18,8	27,1	24,4	24,1

*Примечания: 1 –структуры шлифов до термической обработки, валков залитых в металлическую форму нагретую до температуры 130°C ;

2 –структуры шлифов после термической обработки, валков залитых в металлическую форму нагретую до температуры 130°C ;

3 –структуры шлифов до термической обработки, валков залитых в металлическую форму нагретую до температуры 200°C ;

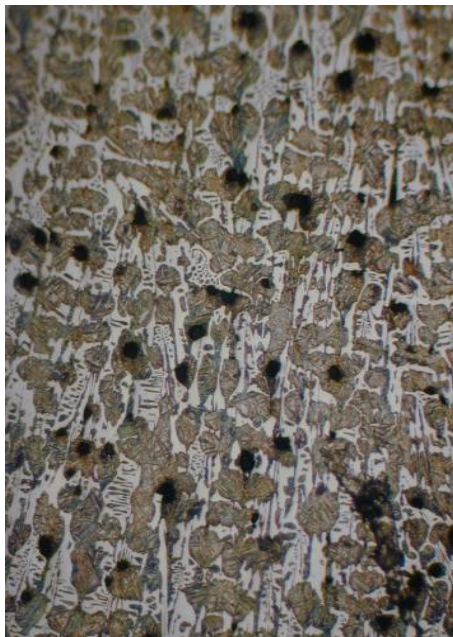
4 –структуры шлифов после термической обработки, валков залитых в металлическую форму нагретую до температуры 200°C ;

5 –структуры шлифов до термической обработки, валков залитых в металлическую форму нагретую до температуры 210°C ;

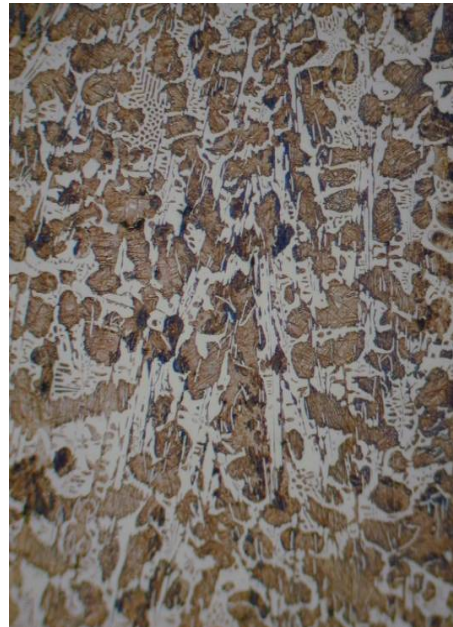
6 –структуры шлифов после термической обработки, валков. залитых в металлическую форму нагретую до температуры 210°C

Поскольку включения графита характеризуются множеством оттенков (1,2,3 и 5) то целесообразно рассмотреть суммарную долю включений при кристаллизации в подогретой форме до 130°C, 200°C и 210°C до и после термической обработки (табл. 2).

Анализ таблицы 2 показывает, что при термической обработке валков, отлитых в металлическую форму, нагретую до 130°C количество графита снижается на 11,2%, остаточного аустенита на 16,9%, содержание карбидов увеличивается на 2% т.е. практически не изменяется, а феррита – на 7,5%.



а



б

Рис. 2 – Структура валков с различной долей графита: а – шлиф 1, см. табл.1, температура металлической формы при отливке валков 130°C; б – шлиф 5, см. табл.1, температура металлической формы при отливке валков 210°C; шлифы травленные 4-ным раствором азотной кислоты в этиловом спирте, $\times 100$

Таблиця 2. Процентное содержание структурных фаз в исследованных шлифах.

Наименование фазы	Номер шлифа					
	1	2	3	4	5	6
Графит, %	12,5	11,1	16,6	9,7	1,8	3,7
Феррит, %	39,7	42,7	39,1	45,9	42,5	43,3
Аустенит, %	13,6	11,3	8,3	7,6	11,3	9,8
Карбиды, %	34,2	34,9	36,0	36,8	44,4	43,2

Термическая обработка валков, отлитых в металлическую форму, нагретую до 200°C обеспечивает снижение количества графита на 41,5%, остаточного аустенита 8,4%, содержание карбидов увеличивается на 2,2%, а феррита – на 17,39%.

Термическая обработка валков, отлитых в металлическую форму, нагретую до 210°C обеспечивает снижение доли остаточного аустенита на 13,27%, содержание карбидов на 2,7%, а количество феррита и графита увеличивается на 1,9% и 105% соответственно (от 1,8 до 3,7% за счет формирования точечных включений).

Данный метод оценки графита по номеру цвета может быть особенно эффективен при определении изменения графитовых выделений при их получении в виде фуллеренов или графена, имеющие отличающиеся оттенки.

Представленная методика обеспечивает возможность достаточно точно определить структурные составляющие исследуемых шлифов.

Проведенные исследования показывают, что минимальное количество остаточного аустенита образуется в литом состоянии при отливке валков в металлическую форму, нагретую до 200-210°C.

Выводы. Аналитическими методами выполнено изучение содержания фазового состава и оценена доля остаточного аустенита в структуре листопркатных валков исполнения ЛПХНМд при их производстве.

Установлено, что более низкая доля остаточного аустенита формируется уже в литом состоянии при отливке валков в металлическую форму, нагретую до 200–210°C.

Данная методика может быть использована для идентификации выделяющихся фаз в хромоникелевых чугунах при их кристаллизации и после термической обработки.

Показано, что графит имеет множество, связанных с кристаллографической ориентацией выделений. Поэтому использованный метод может найти применение при оценке формирования фуллеренов и графена.

Список литературы: 1. Будагьянц Н. А. Литые прокатные валки / Н. А. Будагьянц, В. Е. Карсский. – М.: Металлургия, 1983. – 175 с. 2. Будагьянц Н. А. Двухслойные чугуны прокатные валки / Н. А. Будагьянц, В. Е. Карсский, З.Б. Шапиро. – Лутугино, 1986. – 62 с. 3. Производство и применение прокатных валков: справочник / Т. С. Скобло, А. И. Сидашенко, Н. М. Александрова и др.; под ред. Т. С. Скобло. – Х.: ЦД № 1, 2013. – 572 с. 4. Скобло Т.С. Применение компьютерного анализа металлографических изображений при исследовании структуры высокохромистого чугуна / Т.С. Скобло, О.Ю. Клочко, Е.Л. Белкин // Заводская лаборатория. Диагностика материалов. – 2012. – № 6 (78). – С. 35–42.

Bibliography (transliterated): 1. Budagyants N. A. Lityie prokatnyie valki / N. A. Budagyants, V. E. Karsskiy. – Moscow.: Metallurgiya, 1983. – 175. 2. Budagyants N. A. Dvushloynnye chugumnye prokatnyie valki / N. A. Budagyants, V. E. Karsskiy, Z.B. Shapiro. – Lutugino, 1986. – 62. 3. Proizvodstvo i primeneniye prokatnyih valkov: spravochnik / T. S. Skoblo, A. I. Sidashenko, N. M. Aleksandrova i dr.; pod red. T. S. Skoblo. – Kharkov.: TsD No 1, 2013. – 572. 4. Skoblo T.S. Primeneniye kompyuternogo analiza metallograficheskikh izobrazheniy pri issledovanii struktury vyisokohromistogo chuguna / T.S. Skoblo, O.Yu. Klochko, E.L. Belkin // Zavodskaya laboratoriya. Diagnostika materialov. – 2012. – No 6 (78). – 35–42.

Поступила (received) 22.11.2015

Сведения об авторах / About the Authors

Скобло Тамара Семеновна – доктор технических наук, профессор, Харьковский национальный технический университет сельского хозяйства им. Петра Василенка, профессор кафедры «Технологических систем ремонтного производства»; адрес: ул. Артема, 44, г. Харьков, Украина, 61002; тел.: 732-73-28; e-mail: 7105201@mail.ru

Skoblo Tamara – Doctor of Technical Sciences, Professor, Petro Vasilenko Kharkov National Technical University of Agriculture, an assistant professor of «Technological systems repair production»; Address: Artem st., 44, Kharkov, Ukraine, 61002; tel.: 732-73-28; e-mail: 7105201@mail.ru

Автухов Анатолий Кузьмич – кандидат технических наук, доцент, Харьковский национальный технический университет сельского хозяйства им. Петра Василенка, директор Учебно-научного института последипломного образования; адрес: ул. Артема, 44, г. Харьков, Украина, 61002; тел.: 732-73-28; e-mail: 7105201@mail.ru

Avtukhov Anatoliy – Ph.D., associate professor, Petro Vasilenko Kharkov National Technical University of Agriculture, Director of the Educational Research Institute of Postgraduate Education, Address: Artem st., 44, Kharkov, Ukraine, 61002; tel.: 732-73-28; e-mail: 7105201@mail.ru

Белкин Ефим Львович – научный сотрудник, Харьковский национальный технический университет сельского хозяйства им. Петра Василенка, кафедра «Технологических систем ремонтного производства»; адрес: ул. Артема, 44, г. Харьков, Украина, 61002; тел.: 732-73-28; e-mail: 7105201@mail.ru

Belkin Efim – Researcher, Petro Vasilenko Kharkov National Technical University of Agriculture, Department of «Technological systems repair production»; Address: Artem st., 44, Kharkov, Ukraine, 61002; tel.: 732-73-28; e-mail: 7105201@mail.ru

УДК 620.179.16: 620.179.17

М. Е. ПОЗНЯКОВА, Г. М. СУЧКОВ, О. Н. ПЕТРИЩЕВ

УЛЬТРАЗВУКОВОЙ КОНТРОЛЬ КАЧЕСТВА ИЗДЕЛИЙ С НЕ ПЛОСКОЙ ПОВЕРХНОСТЬЮ ВОЛНАМИ РЕЛЕЯ

Приведены результаты экспериментальных исследований и разработок, направленных на повышение выявляемости поверхностных дефектов и производительности контроля с использованием ЭМА способа возбуждения и приема импульсов поверхностных волн. Показано, что использование ЭМА преобразователей позволяет обеспечить высокопроизводительную дефектоскопию изделий со значительной площадью поверхности и, в сравнении с контактными способами ультразвукового контроля, существенно уменьшить текущие расходы на проведение УЗК.

Ключевые слова: дефект, ЭМА преобразователь, ультразвуковой контроль, волна Рэлея, магнит, кривизна поверхности.

Введение. В настоящее время изготавливается и поставляется потребителям десятки миллионов тонн гнутых профилей, труб большого диаметра, заготовок с различной формой поверхности, железнодорожных осей локомотивов и вагонов. Как при производстве, так и при эксплуатации в изделиях могут возникать различные дефекты. Значительная их часть выходит на поверхность или располагается вблизи поверхности. Как правило, для обнаружения дефектов поверхности применяют традиционные методы: визуально-оптический, капиллярный, магнитный, вихретоковый [1] или ультразвуковой поверхностными волнами [2]. Они имеют недостатки. Неэффективно обнаруживаются дефекты под слоем окалины и загрязнений, требуются значительные затраты расходных материалов. Необходима специальная подготовка поверхности. Часто требуется сложная аппаратура и, что очень существенно, необходимо много времени для обеспечения контроля изделий по всей площади. Традиционный ультразвуковой метод контроля поверхностными волнами применяется редко из-за использования контактного способа возбуждения и приема ультразвуковых импульсов, что приводит к снижению достоверности дефектоскопии, значительному расходу энергии и

ресурсов при обязательной специальной подготовке поверхности объекта контроля (ОК). Использование бесконтактного электромагнитно-акустического (ЭМА) способа возбуждения и приема позволяет повысить производительность и достоверность контроля [3], но обладает недостаточной чувствительностью [4]. Следовательно, научно-техническая задача по разработке новых средств высокопроизводительного контроля ОК с изменяемой формой поверхности является актуальной.

Основная часть. Для выполнения исследований был разработан и изготовлен стенд, блок-схема которого показана на рис. 1. Он содержит задающий генератор (ЗГ) 1, который соединен с генератором зондирующих импульсов (ГЗИ) 2. ГЗИ 2 соединен с входом электромагнитно – акустического преобразователя (ЭМАП) 3, располагаемым над объектом контроля (ОК) 4. Выход ЭМАП 3 соединен с малошумящим предварительным усилителем (ПУ) 5. Выход ПУ 5 соединен с входом осциллографа 6, который синхронизируется сигналом с ЗГ 1. ЗГ 1 также соединен с блоком источника магнитного поля 7, подключенного к входу обмотки импульсного магнита ЭМАП 3.

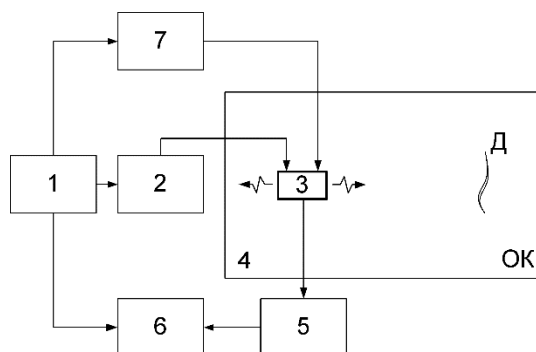


Рис. 1 – Блок-схема экспериментального стенда

Работает стенд следующим образом. ЗГ 1 формирует исходный радиоимпульс с заданной регулируемой частотой следования, заданной регулируемой длительностью импульса и заданной регулируемой частотой заполнения импульса. Радиоимпульс с установленными параметрами

подается на ГЗИ 2, где усиливается до заданной мощности. Усиленный радиоимпульс подается на вход ЭМАП 3. В поверхностном слое ОК 4 под ЭМАП 3 формируется мощный акустический импульс, распространяющийся по поверхности изделия. При этом источниками магнитного поля

ЭМАП 3 были – импульсный магнит или постоянный магнит. Принятый ЭМАПом 3 из ОК 4 импульс ультразвуковых колебаний от дефекта Д поступает на вход ПУ 5, а с его выхода на вход осциллографа 6. Синхронизация работы осциллографа 6 с другими блоками стенда осуществляется импульсом с блока ЗГ 1.

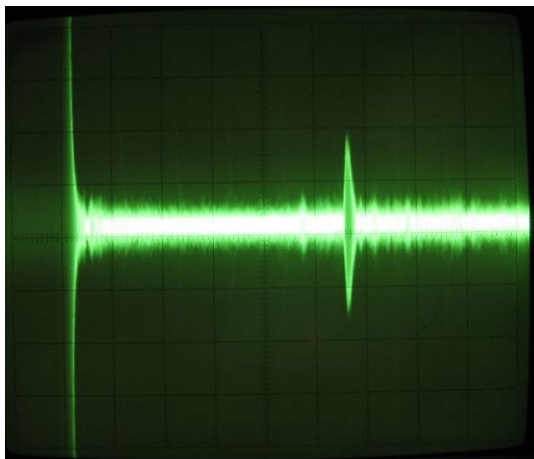
При использовании импульсного магнита ЗГ 1 формирует сигнал блока 7, который в этом случае питает обмотку импульсного магнита ЭМАП 3, создавая квазипостоянное магнитное поле с заданным регулируемым временем действия.

Для выполнения широкого спектра исследований ЭМАП 3 изготавливался в совмещенном или отдельно-совмещенном или в отдельном вариантах. Во всех случаях индукторы ЭМАП 3 выполняли в виде зигзагообразной катушки с шагом равным половине длины волны акустических колебаний. При использовании постоянного поляризуемого магнитного поля его величину выбирали минимальной. Это необходимо

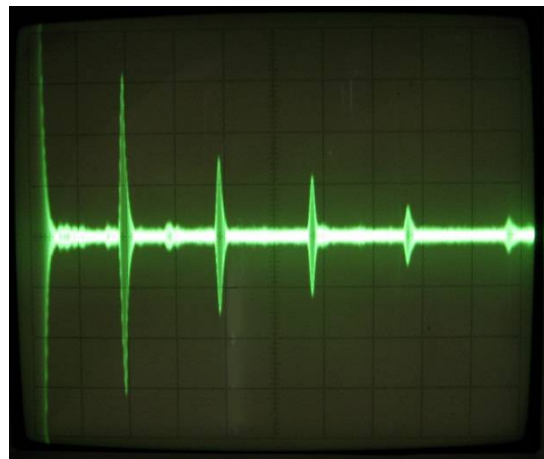
для обеспечения приемлемых условий для работы оператора дефектоскопа.

Объектом для исследований служили образцы, изготовленные из листов (для сравнения), труб, заготовок для железнодорожных осей.

На первом этапе исследована дальность распространения волн Релея на не защищенных поверхностях изделий в состоянии после прокатки и после эксплуатации на частотах в диапазоне 0,2... 1 МГц. Использовано отдельное включение излучающей и приемной частей ЭМАП. Установлено, что сигнал, достаточный по амплитуде для оценки качества поверхности, принимается на расстояниях до 3...5 м как на плоской поверхности (лист со ржавой поверхностью) (рис. 2, а), а частота 0,9 МГц, так и на поверхности с кривизной (муфта обсадной трубы) рис. 2, б частота так же 0,9 МГц. Следовательно, при каждом зондировании ультразвуковым импульсом можно контролировать значительную площадь ОК, повышая тем самым производительность неразрушающего контроля.



а



б

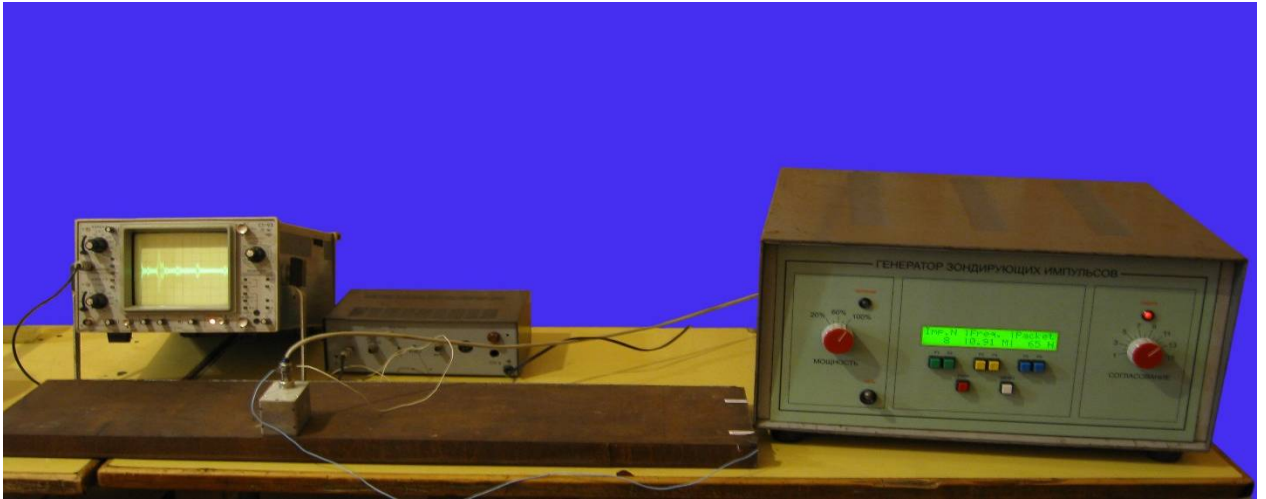
Рис. 2 – Сигналы получены: а – на плоской корродированной поверхности и б – на поверхности с кривизной, муфта обсадной трубы диаметром 186 мм

На втором этапе исследована выявляемость поверхностных дефектов на различных ОК.

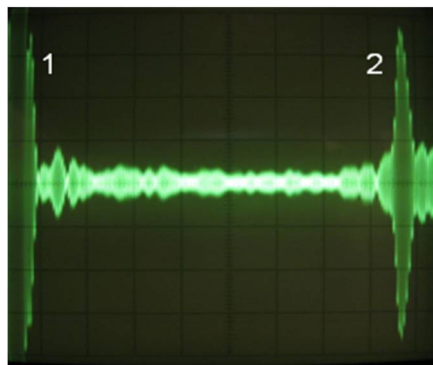
Стенд для ультразвукового контроля в применении к листовому прокату толщиной 30 мм, показан на рис. 3, а. Реализация для случая бездефектного участка рис. 3, б. И второй случай рис. 3г при наличии поверхностного дефекта в виде риски размерами 35×1×2,2 мм. В приведенных исследованиях использована пониженная частота ультразвуковых импульсов (частота в пакете импульсов возбуждения равна 300 кГц), так как поверхность листа была поражена коррозией. На рис. 3 б, г и соответственно на всех последующих

рисунках с реализациями цифрой 1 обозначен зондирующий импульс, 2 – импульс от торца изделия или обрезки, 3 – импульс от модели дефекта.

Стенд для ультразвукового контроля в применении к участку обсадной трубы с муфтой бывшей в эксплуатации, приведен на рис. 4, а, и сигнал, полученный на бездефектном участке – на рис. 2, б. Изображения дефектов и соответствующие им реализации для случаев наличия поверхностных дефектов в виде риски размерами 60×0,2×1 мм, отверстия диаметром 2,8 мм, забоины, глубиной до 0.4 мм, приведены соответственно на рис. 4б, в, г.



а



б



в

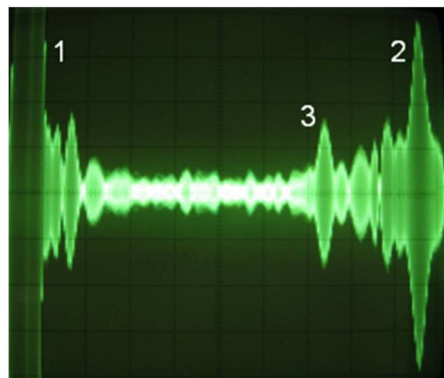
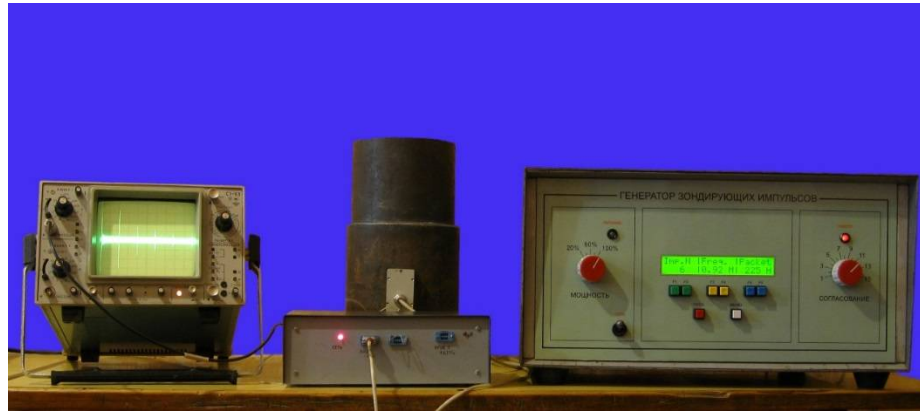
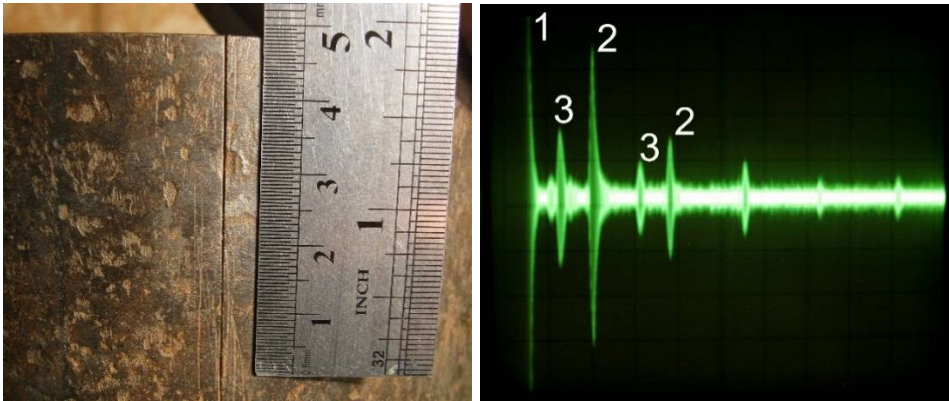


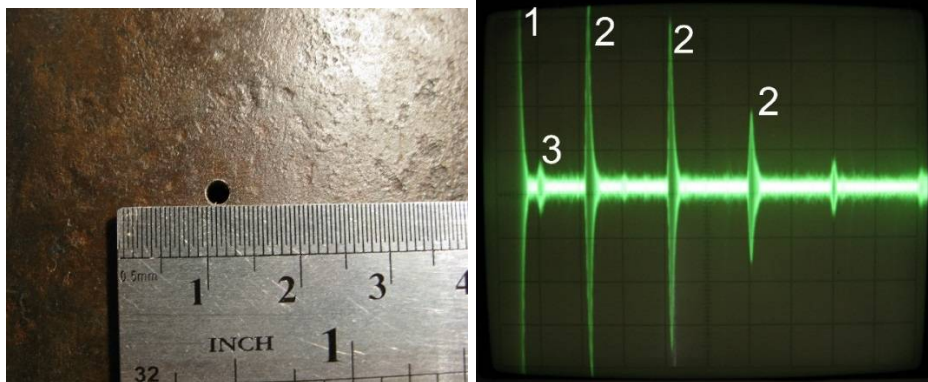
Рис. 3 – Реализация возможностей ультразвукового контроля листовых изделий: а – на стенде; для случаев: б -бездефектного участка; в – дефекта в виде риски размерами $35 \times 1 \times 2,2$ мм; г – поверхностного дефекта



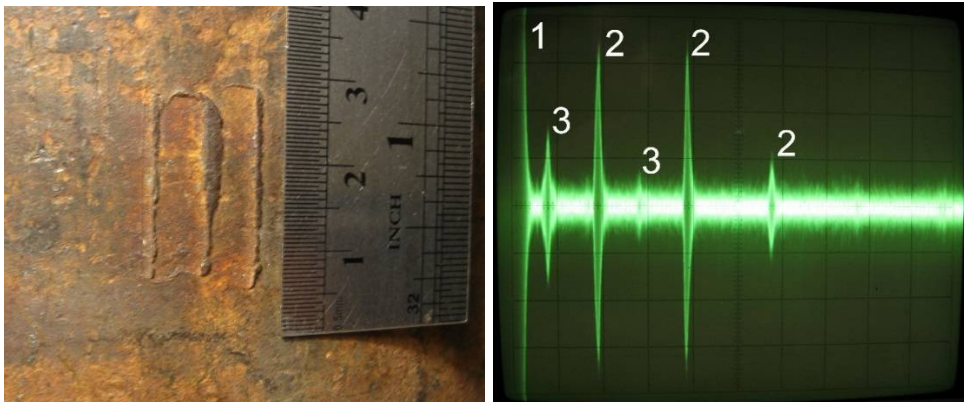
а



б



в

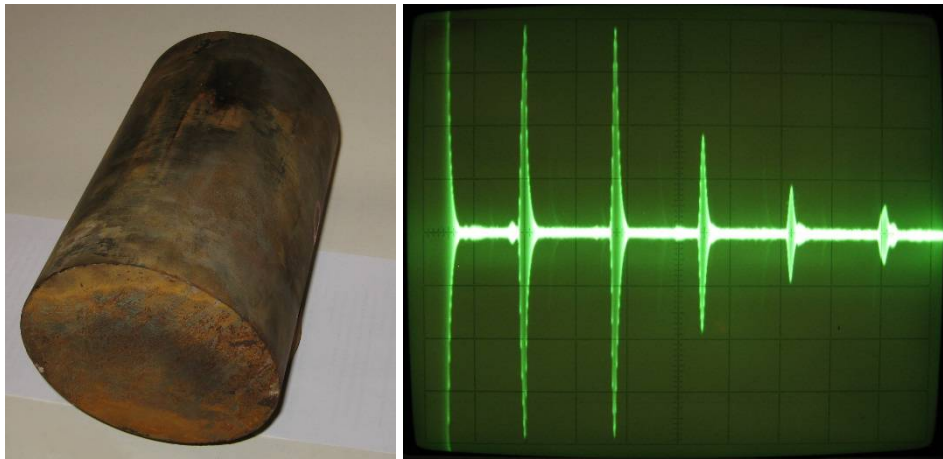


г

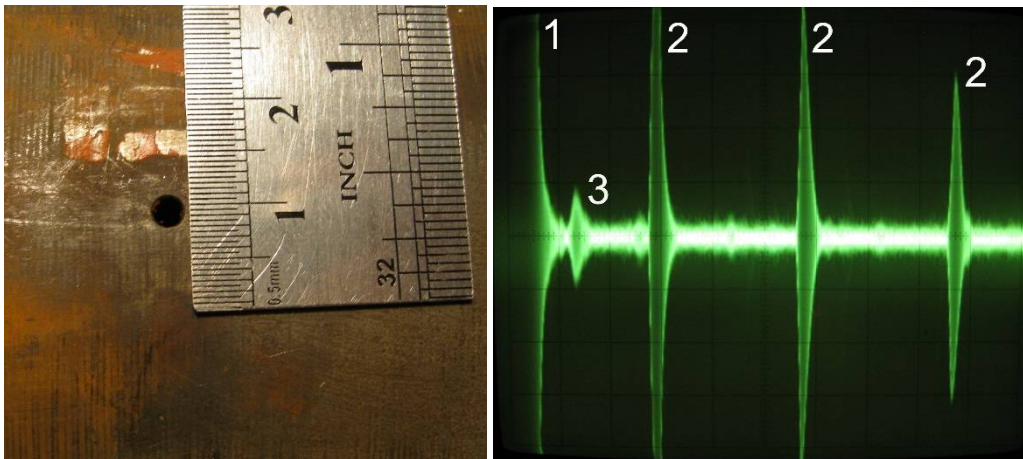
Рис. 4 – Ультразвуковий контроль обсадної труби з муфтой, бившій в експлуатації: а – стенд; досліджані дефекти і відповідні їм реалізації: б – дефект в формі риски; в- дефект в формі отвору; г – поверхневий дефект

Образец из заготовки железнодорожной оси и реализации для случаев бездефектного участка

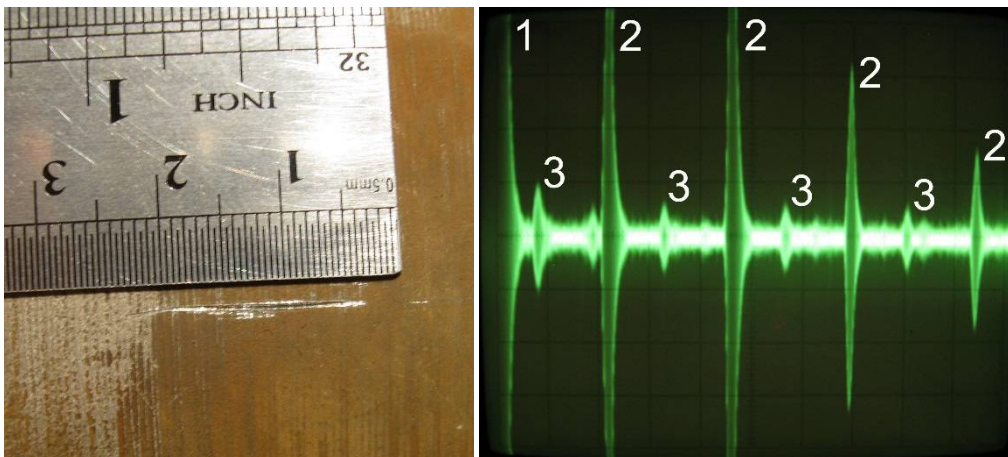
дефекта в виде продольной риски размерами $15 \times 0.45 \times 0,35$ мм, отверстия диаметром 3 мм, приведено на рис. 5, б, в



а



б



в

Рис. 5 – Ультразвуковой контроль образца из заготовки железнодорожной оси при частоте 0,9 МГц:
а – бездефектный участок; б – искусственный дефект в виде отверстия; в – искусственный дефект в виде царапины

Корродированный образец из заготовки круглого сечения диаметром 230 мм с установленным на нем ЭМА преобразователем

показан на рис. 6, а. Вид и реализация для естественного поверхностного дефекта приведена на рис. 6, б, в.



Рис. 6 – Ультразвуковой контроль образца: а – заготовка круглого сечения; б – фото естественного дефекта; в – реализация контроля с индикацией от этого дефекта

Особенно эффективен стенд для ультразвукового контроля в применении к изделиям, имеющим развитую площадь с различной кривизной (выпуклой и вогнутой), имеющими уступы, например, головки рельса, рис. 7. Схемы контроля разных участков головки рельса показана на рис. 8, буквой «Д» обозначен дефект. ЭМАП при

необходимости может располагаться на рельсе с зазором h , что исключает трение и износ индуктора датчика. Реализации для случаев обнаружения моделей дефектов в виде канавок раскрытием 0,2 мм и 0,45 мм с глубиной 0,5...0,85 мм, расположенных на различных участках поверхности в соответствии с рис. 8, показаны на рис. 9.



Рис. 7 – Изображение образца длиной 570 мм, изготовленного из головки рельса

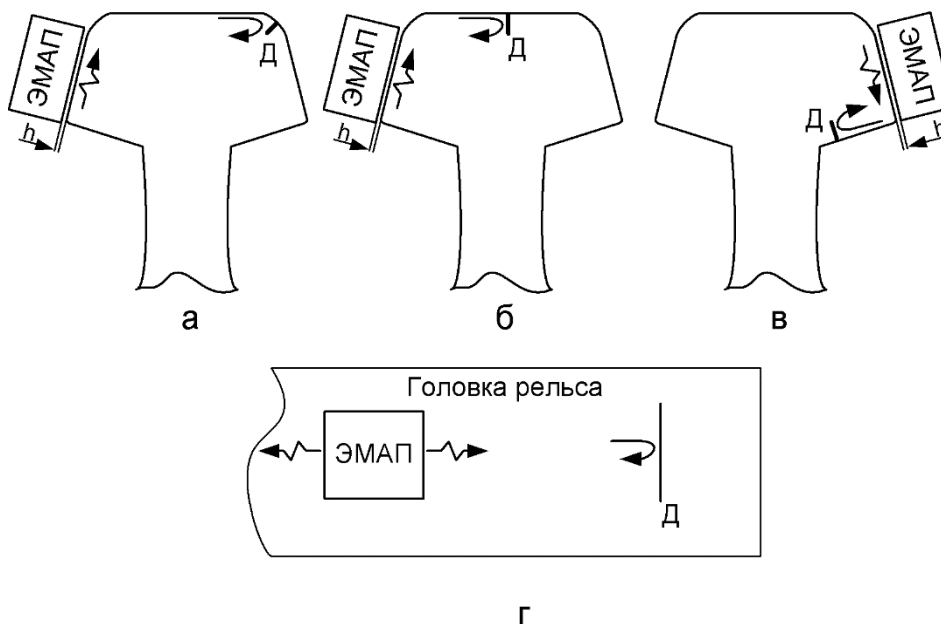


Рис. 8 – Схемы контроля разных участков поверхности головки рельса

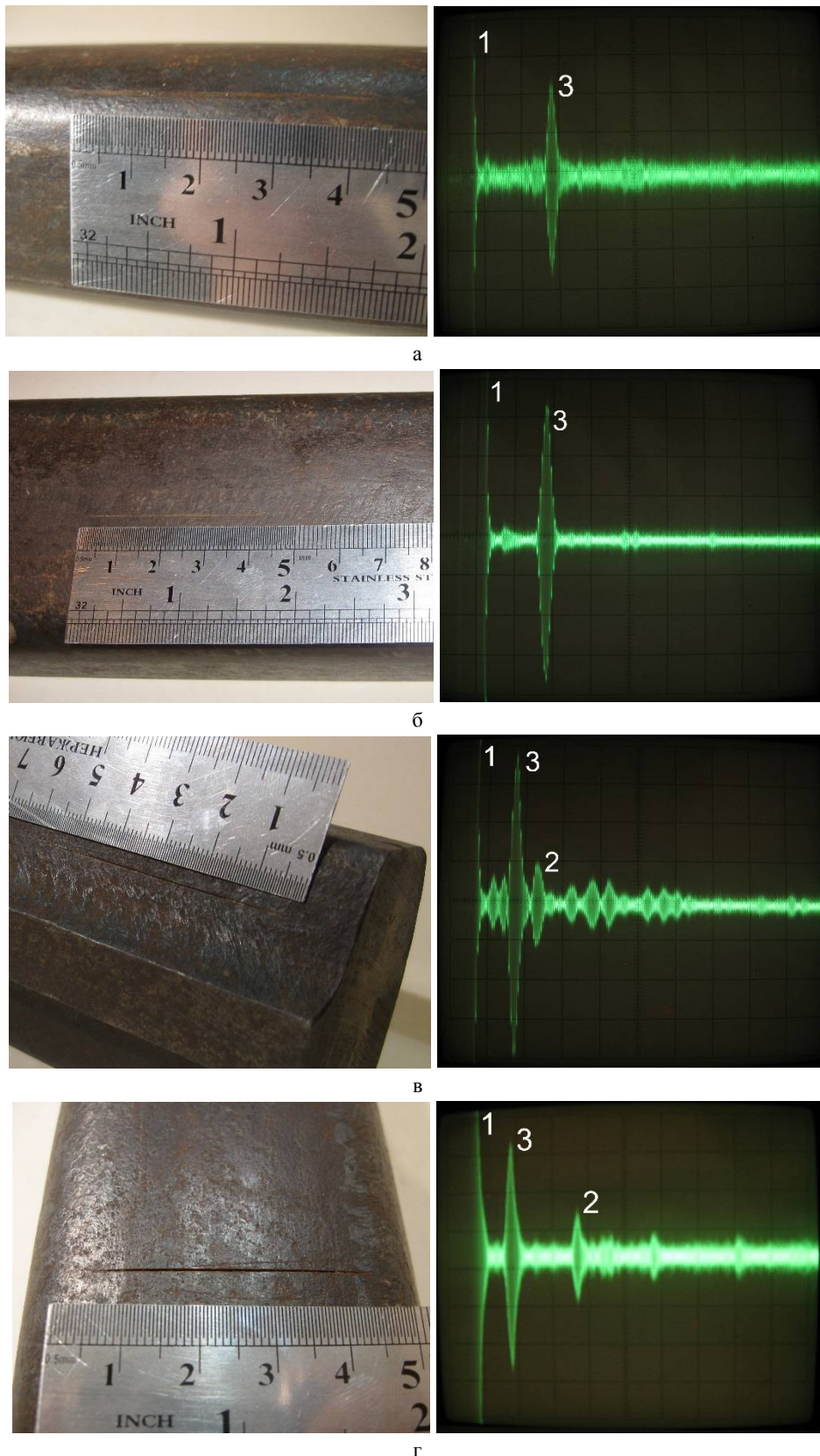


Рис. 9 – Изображения моделей дефектов на поверхности головки рельса и соответствующие им реализации, полученные при ультразвуковом контроле (0,9 МГц): а – дефект на выпуклой поверхности верхней части головки рельса (схема по рис.7, а) размерами $40 \times 0,45 \times 0,7$ мм; б – дефект на средней части поверхности головки рельса (схема по рис.7, б) размерами $40 \times 0,45 \times 0,5$ мм; в – дефект на вогнутой поверхности подголовочной части головки рельса (схема по рис.7, в) размерами $45 \times 0,2 \times 0,85$ мм; г – поперечный дефект на поверхности верхней части головки рельса (схема по рис.7, г) размерами $40 \times 0,45 \times 0,8$ мм

Во всех случаях проведения исследований поверхность изделий не зачищалась от окислов, ржавчины, грязи.

Анализ приведенных экспериментальных результатов подтверждает высокие возможности по выявлению на плоской, выпуклой и вогнутой поверхностях, катанных ферромагнитных металлоизделий дефектов глубиной более 0,35 мм, расположенных на расстояниях от ЭМАП до 1 м и более.

Выводы.

1. Подтверждено, что использование ЭМА способа возбуждения и приема поверхностных волн Релея при дефектоскопии поверхности листов, труб, заготовок, рельсов и аналогичных изделий позволяет, по сравнению с традиционным контактным методом, исключить затраты на контактную жидкость, зачистку поверхности перед проведением контроля, экономить энергию, металл и инструменты.

2. Экспериментально показано, что использование ЭМА преобразователей позволяет выполнять высокопроизводительное обнаружение дефектов по всей поверхности изделия на значительных расстояниях от ЭМАП.

Список литературы: 1. Семеренко А.В. Преимущества многочастотной вихретоковой сортировки материалов // Территория NDT. 2016. №1. С. 48–50. 2. Неразрушающий контроль: Справочник: в 8 т. / Под общ. ред. В.В. Клюева. – М.: Машиностроение, 2003–2006 гг. 3. Теория и практика электромагнитно – акустического контроля. Ч.5. Особенности конструирования и практического применения ЭМА устройств ультразвукового контроля изделий: монография / Мигушенко Р.П., Сучков Г.М., Петрищев О.Н., Десятниченко А.В. – Х.: ТОВ «Планета – принт», 2016. – 230 с. 4. Ермолов И. Н. Теория и практика ультразвукового контроля. – М: Машиностроение, 1981. – 240 с.

Bibliography (transliterated): 1. Semerenko A.V. Preimuschestva mnogochastotnoy vihretokovoy sortirovki materialov // Territoriya NDT. 2016. No 1. P. 48–50. 2. Nerazrushayushiy kontrol: Spravochnik: v 8 vol. /Pod obsch. red. V.V. Klyueva. – Moscow.: Mashinostroenie, 2003–2006. 3. Teoriya i praktika elektromagnitno – akusticheskogo kontrolya. Ch.5. Osobennosti konstruirovaniya i prakticheskogo primeneniya EMA ustroystv ultrazvukovogo kontrolya izdeliy: monografiya / Miguschenko R.P., Suchkov G.M., Petrishev O.N., Desyatnichenko A.V. – Kharkov.: TOV «Planeta – print», 2016. – 230 p. 4. Ermolov I. N. Teoriya i praktika ultrazvukovogo kontrolya. – Moscow. Mashinostroenie, 1981. – 240 p.

Поступила (received) 15.11.2015

Сведения об авторах / About the Authors

Познякова Маргарита Евгеньевна, ассистент кафедры «Приборы и методы неразрушающего контроля» Национального технического университета «Харьковский политехнический институт», (Харьков, Украина)

Сучков Григорий Михайлович, доктор технических наук, профессор, зав. кафедры «Приборы и методы неразрушающего контроля» Национального технического университета «Харьковский политехнический институт», (Харьков, Украина)

Петрищев Олег Николаевич, доктор технических наук, профессор, профессор кафедры «Акустика и акустоэлектроника» Национального технического университета Украины «Киевский политехнический институт», (Киев, Украина)

Poznyakova Margaret Evgen'evna, assistant of the department "Devices and methods of non-destructive testing" of the National Technical University "Kharkov Polytechnic Institute" (Kharkov, Ukraine)

Suchkov Grigory Mikhailovich, Doctor of Technical Sciences, Professor, Head. Department of "Devices and methods of non-destructive testing" of the National Technical University "Kharkov Polytechnic Institute" (Kharkov, Ukraine)

Petrishchev Oleg Nikolaevich, Doctor of Technical Sciences, Professor of the Department "Acoustics and acoustoelectronics" National Technical University of Ukraine "Kyiv Polytechnic Institute" (Kiev, Ukraine)

УДК 628.16:621.981.3

О. І. ТРИШЕВСЬКИЙ, М. В. САЛТАВЕЦЬ

ПОДІЛ СЛЯБІВ СІТКОЮ ПРИ РІШЕННІ ДВОМІРНОЇ ЗАДАЧІ НЕСТАЦІОНАРНОЇ ТЕПЛОПРОВІДНОСТІ ЯВНИМ КІНЦЕВО-ВІД'ЄМНИМ МЕТОДОМ

Встановлено, що для чисельного рішення теплофізичних задач теплообміну системи валок – полоса, що описуються рівняннями нестационарної теплопровідності, найбільш ефективним є метод кінцевих від'ємностей. Для подальшого чисельного рішення задач нестационарної теплопровідності (теплого стану) полоси та валків при гарячій прокатці сляби, які з заготовкою при гарячій прокатці листа, поділені умовною сіткою, для можливих варіантів вузлів якої при рішенні двомірної задачі нестационарної теплопровідності складені рівняння балансу енергії з подальшою кінцево-від'ємною апроксимацією Фур'є.

Ключові слова: сляб, лист, гаряча прокатка, діляльна сітка, тепловий стан, нестационарна теплопровідність, баланс енергії, апроксимація, кінцево-від'ємний метод.

Вступ. Відомо, що в промислово розвинутих країнах (Німеччина, Японія, Франція, США, Італія, Південна Корея) з метою скорочення часу технологічного процесу і економії енергетичних витрат при гарячій прокатці полоси, проводяться дослідження щодо удосконалення технології її виробництва, на базі котрих розроблюється нове устаткування, у тому числі устаткування для надшвидкісного охолодження листа (ULTRA FAST COOLING – UFC) на ділянках перед чистою групою клітей і після чистої групи перед моталкою [1].

На Україні обладнання та технологія прокатки полоси були створені у відповідності з вимогами часу їх конструювання і, відповідно, не існує прокатних станів V покоління, а також сучасних методів проектування технологічного процесу прокатки з використанням цього ефективного прийому. Технології прокатки полоси на Україні потребують суттєвих змін з урахуванням вимог економії енергії для зменшення собівартості готової продукції шляхом удосконалення обладнання і режимів обтиснення з урахуванням теплового стану полоси.

Однак, невирішеною до цього часу залишається проблема охолодження полоси і валків при мінімумі розходу енергії, що дозволило би більш ефективно використовувати існуюче обладнання для здійснення нового технологічного процесу. Одним із перспективних шляхів рішення практичних задач розробки нових технологій і устаткування є залучення для цих питань методу математичного моделювання з використанням аналогової і цифрової обчислюваної техніки.

Внаслідок цього, розробка раціонального охолодження полоси і валків на основі математичного моделювання цього технологічного процесу є своєчасною та актуальною.

Аналіз стану питання, основних досягнень і літератури. У попередніх роботах авторів [2,3] була розроблена математична модель теплового стану полоси та валків під час прокатки, яка включає усі можливі варіанти, які мають місце під час гарячої прокатки. Враховано теплообмін валка з гарячою половою, а також з водою, що йде на охолодження валка, геометричні розміри зон деформації і примусового охолодження, а також їх взаємне розташування. Якщо математична модель явища відома, то одним із шляхів її дослідження та отримання кінцевого рішення є математичне моделювання, тобто рішення систем рівнянь за допомогою або без допомоги обчислюваних машин [4, 5]. На підставі розгляду цих робіт з урахуванням

застосування обчислювальних машин для рішення теплофізичних задач можна зробити висновок, що для рішення нелінійних і об'ємних задач, що описуються рівняннями типу рівняння нестационарної теплопровідності, найбільш ефективним є метод кінцевих від'ємностей. Для отримання результату у числовому вигляді, згідно з цим методом, переходять від диференціальних рівнянь з частковими похідними до відповідних рівнянь у кінцевих від'ємностях. Рівняння в кінцевих від'ємностях отримують шляхом зміни похідних їх від'ємностями.

У роботах [4, 5] наведені приклади переходу від диференціальних рівнянь з частковими похідними до рівнянь в кінцевих від'ємностях. Вони мають практично однаковий вигляд і відрізняються лише записом в залежності від системи координат (прямокутна чи циліндрична) і виду (лінійного або нелінійного). Наведено навіть кінцево-від'ємні рівняння для прямокутної і циліндричної систем координат з нерівномірними кроками по простору. Ці рівняння призначені для визначення залежностей при обчисленні RC – сіткових, або R-R – сіткових електромоделей при рішенні задач нестационарної теплопровідності неявним кінцево – від'ємним методом.

У разі використання явного кінцево – від'ємного методу задача спрощується – необхідно лише самостійно скласти кінцево-від'ємні рівняння балансу енергії для кожного вузла з урахуванням об'єктів досліджень.

Згідно з викладеним, метою даної роботи є поділ слябів, які являються заготовкою при гарячій прокатці листа, сіткою при рішенні двомірної задачі нестационарної теплопровідності явним кінцево-від'ємним методом, складання рівнянь балансу енергії для можливих варіантів сітки з подальшою кінцево-від'ємною апроксимацією Фур'є. Матеріали цих досліджень є основою для подальшого чисельного рішення задач нестационарної теплопровідності (теплого стану) полоси та валків при гарячій прокатці.

Матеріали досліджень. У випадку двомірної задачі рівняння математичного опису процесів теплообміну в системі полоса-окалина-валок має вид [6]

$$c_m \rho_m \frac{\partial T}{\partial \tau} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_m \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda_m \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \rho_m (c_m T) + q_v \quad (1)$$

Схему розбивки слябу сіткою у поперечному перерізі представлено на рис.1.

Враховано, що у напрямку вісі x сітка повинна бути гущішою у під поверхневих шарах і більш рідка у шарах, розташованих ближче до середини слябу.

Як видно з рис.1, вузли 10, 20, 30, 40 та 50 розташовані на середині слябу паралельно вісі y . Вузли 41-50 розташовані також на середині слябу, але паралельно вісі x .

У відповідності з рекомендаціями [7], записуємо баланс енергії для кожного вузла, отримуючи алгебраїчні рівняння для температури у кожному вузлі.

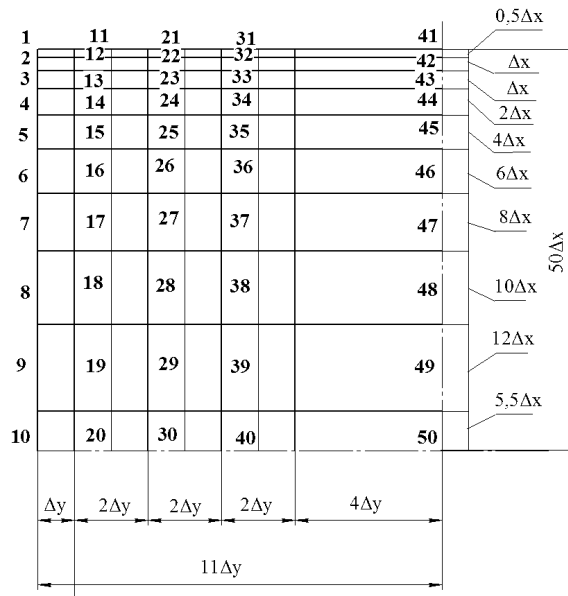


Рис. 1 – Поділ чверті слябу сіткою (вісесиметрична задача)

Розглянемо складання балансу енергії для типового внутрішнього вузла 24 (рис.1), представленого у збільшеному вигляді на рис 2

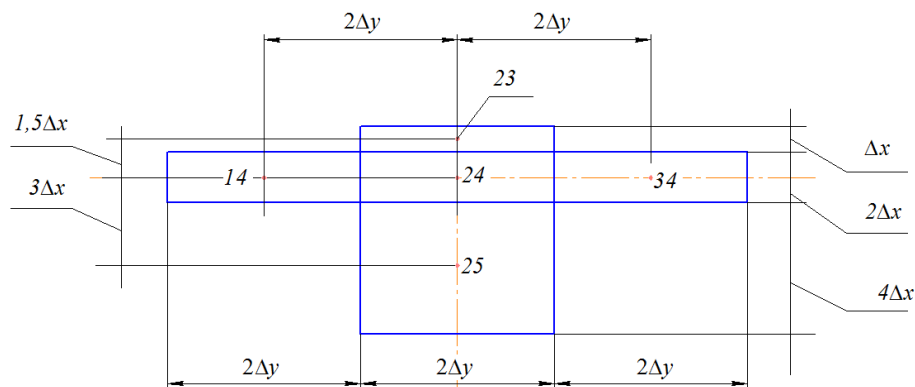


Рис. 2 – Схема типового внутрішнього і сусідніх вузлів усередині слябу

Баланс енергії для вузла 24 записуємо у вигляді

$$q_{23 \rightarrow 24} + q_{34 \rightarrow 24} + q_{35 \rightarrow 24} + q_{14 \rightarrow 24} + q_G + q_{w, 25 \rightarrow 24} = \frac{\partial U'_{24}}{\partial \tau}, \quad (2)$$

де U'_{24} – внутрішня енергія у вузлі 24;
 q_G – тепловиділення у виділеному об'ємі;

$$q_G = q_v \times V; \quad (3)$$

V – об'єм елементарного вузла;

$$V_{24} = 2\Delta x \times 2\Delta y \times \Delta z \quad (4)$$

q_v – інтенсивність тепловиділення на одиницю об'єму;

Δz – товщина елементарного об'єму по нормалі до площини креслення;

q_w – швидкість переносу тепла при деформуванні металу;

$$q_w = q'_w \times V; \quad (5)$$

q'_w – швидкість зміни внутрішньої енергії матеріалу на одиницю об'єму;

$$q'_w = \frac{c \times \rho \times U \times T}{\Delta x_{i\pm 1}} \quad (6)$$

де $\Delta x_{i\pm 1}$ – відстань між вузлом 24 і вузлами, розташованими над вузлом 24 (i-1), а також під вузлом 24 (i+1).

Зміну внутрішньої енергії у вузлі представляємо у вигляді

$$\frac{\partial U_{24}}{\partial \tau} \approx m \times c \frac{\Delta T_{24}}{\Delta \tau} = c \times \rho \times 2\Delta x \times 2\Delta y \times \lambda \times 2 \Delta y \times \Delta z \frac{T_{23,\tau} - T_{24,\tau}}{1,5\Delta x} + \lambda \times 2\Delta x \times \Delta z \frac{T_{34,\tau} - T_{24,\tau}}{2\Delta y} + \lambda \times 2\Delta y \times \Delta z \frac{T_{25,\tau} - T_{24,\tau}}{3\Delta x} + \lambda \times 2\Delta x \times \Delta z \frac{T_{14,\tau} - T_{24,\tau}}{2\Delta y} + q_v \times 2 \Delta x \times 2 \Delta y \times \Delta z + \frac{c \times \rho \times U (T_{23,\tau} - T_{24,\tau}) 2\Delta x \times 2\Delta y \times \Delta z}{1,5\Delta x} + \frac{c \times \rho \times U (T_{25,\tau} - T_{24,\tau}) 2\Delta x \times 2\Delta y \times \Delta z}{3\Delta x} = c \times \rho \times 2 \Delta x \times 2 \Delta y \times \Delta z \times \Delta z \frac{T_{24,\tau+\Delta\tau} - T_{24,\tau}}{\Delta \tau} \quad (8)$$

Розділимо праву і ліву частини рівняння (8) на $c \times \rho \times 2 \Delta x \times 2 \Delta y \times \Delta z$ і помножимо на $\Delta \tau$.

Поділивши товщину листа на 2 (віссиметрична задача) і отриманий результат на 50, визначимо розмір Δx у мм.

Поділивши ширину листа на 2 (віссиметрична задача) і отриманий результат на 11, визначимо розмір Δy у мм.

Визначимо безрозмірний коефіцієнт А.

$$A = \frac{\Delta y}{\Delta x} \quad (9)$$

Звідки

$$\Delta y = A \times \Delta x \quad (10)$$

Оскільки половина товщини листа розділена на 50 (уся товщина листа на 100 Δx), то ми маємо значення Δx такі, які потребують дуже малих кроків по простору $\Delta \tau$ для забезпечення стійкості рішення.

Внаслідок малого часу рішення $\Delta \tau$ маємо змогу перейти від нелінійної задачі до лінеаризованої. Приймаємо, що за час рішення $\Delta \tau$ – λ , c , та ρ – незмінні і підставляються з урахуванням початкової температури вузла.

Враховуючи залежність (10), а також те, що $\lambda/(c\rho) = a$, та $(a \times \Delta \tau)/\Delta x^2 = F_0$, після відповідних спрощень рівняння (8) матиме вид

$$\times \Delta z \frac{T_{24,\tau+\Delta\tau} - T_{24,\tau}}{\Delta \tau}, \quad (7)$$

де m – маса виділеного об'єму;

ρ – питома вага;

c – теплоємність;

ΔT_{24} – підвищення температури у вузлі (за час $\Delta \tau$);

$\Delta \tau$ – розрахунковий час;

$T_{24,\tau}$ – температура (початкова) у вузлі (у час τ);

$T_{24,\tau+\Delta\tau}$ – температура у вузлі через час $\Delta \tau$.

Змінюючи складові теплового потоку кінцевою від'ємною апроксимацією Фур'є, та враховуючи залежності (2)-(7) запишемо рівняння (2) у виді

$$T_{24,\tau+\Delta\tau} = \frac{1}{6} F_0 (2T_{23,\tau} + T_{25,\tau}) + (1 - 0,5F_0) T_{24,\tau} + \frac{0,25F_0}{A^2} (T_{34,\tau} + T_{14,\tau} - 2T_{24,\tau}) + \frac{q_v \Delta \tau}{c\rho} + \frac{U \Delta \tau}{3\Delta x} (2T_{23,\tau} + T_{25,\tau} - 3T_{24,\tau}) \quad (11)$$

Проаналізуємо отримане рівняння (11). При товщині слябу 150 мм і ширині 1650 мм, $\Delta x=1,5$ мм, а $\Delta y=75$ мм. Безрозмірний коефіцієнт у залежності (8) $A=75/1,5=50$. При підстановці в рівняння (11) цього значення отримуємо

$$T_{24,\tau+\Delta\tau} = 0,1666F_0 (2T_{23,\tau} + T_{25,\tau}) (1 - 0,5F_0) T_{24,\tau} + 0,0001F_0 (T_{34,\tau} + T_{14,\tau} - 2T_{24,\tau}) + \frac{q_v \Delta \tau}{c\rho} + \frac{U \Delta \tau}{3\Delta x} (2T_{23,\tau} + T_{25,\tau} - 3T_{24,\tau}) \quad (12)$$

Як видно з рівняння (12) третій його член, який враховує зміни температури вузла 24 внаслідок впливу сусідніх по вісі у вузлів, має множник 0,0001. Сума температур $(T_{34,\tau} + T_{14,\tau} - 2T_{24,\tau})$ швидше за все дорівнює нулю, або наближується до нього. Внаслідок цього, третім членом у рівнянні (12) можемо знехтувати, і отримаємо новий вид цього рівняння.

$$T_{24,\tau+\Delta\tau} = 0,1666F_0 (2T_{23,\tau} + T_{25,\tau}) + (1 - 0,5F_0) T_{24,\tau} + \frac{q_v \Delta \tau}{c\rho} + \frac{U \Delta \tau}{3\Delta x} (2T_{23,\tau} + T_{25,\tau} - 3T_{24,\tau}) \quad (13)$$

Складання балансу енергії для кутового вузла (1), представленого на рис.3 і основні позначення подібні до вищенаведених.

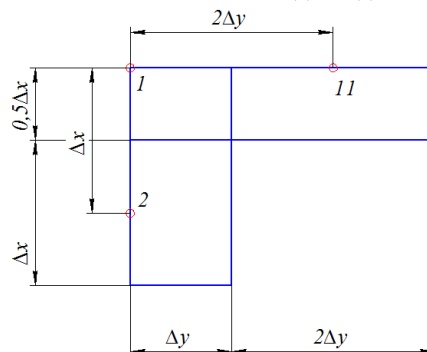


Рис. 3 – Схема поверхневого кутового вузла і сусідніх з ним вузлів

Баланс енергії для вузла (1), записуємо у вигляді

$$q_{2 \rightarrow 1} + q_{11 \rightarrow i} + q_{a_1} + q_{a_2} + q_G + q_w = \frac{\partial U_1}{\partial \tau}, \quad (14)$$

де q_{a_1} – тепловий потік до вузла 1 від іншого твердого тіла (валка);

q_{a_2} – конвекційний тепловий потік до вузла 1 від оточуючої середи.

Кінцево-від’ємна апроксимація Фур’є рівняння (14) має вигляд

$$\lambda \Delta y \Delta z \frac{T_{2,\tau} - T_{1,\tau}}{\Delta x} + \lambda \frac{\Delta x}{2} \Delta z \frac{T_{11,\tau} - T_{1,\tau}}{2 \Delta y} + a_1 \Delta y \Delta z (T_{B,\tau} - T_{1,\tau}) + a_2 \frac{\Delta x}{2} \Delta z (T_{\infty,\tau} - T_{1,\tau}) + q_v \frac{\Delta x}{2} \Delta y \Delta z + \frac{c \rho U (T_{2,\tau} - T_{1,\tau}) \frac{\Delta x}{2} \Delta y \Delta z}{\Delta x} = c \rho \frac{\Delta x}{2} \Delta y \Delta z \frac{T_{1,\tau + \Delta \tau} - T_{1,\tau}}{\Delta \tau}, \quad (15)$$

де a_1 – коефіцієнт теплопередачі між металом і валком;

T_B – температура валка в момент часу τ ;

a_2 – коефіцієнт тепловіддачі до навколишньої середи;

T_{∞} – температура навколишньої середи.

Після спрощень, подібних до тих, що застосували у попередньому прикладі рівняння (15) має вигляд

$$T_{1,\tau + \Delta \tau} = 2F_0 T_2 + \frac{1}{2A^2} F_0 T_{11} + \left(1 - \frac{1}{2A^2} F_0 - 2F_0 - 2Bi' F_0 - \frac{U \Delta \tau}{\Delta x}\right) T_{1,\tau} + T_{1,\tau + \Delta \tau} = F_0 \left(2Bi' T_{B,\tau} + \frac{1}{A} Bi'' T_{\infty,\tau}\right) + \frac{q_v \Delta \tau}{c \rho} + \frac{U \Delta \tau}{\Delta x} T_{2,\tau}; \quad (16)$$

де $Bi' = \frac{a_1 \times \Delta x}{\lambda}$;

$$Bi'' = \frac{a_2 \times A \times \Delta x}{\lambda};$$

Вузол на бічній поверхні слябу.

Основні розміри типового елементарного вузла (4) і сусідніх з ним представлено на рис.4.

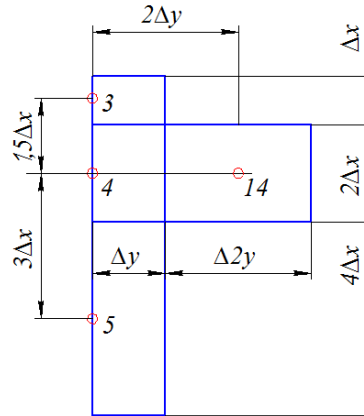


Рис.4 – Схема поверхневого бічного вузла

Рівняння балансу енергії для вузла (4) має вигляд

$$q_{3 \rightarrow 4} + q_{14 \rightarrow 4} + q_{5 \rightarrow 4} + q_{a_2} + q_G + q_{w3 \rightarrow 4} + q_{w5 \rightarrow 4} = \frac{\partial U_4}{\partial \tau}, \quad (17)$$

Члени рівняння (17) можуть бути представлені за допомогою кінцево-від’ємної форми закону Фур’є.

$$\lambda \Delta y \Delta z \frac{T_{3,\tau} - T_{4,\tau}}{1,5 \Delta x} + 2 \Delta x \Delta z \frac{T_{14,\tau} - T_{4,\tau}}{2 \Delta y} + \lambda \Delta y \Delta z \frac{T_{5,\tau} - T_{4,\tau}}{3 \Delta x} + a_2 2 \Delta x \Delta z (T_{\infty,\tau} - T_{4,\tau}) + q_v 2 \Delta x \Delta y \Delta z + \frac{c \rho U (T_{3,\tau} - T_{4,\tau}) \times 2 \Delta x \Delta y \Delta z}{1,5 \Delta x} + \frac{c \rho U (T_{5,\tau} - T_{4,\tau}) \times 2 \Delta x \Delta y \Delta z}{3 \Delta x} = c \rho \times 2 \Delta x \Delta y \Delta z \frac{T_{4,\tau + \Delta \tau} - T_{4,\tau}}{\Delta \tau} \quad (18)$$

Після спрощень рівняння (18) має вигляд

$$T_{4,\tau + \Delta \tau} = F_0 \left(\frac{1}{3} T_{3,\tau} + \frac{1}{2A^2} T_{14,\tau} + \frac{1}{6} T_{5,\tau} \right) + \left(1 - \frac{F_0}{2} - \frac{F_0}{2A^2} - \frac{F_0}{A} Bi'' - \frac{U \Delta \tau}{\Delta x}\right) T_{4,\tau} + \frac{q_v \Delta \tau}{c \rho} + \frac{U \Delta \tau}{3 \Delta x} (2T_{3,\tau} + T_{5,\tau}) \quad (19)$$

Кінцево-від’ємні рівняння для визначення температури у вузлах сітки (рис.1) виведені з рівнянь балансу енергії для відповідних вузлів, після спрощень мають вигляд:

для вузла 10

$$T_{10,\tau + \Delta \tau} = F_0 \left(\frac{T_{9,\tau}}{63,25} + \frac{T_{20,\tau}}{11A^2} \right) + \left(1 - \frac{F_0}{63,25} - \frac{F_0}{11A^2}\right) T_{10,\tau} + \frac{q_v \Delta \tau}{c \rho} + \frac{U \Delta \tau}{11,5 \Delta x}; \quad (20)$$

для вузла 21

$$T_{21,\tau + \Delta \tau} = 2F_0 (T_{22,\tau} + Bi' \times T_{B,\tau}) + \left(1 - 2F_0 - \frac{0,5F_0}{A^2} - 2Bi' F_0 - \frac{U \Delta \tau}{\Delta x}\right) T_{21,\tau} + \frac{0,25F_0}{A^2} (T_{11,\tau} + T_{31,\tau}) + \frac{q_v \Delta \tau}{c \rho} + \frac{U \Delta \tau \times T_{22,\tau}}{\Delta x}; \quad (21)$$

для вузла 30

$$T_{30,\tau + \Delta \tau} = 0,0158 F_0 \times T_{29,\tau} + \left(1 - 0,0158 F_0 - \frac{0,25F_0}{A^2} - \frac{0,087 U \Delta \tau}{\Delta x}\right) T_{30,\tau} + \frac{\Delta \tau}{c \rho} + \frac{0,087 \times U \Delta \tau \times T_{29,\tau}}{\Delta x} \quad (22)$$

Усі інші кінцево-від’ємні рівняння для вузлів сітки, представленої на рис.1 виводяться подібним чином.

Аналізуючи наведені рівняння (16), (19–22), бачимо, що у всіх цих рівняннях присутні члени, які враховують зміни температури вузла внаслідок впливу сусідніх по вісі y вузлів з безрозмірним коефіцієнтом A^2 . Використовуючи підхід,

застосований для аналізу рівняння (11), має змогу зробити висновок, що і для інших вузлів сітки (рис. 1) зміною температури вузла внаслідок передачі, чи втрати тепла по вісі y за рахунок теплопровідності можемо нехтувати.

Цей висновок припустимий у разі, якщо на поверхні металу вздовж вісі y коефіцієнти теплопередачі до валків і коефіцієнти тепловіддачі до води або навколишньої середовища – однакові. У такому разі задача спрощується і відпадає необхідність вирішувати тривимірну задачу.

Висновки. 1. Встановлено, що для дослідження процесів теплообміну полоси і валків, а також валків з водою під час прокатки найбільш ефективним є метод математичного моделювання. Для рішення теплофізичних задач теплообміну системи валок –

полоса, що описуються рівняннями нестационарної теплопровідності, найбільш ефективним є вибраний метод кінцевих від'ємностей.

2. У прямокутній системі координат виконаний поділ слябів, з яких прокатується гарячекатаний лист, умовною сіткою з нерівномірним кроком по простору. Для характерних вузлів сітки складені кінцево-від'ємні рівняння балансу енергії, які після апробації та спрощень дозволили отримати рівняння для визначення температури для усіх вузлів умовної сітки.

3. Виконані дослідження є основою для подальших розрахунків та вирішення нелінійних задач, що описуються рівняннями нестационарної теплопровідності, зокрема задач теплового стану системи валок – полоса при прокатці тонких полос.

Список літератури: 1. De Paepe, Simon P., Moerkerke I., Hermann J.C. Control of the temperature of the bar on entry to the finisher // ECSC STEEL RTD PROGRAMME. – 2000. – P. 1–9. 2. Trishevskii O.I., Saltavets N.V. Mathematical model of the thermal state of strip in rolling // Steel in translation 2009 – №2 – Vol 39 – P.42–44. Allerton Press Inc. 3. Тришевський О. І., Салтавець Н. В. Разработка математической модели теплового состояния валков при прокатке // Сталь 2011 – №12 – С.22–23. 4. Коздоба Л.А. Электрическое моделирование явлений тепло- и массопереноса // М.: Энергия. – 1972. – 296 с. 5. Кузьмин М.П. Электрическое моделирование явлений нестационарных процессов теплообмена. // М. Энергия. – 1974 – 416 с. 6. Тришевський О.І., Салтавець Н.В. Математическая модель теплового состояния системы валок-полоса и её использование при реконструкции станов горячей прокатки. // Сборник научных трудов «Обработка металлов давлением» №2(23) Краматорск, 2010. С.53–59. 7. Крейт Ф., Блэк У. Основы теплопередачи. // М.: Мир. –1983. – 512 с.

Bibliography (transliterated) 1. De Paepe, et al. «Control of the temperature of the bar on entry to the finisher» ECSC STEEL RTD PROGRAMME. 2000. 1–9. Print. 2. Trishevskii, O.I., and N.V. Saltavets. «Mathematical model of the thermal state of strip in rolling» Steel in translation. Allerton Press Inc. No. 2. Vol. 39. 2009. 42–44. Print. 3. Trishevskij, O. I., and N. V. Saltavec. «Razrabotka matematicheskoi modeli teplovogo sostojanija valkov pri prokatke» Stal, No.12. 2011. 22–23. Print. 4. Kozdoba, L.A. Jelektricheskoe modelirovanie javlenij teplo- i massoperenosa. Moscow: Jenergija, 1972. Print. 5. Kuz'min, M.P. Jelektricheskoe modelirovanie javlenij nestacionarnyh processov teploobmena. Moscow: Jenergija, 1974. Print. 6. Trishevskij, O.I. and N.V. Saltavec. «Matematicheskaja model' teplovogo sostojanija sistemy valok-polosa i ejo ispol'zovanie pri rekonstrukcii stanov gorjachej prokatki.» Sbornik nauchnyh trudov «Obrabotka metallov davleniem.» No.2 (23). Kramatorsk: 2010. 53–59. Print. 7. Krejt, F., and U. Bljek. Osnovy teploperedachi. Moscow: Mir, 1983. Print.

Надійшла (received) 25.10.2015

Відомості про авторів / About the Authors

Тришевський Олег Ігорович, доктор технічних наук, професор, Харківський національний технічний університет сільського господарства ім.Петра Василенка, завідувач кафедри «Технологія матеріалів», тел. 050-407-26-11, E-mail: 3shev@ukr.net.

Салтавець Микола Вільямович, Харківський національний технічний університет сільського господарства ім.Петра Василенка, інженер, тел. 7-164-153.

Trishevskiy Oleh Igorovich, doctor of engineering sciences, professor, Kharkiv national technical university of agriculture, the name of Petro Vasilenko, manager of department «Technology of materials», tel., 407-26-11, E-mail: 3shev@ukr.net.

Saltavec' Nikolay Vil'yamovich, Kharkiv national technical university of agriculture the name of Petro Vasilenko, engineer, tel. 164-153.

ЗМІСТ

Ершов С. В., Мельник С. Н., Кравченко Е. А. Исследование деформированного состояния металла при прокатке швеллера в развернутом калибре.....	5
Иванов А. В., Череповский С. С. Особенности преобразования энергии в системе «индуктор-расплав» При магнитно-импульсной обработке расплавов	12
Маковей В. О., Бородій Ю. П. Підвищення стійкості ріжучих елементів штампів електроіскровим легуванням	17
Марков О. Є. Модель урахування релаксації напружень у металі при гарячому деформуванні	21
Савчук П. П., Гребенчак Ю. М., Ткачук І. М., Гусачук Д. А. Вплив тиску формування за екструзії на фізико-механічні властивості дерево-полімерних композитів...	26
Середа Б. П., Блоконь Ю. О., Кругляк І. В., Харченко О. В., Кругляк Д. О., Середа Д. Б. Розробка ресурсозберігаючої технології отримання інтерметалідних сплавів в умовах СВС-пресування	29
Скобло Т. С., Автухов А. К., Белкин Е. Л. Опτικο-математический анализ структурообразования рабочего слоя валков исполнения ЛПХНМдц...	33
Познякова М. Е., Сучков Г. М., Петрищев О. Н. Ультразвуковой контроль качества изделий с не плоской поверхностью волнами Релея.....	37
Тришевський О. І., Салтавець М. В. Поділ слябів сіткою при рішенні двомірної задачі нестационарної теплопровідності явним кінцево-від'ємним методом	45
Реферати	51
Рефераты	90
Abstracts	93