

**КОМПЛЕКС ПІДРУЧНИКІВ НА ТЕМУ  
«ТЕОРІЯ І ТЕХНОЛОГІЯ МЕТАЛУРГІЙНОГО ВИРОБНИЦТВА  
МЕТАЛІВ І СПЛАВІВ»**

*На здобуття Державної премії України в галузі науки і техніки 2010 року висувається комплекс підручників з загальною назвою "Теорія і технологія металургійного виробництва металів і сплавів", які впевнено можна вважати підручниками нового покоління.*

*Вони базуються на фундаменталізації освіти і визначають підготовку інженерних кадрів, котрі володіли б не тільки знаннями діючих технологій, а й впроваджували б засоби для їх удосконалення, об'єднували в собі спроможність вирішувати технологічні та економічні питання, мали схильність до дослідницького пошуку, досягали б того рівня, на якому звершуються спочатку невеликі, а пізніше - грандіозні відкриття.*

Саме наявність в Україні розвинутого металургійного виробництва, подальше вдосконалення процесів одержання продукції з чорних та кольорових металів стало головною умовою збереження металургійною галуззю своїх позицій на внутрішньому та зовнішньому ринках в умовах недостатньої конкурентоспроможності інших галузей. Життєво важлива модернізація металургійних цехів з позапічною обробкою рідкого металу, все більше розповсюдження безперервного розливання сталі і сплавів та засобів спеціальної електрометалургії дозволяють металургійним підприємствам виконувати найскладніші замовлення та забезпечувати основні надходження коштів в державний бюджет і значну частину валютних коштів.

Для ефективного вдосконалення металургійного виробництва металів і сплавів необхідна підготовка спеціалістів-металургів високої кваліфікації згідно новітніх стандартів вищої освіти із глибокою теоретичною базою для створення вченими та практиками перспективних нових технологій і впровадження їх у виробництво.

В сучасних умовах подальший розвиток металургійного виробництва можливий лише за умов притоку інженерних кадрів, котрі не тільки володіли б знаннями діючих технологій, а й були б в змозі розробляти нові, вишукувати і знаходити якомога ефективніші засоби виробництва, мислити творчо і оригінально.

Саме для одержання глибоких знань і розвитку творчих здібностей створено комплекс з шести підручників під загальною назвою “Теорія і технологія металургійного виробництва металів і сплавів”, в наступному складі: 1) Основи металургійного виробництва металів і сплавів: Підручник/Д.Ф.Чернега, В.С.Богушевський, Ю.Я.Готвянський та ін.; За ред. Д.Ф.Чернеги, Ю.Я.Готвянського.- К.: Вища шк., 2006.-503 с.; 2) Готвянський Ю.Я. Фізико-хімічні та металургійні основи виробництва металів. Підручник.-К.: ІЗМН, 1996.-392 с.; 3) Іващенко В.П., Величко О.Г., Терещенко В.С., Чеченев В.А. Безкоксова металургія заліза: Підручник. - Дніпропетровськ: РВА “Дніпро-ВАЛ”, 2002.-338 с.; 4) Бойченко Б.М., Охотський В.Б., Харлашин П.С. Конвертерне виробництво сталі: теорія, технологія, якість сталі, конструкції агрегатів, рециркуляція матеріалів і екологія: Підручник. - Дніпропетровськ: РВА “Дніпро-ВАЛ”, 2004.- 454 с.; 5) Гладких В.А., Гасик М.І., Овчарук А.М., Проїдак Ю.С. Проектування і обладнання електросталеплавильних і феросплавних цехів: Підручник. - Дніпропетровськ: Системні технології, 2004.- 692 с.; 6) Богушевський В.С., Чернега Д.Ф., Грабовський Г.Г. Автоматичні системи керування процесами спеціальної електрометалургії: Підручник.-К.: Техніка, 2002.- 211 с.

Співробітники кафедр металургії чавуну, сталі, електрометалургії сталі і феросплавів, Національної металургійної академії України (НМетАУ), кафедри фізико-хімічних основ технології металів Національного технічного університету України “Київський політехнічний інститут” (НТУ “КПІ”), кафедри металургії сталі Приазовського державного технічного університету (ПДТУ) приймали участь в удосконаленні процесів безкксової металургії заліза, киснево-конвертерного процесу, позапічної обробки розплавів, спеціальної електрометалургії із самого початку їх існування. Саме це, на наш погляд, стало чинником того, що навчально-профільна робота щодо металургії сталі і сплавів в НМетАУ, НТУ “КПІ” та ПДТУ об’єднувала в собі теорію і практику, що сприяє скорішому становленню молодих спеціалістів: відомо, що теорія без практики - абсолютно ніщо, рівно як і практика без теорії перетворюється в постійне виправлення помилок, які відбуваються за незнанням.

Ця концепція об’єднання знайшла відображення і в нових перелічених підручниках, виданих сумісними зусиллями НМетАУ, НТУ “КПІ” та ПДТУ.

Автори підручників - вчені з світовим ім'ям і цей їх науково-педагогічний досвід слугуватиме підвищенню світового авторитету України. Вони на протязі значного часу проводили дослідження не тільки в лабораторіях, а й безпосередньо в діючих металургійних цехах. Завдяки їм Україна тримає першість в світовому фундаментальному пошуку в металургійному виробництві і підручники, без перебільшення, стали одним із кращих прикладів фундаментального підходу до навчальної літератури.

Металургійне виробництво в підручниках надано не як сума сухих зведень: до фактів додається аналіз наявної практики із подальшим синтезом результатів та переходом до нових технологій.

З підручників стає ясно, що доменний процес виробництва чавуну може об'єднуватись з конвертерними процесами, рівно як одержання металізованої сировини прямим відновленням залізної руди - з електросталеплавильним процесом. Кожен з цих тандемів має свої переваги і недоліки, що пов'язані з наявністю та розмірами запасів вихідної сировини, видами і питомими витратами енергоносіїв, ступенем впливу на навколишнє середовище.

У прогнозах на XXI сторіччя йде мова про те, що саме за рахунок об'єднання доменного процесу з конвертерним у світі буде вироблятися головна маса всієї сталі. На даний момент це дійсно революційний метод. Розуміється, він і залишиться таким, якщо не виникне принципово нова металургійна технологія, економічність котрої значно буде перевищувати існуючі, як це відбулося у 50-х роках XIX століття з появою бесемерівського процесу, а потім, через 100 років - в 50-х роках XX століття - конвертерного процесу з верхньою кисневою продувкою.

Якщо створення принципово інших металургійних технологій відбувається з інтервалом рівним, приблизно століттю і є закономірністю, то у найближчі 50 років цей комплекс підручників буде старіти незначними темпами та на фоні інших буде виглядати фундаментальним і таким, що підкріплений багаторічним досвідом.

Безсумнівною перевагою комплексу підручників, що розглядається, слід вважати широкий спектр висвітлених в головних їх розділах питань - від теоретичних основ процесів до оцінки тенденцій розвитку металургійного виробництва в Україні і в світі.

Викладена також теорія газових течій, розробка котрої в Україні в останні роки проводилась особливо плідно. Розглянуті питання поведінки домішок в рідких металургійних ваннах при продувці їх окислювальними, нейтральними та відновними газами, що дозволяє конструювати агрегати з

оптимальною геометрією їх профілю. Винайдені і проаналізовані киснево - паливні конвертерні процеси із зниженою часткою енергоємного чавуну в їх шихті, і це також є досягненням українських вчених, як і ряд положень ковшової металургії, безперервного розливання сталі, електрошлакового переплаву, плавки у вакуумних дугових, вакуумних індукційних, електронно-променевих і плазмово-дугових печах, електромагнітного оброблення металів у рідкому стані та під час кристалізації.

Автори підручників - відомі спеціалісти в галузі теорії і практики металургійних процесів, представляють провідні вітчизняні школи металургів; окрім того, вони мають великий досвід педагогічної діяльності.

Все це дозволило їм створити сучасний комплекс підручників нового типу, практично бездоганний як з наукової, так методологічної точки зору. Усі 6 книг органічно зв'язані, підкорені єдиному завданню та викладені в суворій логічній послідовності. Використана сучасна українська термінологія з металургії, і тому мова легко доступна студентам.

Ще одною із переваг комплексу є також включення до нього інформації по питанням рециркуляції матеріалів металургійного виробництва і проблем екології. Ці проблеми потребують невідкладного рішення: вельми нелегко сумістити постійний розвиток металургійної промисловості із безпечним, комфортним проживанням нбаселення окремих регіонів. Автори пропонують оптимальні варіанти даного сумісництва і турбуються не тільки за якісні способи виробництва, а й за навколишнє середовище.

Вихід у світ комплексу підручників авторів Д.Ф.Чернеги, В.С.Богушевського, Ю.Я.Готвянського, В.С.Терещенка, Б.М.Бойченка, В.А.Гладких, П.С.Харлашина, слід вважати явищем очікуваним і актуальним. Книги безумовно корисні не тільки студентам, аспірантам і викладачам металургійних вузів і факультетів, а й технічним працівникам комбінатів і заводів, співробітникам науково-дослідних і проектних організацій, усім тим, кому необхідно підвищити свою кваліфікацію в одному з найперспективніших та необхідних напрямків розвитку промисловості - металургійному виробництву металів і сплавів.

Таким чином, комплекс підручників "Теорія і технологія металургійного виробництва металів і сплавів" принципово новий завдяки вдалому об'єднанню глибокої проробки теоретичних положень механіки рідини і газу відповідно до металургійного виробництва, містить фундаментальну основу для розуміння складних фізико-хімічних процесів.

Використання положень гідродинаміки, тепло- і масообміну для описування технологічних процесів в останній час розповсюджується у численних галузях промисловості. Однак у даному випадку ми маємо справу з реалізацією вдосконаленого підходу до металургійного процесу.

В підручниках використані також положення хвильової гідродинаміки, котра дозволяє без зайвих ускладнень швидко оволодіти усією гамою гідродинамічних процесів.

Ще одною перевагою комплексу підручників є розглядання в ньому різних способів виробництва, їх переваг і недоліків, можливості їх синтезу, що дає найбільш повну на теперішній час картину металургійного виробництва металів і сплавів.

Наразі, коли відбувається перебудова металургії України, її оновлення на базі новітніх технологій, а відповідно до Указу Президента України проводяться невідкладні заходи щодо реформування вищої освіти, котрі передбачають в тому числі і фундаменталізацію підготовки фахівців, розглянутий комплекс підручників вдало об'єднує ці два магістральних напрямки і якомога краще відповідає державним інтересам.

Враховуючи те, що комплекс підручників "Теорія і технологія металургійного виробництва металів і сплавів" за усіма своїми методичними, технічними і науковими рішеннями, рекомендаціями безумовно сприяє прискоренню науково-технічного прогресу в металургії України, викриваються виключно широкі перспективи для подальшого використання цих підручників в організації ефективного навчального процесу та інтеграції вітчизняної вищої освіти у Європейську спільноту. Саме цьому Національною металургійною академією України ця робота висунута на одержання Державної премії України в галузі науки і техніки 2010 року.

За думкою металургійної наукової спільноти, котра прийняла активну участь в обговоренні роботи, наданий комплекс підручників і його авторський колектив заслуговують присудження Державної премії.

УДК 622.788

Д.А. Ковалёв, Н.Д. Ванюкова, М.В. Ягольник, А.Ю. Худяков

## ИЗУЧЕНИЕ ПРОЦЕССА СУШКИ УГЛЕРОДСОДЕРЖАЩИХ ОКАТЫШЕЙ

*Экспериментальным путем исследована сушка железорудных окатышей, содержащих твердое топливо. Проведено математическое описание процесса и получены модели (полиномы), описывающие зависимость продолжительности сушки и качества высушенных окатышей от содержания твердого топлива, бентонита и температуры сушки. Выполнен графический и аналитический анализ влияния указанных факторов на основные технологические параметры процесса сушки рудно-топливных окатышей.*

*Ключевые слова: углеродсодержащие окатыши, сушка, прочность на сжатие, бентонит.*

*Експериментальним шляхом досліджена сушка залізорудних обкотишів, що містять тверде паливо. Проведено математичний опис процесу та отримані моделі (поліноми), що описують залежність тривалості сушки та якості висушених обкотишів від вмісту твердого палива, бентоніту і температури сушки. Виконано графічний та аналітичний аналіз впливу факторів на основні технологічні параметри процесу сушки рудно-паливних обкотишів.*

*Drying of iron-ore pellets, containing a hard fuel was investigated experimentally. Mathematical description of process was conducted and models (polynomials), which describe dependence of duration of drying and quality of dried up pellets on maintenance of hard fuel, bentonite and temperature of drying, are got. The graphic and analytical analysis of influence of the indicated factors is executed on the basic technological parameters of process of drying of ore-fuel pellets.*

Экспериментальным путем исследована сушка железорудных окатышей, содержащих твердое топливо. Проведено математическое описание процесса и получены модели (полиномы), описывающие зависимость продолжительности сушки и качества высушенных окатышей от содержания твердого топлива, бентонита и температуры сушки. Выполнен графический и аналитический анализ влияния указанных факторов на основные технологические параметры процесса сушки рудно-топливных окатышей.

**Состояние проблемы.** Производство железорудных окатышей с добавками твердого топлива является, на сегодняшний день, одним из наиболее перспективных направлений совершенствования способов получения окучкованного сырья. Преимущества использования данной технологии, доказанные работами ряда авторов [1,2], очевидны и неоспоримы. Вот наиболее значимые из них:

- увеличение производительности зоны обжига конвейерной обжиговой машины для производства окатышей на 20-25%, при добавке 0,6-0,8%

антрацита в шихту, за счет повышения средней скорости нагрева на 55 °С/мин.;

- прирост производства чугуна на 8,7-11,1% и снижение расхода кокса на 3,68-6,99%, при подаче в доменную печь 20-25% углеродсодержащих окатышей вместо окисленных, благодаря более высокой степени восстановления и металлизации первых (на 16% и 5% выше, соответственно).

Кроме того, использование углеродсодержащих окатышей в качестве шихты для процессов получения губчатого железа и жидкофазного восстановления в шахтных, трубных, вращающихся печах и других агрегатах, по сравнению с остальными видами сырья, более предпочтительно.

Несмотря на то, что к настоящему моменту востребованная и многообещающая технология производства окатышей, содержащих углерод, достаточно изучена, некоторые существенные составляющие процесса остаются неучтенными. В частности, мало внимания было уделено исследованию такой важной технологической операции, как сушка, повышение эффективности которой, является значительным резервом совершенствования технологии обжига окатышей с добавками твердого топлива.

**Анализ достижений и публикаций.** Процесс сушки непосредственно влияет на длительность пребывания окатышей на конвейерной обжиговой машине и сохранение целостности как отдельных окатышей, так и всего слоя в целом; таким образом, он во многом определяет газодинамические условия работы последующих зон, а, значит, оказывает непосредственное влияние на производительность обжиговой машины, расход природного газа (мазута) и электроэнергии [3], кроме того – дефекты структуры окатышей, приобретенные во время сушки «не залечиваются» в ходе дальнейшей тепловой обработки и наследственно передаются конечному продукту, негативно сказываясь на качестве готовых обожженных окатышей [4].

Осознавая значительность воздействия работы зоны сушки на успешность реализации всего процесса обжига, авторы большинства работ, посвященных технологии производства углеродсодержащих окатышей [1,5], всё-таки не полностью рассмотрели этот вопрос.

**Постановка задачи.** Несомненно, что разумная интенсификация процесса сушки, предполагающая достижение максимальной скорости удаления влаги из окатышей без ущерба для их качества, является важным технологическим заданием. Поставленная задача требует тщательного изучения процессов теплообмена и массообмена при сушке, и определения зависимости основных параметров процесса от ряда

технологических факторов. В рамках данной работы определяется влияние содержания твердого топлива, температуры сушки и количества бентонитовой глины в составе железорудных окатышей на длительность процесса сушки и прочность окатышей в высушенном состоянии.

**Методика исследования.** В исследовании использовали шихтовые материалы, химический состав которых приведен в таблице 1. Крупность материалов отвечала общепринятым технологическим требованиям.

В качестве опытного материала, при проведении экспериментов, вместо окатышей были использованы брикеты. Такой выбор обусловлен нецелесообразностью использования чашевого гранулятора, из-за отсутствия необходимости в больших количествах исследуемого материала, а также возможностью сохранения постоянства заданных состава и плотности лабораторных брикетов, что в случае получения окатышей представляет собой некоторую сложность.

Таблица 1

Химический состав исходных материалов

Материал	Feоб.	FeO	Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	SiO <sub>2</sub>	CaO	MgO	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	П.П.П
Железорудный концентрат	63,33	28,95	58,31	9,85	0,74	0,34	0,65	0,65
Бентонит ЦГОК	4,3	0,31	5,56	60,9	1,89	1,76	13,6	11,7
Известняк	0,28	-	0,40	1,34	53,22	0,92	0,56	43,56
Зола кокса*	12,66	-	18,09	49,42	4,48	1,40	26,61	-

\*Технический состав кокса: А = 12,4 %; V = 1,5 %; S = 3,0 %; W = 2,2%.

Дозирование компонентов для изготовления брикетов осуществлялось в соответствии с планом проведения экспериментов, детальное рассмотрение которого проведено ниже. Основность всех брикетов была постоянной, и составляла 0,4 ед.

Смешивание шихт проводили до полной гомогенизации массы, путем послойной укладки материалов и перемешивания слоёв между собой.

Сырые брикеты получали в лабораторных условиях на разрывной машине МР-500, при давлении брикетирования, равном 282 кгс/бр. Влажность брикетов всех составов была равной 9,5 %, а диаметр 15 мм.

Для сушки брикетов использовали экспериментальную термогравиметрическую установку, на которой 5 влажных брикетов, в плетеной корзине из нихромовой проволоки, подвешенной к коромыслу весов, помещали в рабочее пространство нагревательной силитовой печи, оборудованной термопарой, где поддерживалась неизменной заданная температура, что позволило осуществить изотермическую сушку брикетов.



Фиксировали продолжительность процесса сушки сырых брикетов, считая окончанием процесса момент, когда потеря массы, в виде испаряющейся влаги, прекращалась.

Прочность брикетов после сушки оценивали, определяя сопротивление сжатию, применяя для этого разрывную машину МР-500. Показатель прочности высушенных брикетов получали как среднее арифметическое по результатам испытаний всех 5 испытуемых единиц. Полученные таким способом данные были использованы для создания математических моделей.

**Результаты исследования.** Для полиномиального описания влияния добавок твердого топлива, бентонита и температуры сушки на кинетику процесса (длительность сушки) и качество высушенных брикетов, воспользовались методом центрального композиционного ортогонального планирования второго порядка для трехфакторного эксперимента (план Бокса-Бенкина) [6], приняв следующую нумерацию факторов: содержание твердого топлива – X1; температура сушки – X2; содержание бентонита – X3. Интервалы варьирования и величины уровней факторов, выбранные надлежащим образом для приведения к условиям стандартной матрицы, представлены в табл. 2.

Таблица 2

Натуральные значения факторов для уровней

Уровень	X <sub>1</sub> , %	X <sub>2</sub> , °C	X <sub>3</sub> , %
верхний	0,9	600	1,5
нулевой	0,6	400	1,0
нижний	0,3	200	0,5
Интервал варьирования	0,3	200	0,5

Запланированные тринадцать опытов реализовали, обеспечив рандомизацию. Дважды провели опыты, в которых значения параметров оптимизации имели максимальное, минимальное и среднее значения.

В таблице 3 представлены матрица экспериментов, натуральные значения факторов, опытные и расчетные значения параметров оптимизации.

Коэффициенты регрессии полинома и их ошибки рассчитали после реализации плана по стандартным формулам [6,7], и подставили в полином общего вида:

$$Y=B_0+\sum_1^k B_i x_i + \sum_1^k B_{ii} x_i^2 + \sum_{i < j}^k B_{ij} x_i x_j + \dots \quad (1)$$

Полученные математические модели выглядят следующим образом:

- зависимость продолжительности сушки от содержания топлива, бентонита и температуры сушки:

$$\tau = 535 - 1,625 x_1 - 457,25 x_2 + 60,125 x_3 - 1,25 x_1 x_2 + 0,50 x_1 x_3 - 23,25 x_2 x_3 - 2,5 x_{12} + 261,25 x_{22} - 5,5 x_{32} ;$$

- зависимость прочности высушенных брикетов от содержания топлива, бентонита и температуры сушки:

$$\Pi = 22 - 2,925 x_1 + 13,4125 x_2 + 0,0625 x_3 + 0,525 x_1 x_2 + 0,725 x_1 x_3 - 0,05 x_2 x_3 + 2,2 x_1^2 + 0,475 x_2^2 - 5,125 x_3^2.$$

Проверили адекватность математических моделей реальному процессу с помощью критерия Фишера. Для чего рассчитали по полученным полиномам параметры оптимизации (продолжительность сушки и прочность высушенных брикетов), см. табл.3. Используя полученные расчетные значения параметров оптимизации, нашли дисперсии адекватности (S<sub>ад</sub>) и опыта (S<sub>оп</sub>), и вычислили критерии Фишера по формуле:

$$F_{\text{расч.}} = \frac{S_{\text{ад}}^2}{S_{\text{оп}}^2} \quad (2)$$

Критерий Фишера для полинома зависимости продолжительности сушки от содержания топлива, бентонита и температуры сушки:

$$F_{\text{расч.}} = \frac{S_{\text{ад}}^2}{S_{\text{оп}}^2} = 289,1389 / 593 = 0,4879 < 3,9 = F_{\text{табл.}}^{0,05}$$

Критерий Фишера для полинома зависимости прочности высушенных брикетов от содержания топлива, бентонита и температуры сушки:

$$F_{\text{расч.}} = \frac{S_{\text{ад}}^2}{S_{\text{оп}}^2} = 2,1306 / 1,34 = 1,59 < 3,9 = F_{\text{табл.}}^{0,05}$$

Поскольку расчетные значения критериев Фишера меньше табличных для соответствующего уровня значимости и степеней свободы [7], то адекватность моделей обоснована и, значит, полученные полиномы достаточно точно описывают процессы изменения длительности сушки и прочности сухих окатышей под влиянием выбранных факторов.

Графические отображения полученных зависимостей представлены на рис. 1, 2.

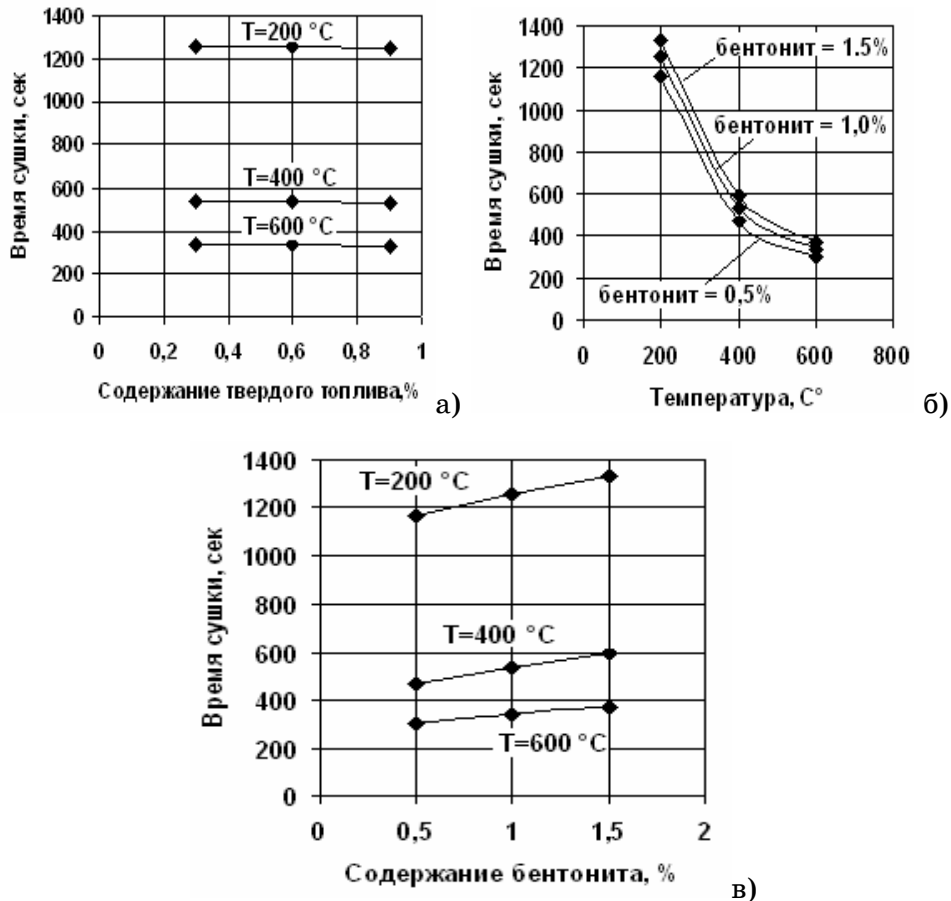


Рисунок 1 – Зависимости времени сушки от: а) – содержания твердого топлива при температурах 200°С, 400°С и 600°С; б) – температур сушки при содержаниях бентонита 0,5%, 1,0% и 1,5%; в) – содержания бентонита при температурах 200°С, 400°С и 600°С

Анализ графика, изображенного на рис.1а), свидетельствует о том, что изменение количества твердого топлива в составе железорудных окатышей существенно не влияет на длительность процесса их сушки.

Так, при увеличении содержания коксика с 0,3 % до 0,9 %, т.е. в три раза, продолжительность сушки при  $T = 400\text{ }^{\circ}\text{C}$  изменилась лишь на 3,25 с (с 534,125 с до 530,875 с). Вероятно, наблюдаемый характер зависимости объясняется гидрофобной природой поверхности кокса (краевой угол смачивания которого значительно превышает  $90^{\circ}$ ), что подтверждается, в частности, характером кривых смачивания кокса [8], которые, свидетельствуют о почти полном отсутствии смачивания его технической водой, отмечая, вместе с тем, высокие показатели смачивания кокса керосином, а еще большие – бензолом (около 52 мм и 97 мм, соответственно, за 8 минут, против 2,5-3 мм для воды за тот же время). Итак, благодаря особенностям своей природы, кокс никоим образом не может удерживать воду, и препятствовать процессу ее удаления, а единственная форма влаги, присущая ему - это гигроскопическая вода, которая фактически является свободной и испаряется достаточно легко и быстро, не влияя на общую продолжительность процесса сушки.

Таблица 3

Трёхфакторный план проведения эксперимента Бокса – Бенкина ( В-В3), натуральные значения избранных факторов и значения параметров оптимизации

Номер опыта	Значение фактора						Время сушки, сек.				Прочность на сжатие, кгс / бр.			
	кодированное			натуральное			Серия опытов		среднее	расчетное	Серия опытов		среднее	расчетное
	x <sub>1</sub>	x <sub>2</sub>	x <sub>3</sub>	x <sub>1</sub>	x <sub>2</sub>	x <sub>3</sub>	I	II			I	II		
1	+	+	0	0,9	600	1	325	-	325	333,625	38,4	-	38,4	35,6875
2	+	-	0	0,9	200	1	1260	-	1260	1250,625	5	-	5	7,8125
3	-	+	0	0,3	600	1	320	340	330	339,375	42,6	44	43,3	40,4875
4	-	-	0	0,3	200	1	1260	-	1260	1251,375	12	-	12	14,7125
5	+	0	+	0,9	400	1,5	570	-	570	586	15	-	15	16,9375
6	+	0	-	0,9	400	0,5	480	-	480	464,75	17,4	-	17,4	15,3625
7	-	0	+	0,3	400	1,5	560	585	573	588,25	20	18,5	19,3	21,3375
8	-	0	-	0,3	400	0,5	485	-	485	469	24,6	-	24,6	22,6625
9	0	+	+	0,6	600	1,5	395	-	395	370,375	30	-	30	30,775
10	0	+	-	0,6	600	0,5	290	-	290	296,625	26	-	26	30,75
11	0	-	+	0,6	200	1,5	1320	1355	1338	1331,375	8,8	-	8,8	4,05
12	0	-	-	0,6	200	0,5	1140	-	1140	1164,625	4	5,2	4,6	3,825
13	0	0	0	0,6	400	1	535	-	535	535	22	-	22	22

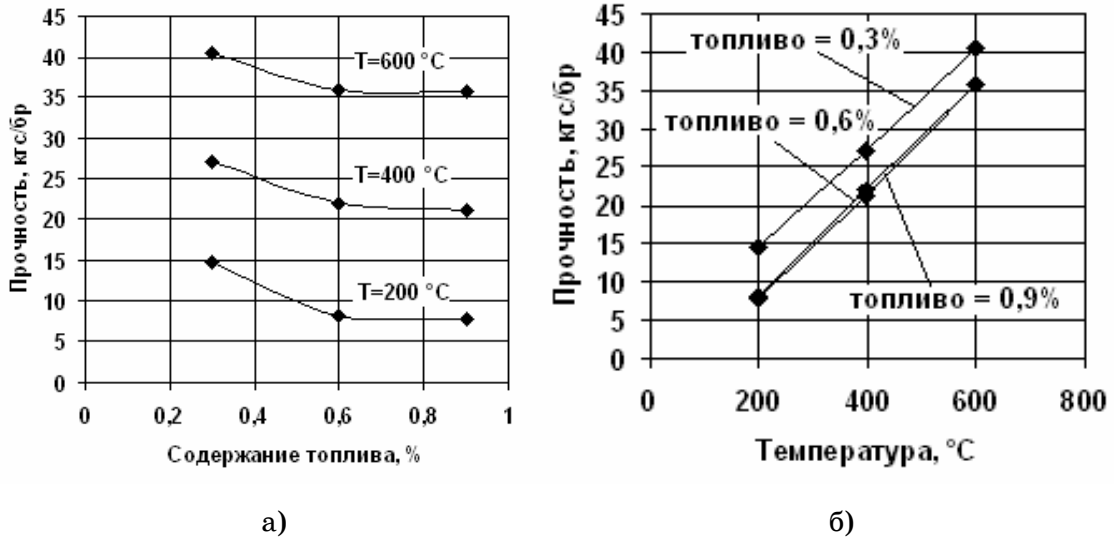
Повышение температуры сушки приводит к значительному сокращению времени сушки железорудных окатышей, что наглядно демонстрирует рис.1б). С позиций молекулярно-кинетической теории строения вещества [9], это явление объясняется следующим образом: повышение температуры является непосредственной причиной увеличения кинетической энергии движения молекул воды, и когда величина этой энергии превышает величину работы, необходимой для преодоления противодействия молекулярных сил в слое, толщиной равном радиусу молекулы (так называемый радиус молекулярного взаимодействия) над поверхностью воды, происходит испарение; когда же температуры превышают 100 °С, испарение воды значительно интенсифицируется, благодаря тому, что расстояние между молекулами и их кинетическая энергия возрастают, а, значит, во-первых: силы межмолекулярного взаимодействия слабеют, а во-вторых: всё меньше энергии необходимо добавить, чтобы молекулы могли покидать пределы жидкости. Такое состояние вещей имеет место до температуры 374°С, которую ещё называют критической, так как при температурах выше её, удельная теплота парообразования воды равна нулю, то есть в таких условиях «обычная», свободная вода может находиться только в газообразном состоянии; именно поэтому на графике рис. 1б) сокращение длительности сушки, при температурах от 200 °С до 400 °С такое стремительное (с 1253,5 с до 535 с (при содержании бентонита 1,0%)), значительно замедляется в диапазоне от 400 °С до 600 °С (с 535 сек. до 339 с (при содержании бентонита 1,0%)), когда свободная влага удаляется фактически мгновенно, а остающаяся влага является связанной (вода из капилляров диаметром меньше  $10^{-5}$  мм и адсорбционная вода [10]) и, естественно, не так чувствительно реагирует на повышение температуры, т.к. энергия её связи сильно тормозит темп ускорения процесса испарения.

Зависимость, изображенная на рис. 1в), свидетельствует о существенном увеличении времени сушки окатышей с повышением содержания бентонита в их составе. Приведенная закономерность объясняется следующим образом. Основным составляющим бентонитовых глин является минерал монтмориллонит [11], специфичность кристаллической решетки которого обуславливает способность бентонита диспергировать и набухать, впитывая иногда более чем десятикратные количества воды [12]. Набухание монтмориллонита носит преимущественно внутрикристаллический характер, и влага, в виде прослоек между высокодисперсными частицами глины, образующими пространственную

сетку, удерживается молекулярными (ван-дер-ваальсовыми) силами притяжения, т.е. является адсорбционно связанной влагой [13]. Энергия связи адсорбционной влаги ( $3,47 \cdot 10^{10}$  эрг/моль) значительно превышает энергию связи капиллярной влаги (от  $5,3 \cdot 10^3$  до  $5,3 \cdot 10^8$ ) [14], поэтому естественно, что увеличение содержания адсорбционно связанной воды затрудняет процесс влагоудаления и снижает скорость сушки брикетов.

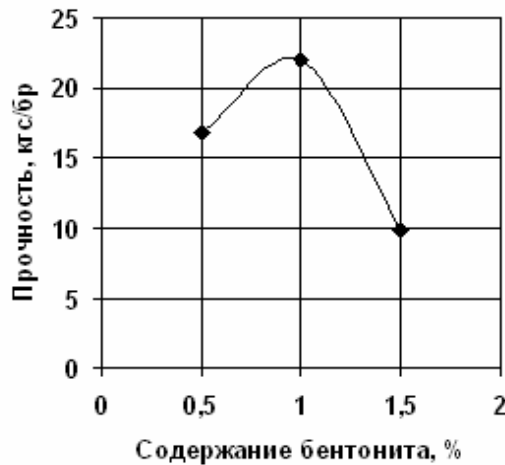
Увеличение содержания твердого топлива в составе железорудных окатышей отрицательно влияет на прочность последних в сухом состоянии (см. рис. 2а). Так, постепенное повышение количества кокса в испытанных образцах с 0,3% и 0,6% до 0,9%, привело к следующему падению прочности на сжатие высушенных брикетов: 27,125 кгс/бр., 22 кгс/бр. и 21,275 кгс/бр., соответственно (при температуре сушки 400 °С). Можно предположить, что такой характер зависимости обусловлен действием двух факторов. Во-первых, как уже упоминалось, кокс - это гидрофобный материал, водой не смачивается и не диспергирует, следовательно существенно снижает прочность сырых окатышей, так как в контакте с водой не образует сил ни коллоидного, ни молекулярного, ни капиллярного сцепления, которые фактически и являются связующими силами в сыром окатыше [8]; после удаления влаги в процессе сушки остаются силы коллоидного сцепления. Во-вторых, возможно отрицательным образом на прочность высушенных окатышей влияет выход летучих веществ кокса, который, существенно возрастает с увеличением массовой доли твердого топлива.

Анализ данных, приведенных на рис. 2б), показывает, что прочность высушенных окатышей повышается по мере роста температуры сушки, и составляет 9,0625 кгс/ок., 22 кгс/ок. и 35,8875 кгс/ок. для температур 200, 400 и 600 °С, соответственно (содержание твердого топлива – 0,6 %). Такая тенденция давно отмечалась в разнообразных научных исследованиях [15,16], и вероятно связана с протеканием определенных твердофазных реакций. Возможно окисление магнетита до гематита, которое начинается уже при температуре 300°С [16], положительно влияет на процессы, определяющие упрочнение окатышей.



а)

б)



в)

Рисунок 2 – Зависимости прочности окатышей от: а) – содержания топлива при температурах 200 °С, 400 °С и 600 °С; б) – температур сушки при содержании топлива 0,3 %, 0,6 % и 0,9 %; в) – содержания бентонита при температуре 400 °С и содержании твердого топлива 0,6 %

Достаточно сложно однозначно оценить влияние изменения количества бентонита на прочность высушенных окатышей. Анализируя рис. 2в), констатируем, что повышение содержания бентонита с 0,5 % до 1,0 % приводит к упрочнению брикетов с 16,8125 кгс/бр. до 22 кгс/бр, а дальнейший рост содержания бентонита до 1,5 % приводит к падению прочности сухих брикетов до уровня 9,8 кгс/бр ( $T_{\text{сушки}}=400\text{ °C}$ ,  $\text{сод. твердого топлива}=0,6\text{ \%}$ ). Определенный рост прочности сухих окатышей при повышении количества бентонита с 0,5 % до 1,0 % не является ошибкой данного исследования, он упоминался в работах [13,17] и объяснялся В.М. Витюгиным следующим образом: силы коллоидного сцепления, которые получают значительное развитие вследствие диспергирования бентонитовой

глины, растут по мере удаления влаги из окатышей при сушке; после полного ее удаления, наступает довольно крепкая связь, которая обеспечивает сцепление или склеивание частичек бентонита как между собой, так и с частичками шихтовых материалов в окатышах; значит рост прочности вызван численным увеличением «контактов склеивания» бентонита. Последующее падение прочности сухих окатышей при увеличении содержания бентонита с 1,0 % до 1,5 %, вероятнее всего вызвано нивелированием положительного влияния увеличения «контактов склеивания» частичек бентонита между собой и с шихтовыми материалами, такими отрицательными факторами, как влияние заземленного воздуха и усадка окатышей в ходе сушки [16]. Степень действия этих факторов неуклонно возрастает с повышением коллоидизации капиллярно-пористых тел, которыми, собственно, и являются железорудные окатыши.

**Выводы.** Выполнено экспериментальное исследование процесса сушки железорудных окатышей, содержащих твердое топливо. Составлены математические модели, описывающие зависимости продолжительности сушки и качества высушенных окатышей от содержания твердого топлива, бентонита и температуры сушки.

Анализ полученных математических моделей свидетельствует о том, что максимально благоприятными, с точки зрения сокращения продолжительности сушки и повышения прочности сухих окатышей, величинами исследуемых факторов являются:

- минимальное (0,5 %) содержание твердого топлива;
- максимальная (600 °С) температура сушки;
- 0,5-1,0 % <sup>ное</sup> содержание бентонита.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Петров А.В., Бережной Н.Н., Воскерчан Н.В. Интенсификация процессов сушки и обжига окатышей. // Сталь – 1976 - № 6 – С. 491 – 494.
2. Ковалев Д.А., Ванюкова Н.Д., Журавлев Ф.М. и др. Использование опытных железорудных офлюсованных окатышей с остаточным углеродом в доменной плавке. // Сталь – 1999. – № 8. – С. 4 – 9.
3. Абзалов В.М., Клейн В.И., Леушин В.Н., Шаврин С.В. Газодинамика слоя сырых окатышей на обжиговой машине // Сталь – 2003 - №1- С.17-20.
4. Горбачёв В.А., Евстюгин С.Н., Мальцева В.Е., Усольцев Д.Ю. Изучение влияния свойств бентонитовых глин на формирование качества железорудных окатышей. // Сталь – 2003 - №1- С.15-16.
5. Мовчан В.П. Разработка режима термообработки рудоугольных офлюсованных окатышей // Металлургическая и горнорудная промышленность – 2002 - №2 – С.8-10.
6. Ковшов В.Н. Постановка инженерного эксперимента. – Киев – Донецк: Вища школа. Головное изд-во, 1982. – 120с.



7. Адлер Ю.П., Маркова Е.В., Грановский Ю.В. Планирование эксперимента при поиске оптимальных условий. - М.: Наука, 1976.-279с.
8. Коротич В.И. Основы теории и технологии подготовки сырья к доменной плавке. - М.: Металлургия, 1978.-208с.
9. Жданов Л.С. Учебник по физике для средних специальных учебных заведений. - М.:Наука. Главная редакция физико-математической литературы, 1975.- 592с.
- 10.Казанский М.Ф. Термограммы изотермической сушки и дифференциальная влажность побиянковского и пыжевского бентонитов // Бентонитовые глины Украины, сб.2.- Изд-во АН УССР, 1958. - С.76-85.
- 11.Коваленко Д.Н. Минералогический состав бентонитовых глин главных месторождений Украины // Бентонитовые глины Украины, сб.2. - Изд-во АН УССР, 1958. - С.23-42.
- 12.Ручкин И.Е. Производство железорудных окатышей. -М.: Металлургия, 1976. - 184с.
- 13.ВитюгинВ.М., ДокучаевП.Н.//Информация ин-та «Черметинформация» - 1968 - сер.3 - вып.10 – С.2-10.
- 14.Лыков А.В. Теория сушки. - М.: Энергия, 1968.- 472с.
- 15.Кузнецов Р.Ф., Майзель Г.М., Буткарев А.П. и др. // Бюл. ин-та «Черметинформация» - 1973 - №8 - С.20-22.
- 16.Юсфин Ю.С., Базилевич Т.М. Обжиг железорудных окатышей. - М.: Металлургия,1973. – 272 с.
- 17.Валавин В.С., Борисов.В.М. // Информация ин-та «Черметинформация» - 1968 - сер.3 - вып.10 - С.10-13.

УДК 621.774.35

С.Р. Рахманов, А.С. Ткаченко, В.М. Львовский, В.С. Рахманова

## МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕРМОПАРАМЕТРИЧЕСКИХ КОЛЕБАНИЙ СТЕРЖНЯ МЕХАНИЗМА УДЕРЖАНИЯ ОПРАВКИ ПРОШИВНОГО И РАСКАТНОГО СТАНОВ

*Рассмотрена математическая модель динамических процессов, позволяющая определить некоторые основные условия возникновения термопараметрических колебаний стержня оправки прошивного и раскатного станков. Моделированием высокотемпературных динамических процессов прокатки труб намечены пути реализации устойчивых технологических процессов на станах трубопрокатного агрегата. Илл.5.,библ. 9.*

*Ключевые слова: стержневая система, параметрические колебания, зона устойчивости, механизм удержания оправки.*

Процесс производства горячекатаных бесшовных труб на станах винтовой прокатки трубопрокатного агрегата, согласно требованиям технологии, предусматривает прошивку отверстий в сплошной цилиндрической трубной заготовке с последующей продольной прокаткой и раскаткой гильз на оправке, упирающейся в стержневую систему [1].

При реализации процессов прокатки бесшовных труб на тяжелонагруженных прошивных и раскатных станах технологического цикла в стержневой системе возникают значительные по величине и изменяющиеся во времени усилия прокатки, и температурные нагрузки. Они обуславливают отклонение формы стержня от прямолинейной. При этом возникающие значительные по величине динамические температурные нагрузки приводят к уходу оправки вместе со стержнем из очага деформации, что вызывает нежелательные изменения геометрических размеров труб (рис.1).

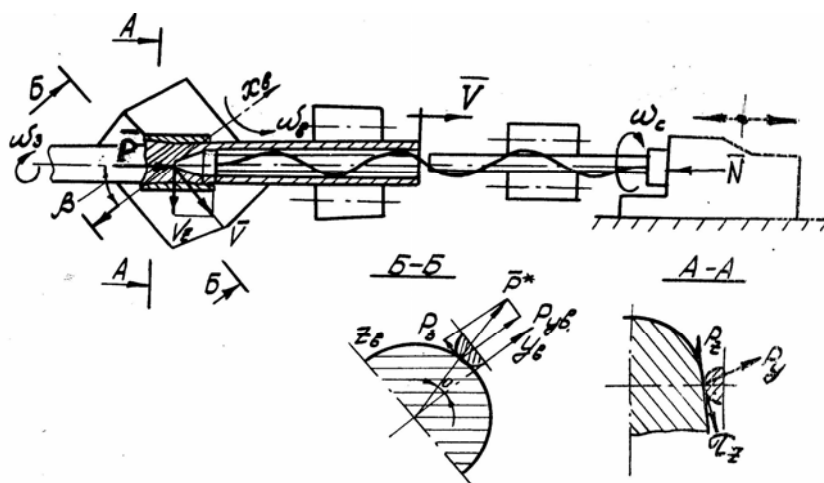


Рисунок 1 – Схема процесса прошивки трубной заготовки на прошивном стане трубопрокатного агрегата и сил, действующих на стержневую систему механизма удержания оправки

© РАХМАНОВ С.Р., ТКАЧЕНКО А.С., ЛЬВОВСКИЙ В.М., РАХМАНОВА В.С., 2009

Практика експлуатації станів винтової прокатки труб показує, що термопараметричні коливання в тяжлонавантаженої стержневої системі механізму утримання оправки має місце переважно при нерівномірному циклічному нагріві со сторони безпосередньо прокатуваної труби. Необхідно врахувати, що стержень в ході виконання технологічного процесу інтенсивно охолоджується, навантажено продольними складовими зусиллями прошивки або раскатки (прокатки) і підвладний впливу високих температурних навантажень. Отже, в стержні в результаті нерівномірного нагріву со сторони прокатуваної труби виникають стискаючі і зрівнювальні їх розтягуючі циклічні температурні навантаження. Прокатувана труба створює рухомі температурні навантаження, що, виключаючи умови повзучості, викликає втрату стійкості стержня оправки в межах еластичності системи.

Вопросы, пов'язані з дослідженнями параметричних коливань стержневих систем недостатньо вивчені і мало освітлені в літературі. По даному вопросу известно лишь ограниченное количество работ [2, 3], где изложены фундаментальные основы термоустойчивости механических систем.

Параметричні коливання стержневої системи пов'язані з умовами виникнення циклічного нагріву при високих знакоперемінних температурах прокатуваної труби. Як показують експериментальні дослідження [4], знакоперемінні температури безпосередньо обумовлені умовами обертання стержня оправки по ходу виконання технологічного процесу прокатки труб.

При прошивці або раскатці внаслідок обертання нагріта гильза (труба), переміщуючись по стержню со швидкістю прокатки, створює гармонічну теплову навантаження.

Рухомі температурні навантаження труби з достатньою точністю апроксимуються по закону  $T(t) = T_0 + T_1 \cos(\omega t)$  (рис. 2).

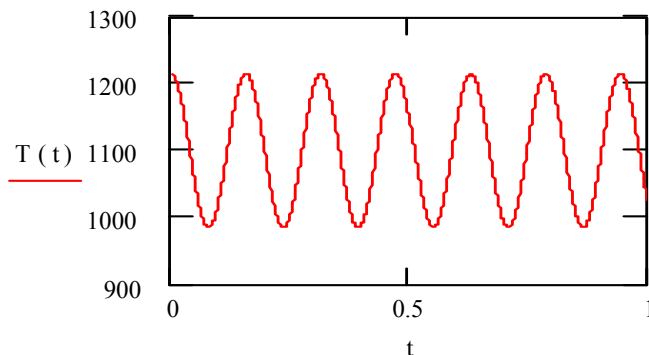


Рисунок 2 – Температурное поле гильзы на прошивном стане ТПА 140

(ш104 x 10, сталь 40 X,  $T_0 = 1190^\circ\text{C}$ ,  $T_1 = 115^\circ\text{C}$ ,  $\omega = 40 \text{ 1/c}$ )

При этом величина температурной нагрузки, формируемая прокатываемой трубой, определяется из выражения согласно [5]

$$N_x(T, t) = \int_0^T \int_0^{Vt} \alpha(T) E(T) dT dx, \quad (1)$$

где  $T_0$  – номинальная температура на оси стержня оправки;  $T_1$  – амплитудное значение температуры трубы;  $E(T)$  – модуль упругости материала стержня;  $\alpha(T)$  – коэффициент линейного расширения материала стержня;  $\omega$  – частота колебаний температурного поля трубы на внешней поверхности стержня оправки.

Для исследования термopараметрических колебаний стержневой системы механизма удержания оправки с учетом воздействия осесимметричного подвижного температурного поля прошиваемой трубы, в рамках принятой расчетной схемы, воспользуемся дифференциальным уравнением поперечных колебаний стержня (рис.3)

$$EI \frac{\partial^4 y(x, t)}{\partial x^4} = q(x, t, T), \quad (2)$$

где  $y(x, t)$  – динамические прогибы стержневой системы;  $EI$  – изгибная жесткость стержня;  $q(x, t, T)$  – интенсивность нагружения стержневой системы механизма удержания оправки в процессе прокатки.

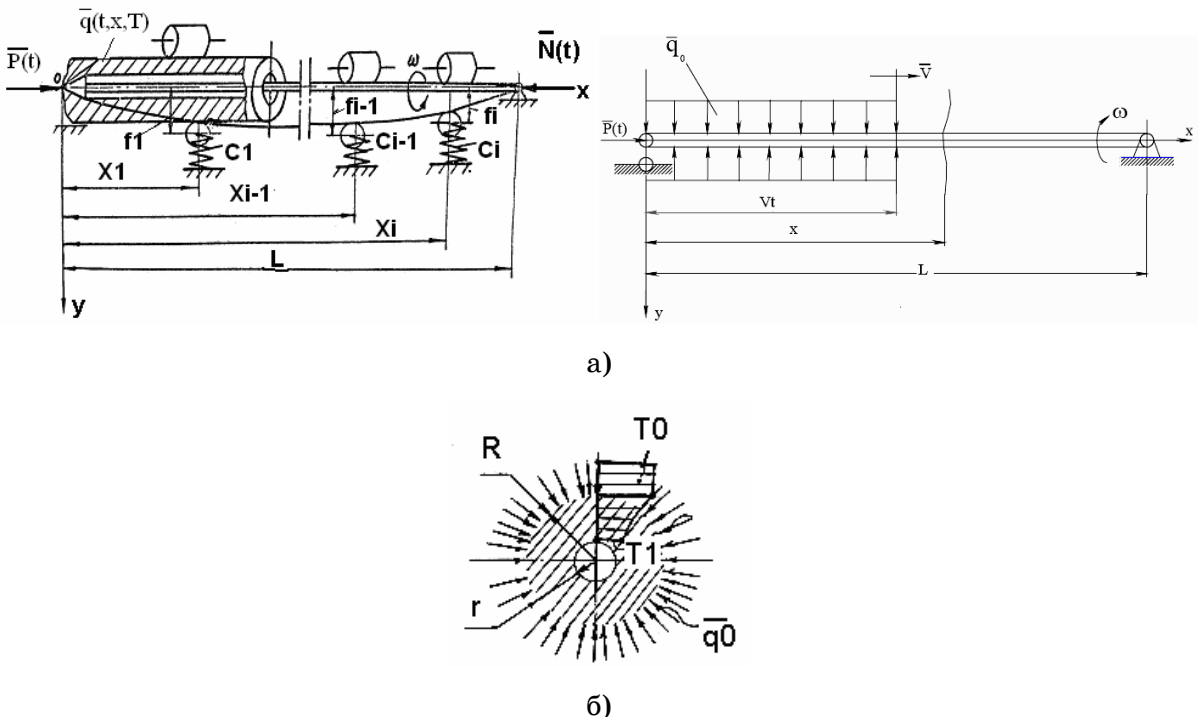


Рисунок 3 – Расчетная схема стержневой системы механизма удержания оправки прошивного и раскатного стансов трубопрокатного агрегата

Особенности устойчивого технологического процесса производства бесшовных труб в основном определяются интенсивностью нагружения со

стороны очага деформации и инертностью стержня оправки и прокатываемой трубы.

В известной постановке задач механики интенсивность нагружения стержня оправки согласно [6] находится в виде

$$q(x, t, T) = q_0 - m_0 \frac{\partial^2 y(x, t)}{\partial t^2} - P(t, T) \frac{\partial^2 y(x, t)}{\partial x^2}, \quad (3)$$

где  $P$  – осевая стационарная составляющая усилия прошивки заготовки или раскатки гильзы;  $P(t, T) = P_0 + N_x(T, t)$  – суммарная осевая сила, действующая на стержневую систему механизма удержания оправки;  $m_0$  – погонная масса стержня оправки;  $q_0$  – интенсивность внешней нагрузки со стороны прокатываемой трубы;  $N_x(T, t)$  – температурная составляющая осевой нагрузки, определяемая согласно [2].

Для решения поставленной задачи уравнения (2) с учетом (3) перепишем в виде

$$EI \frac{\partial^4 y(x, t)}{\partial x^4} + m_0 \frac{\partial^2 y(x, t)}{\partial t^2} = [q_0 - P(t, T) \frac{\partial^2 y(x, t)}{\partial x^2}] \Big|_0^{Vt}. \quad (4)$$

Решение дифференциального уравнения (4) представим в форме разложения в ряд Фурье по фундаментальным функциям задачи согласно [6].

$$y(x, t) = \sum_{k=1}^n f_k(t) \sin\left(\frac{k\pi x}{l}\right), \quad (5)$$

где  $f_k(t)$  – искомая функция времени, подлежащая определению из решения задачи;  $l$  – длина стержневой системы механизма удержания оправки стана.

Подставляя (5) в дифференциальное уравнение (4) для «к» – ого члена ряда имеем следующее

$$EI \frac{k^4 \pi^4}{l^4} \sin\left(\frac{k\pi x}{l}\right) f_k(t) + m_0 \sin\left(\frac{k\pi x}{l}\right) \ddot{f}_k(t) = q_0 + P(t, T) \frac{k^2 \pi^2}{l^2} \sin\left(\frac{k\pi x}{l}\right) f_k(t), \quad (6)$$

Применив алгоритм решения задачи по методу Бубнова-Галеркина согласно [7]

$$\int_0^l L(t) \sin\left(\frac{k\pi x}{l}\right) dx = 0,$$

уравнение (6) представим следующим образом:

$$\begin{aligned} EI \frac{k^4 \pi^4}{l^4} f_k(t) \int_0^l \sin^2\left(\frac{k\pi x}{l}\right) dx + m_0 \ddot{f}_k(t) \int_0^l \sin^2\left(\frac{k\pi x}{l}\right) dx = \\ = q_0 \int_0^l \sin\left(\frac{k\pi x}{l}\right) dx + \int_0^l P(t, T) \frac{k^2 \pi^2}{l^2} \sin^2\left(\frac{k\pi x}{l}\right) dx. \end{aligned} \quad (7)$$

Учитывая свойства ортогональности фундаментальных функций задачи

$$\int_0^l \sin\left(\frac{\kappa\pi x}{l}\right) \sin\left(\frac{j\pi x}{l}\right) dx = \begin{cases} 0, j \neq \kappa; \\ \frac{l}{2}, j = \kappa. \end{cases}$$

для нестационарного процесса прошивки уравнение (7) с учетом определенных преобразований имеет следующий интегральный вид

$$\begin{aligned} \ddot{f}_k(t) + \left\{ \frac{k^4 \pi^4}{l^4} \frac{EI}{m_0} - \left[ P_0 + \int_0^T \int_0^{Vt} \alpha(T) E(T) \right] d(T_0 + T_1 \cos(\omega t)) dx \frac{\kappa^2 \pi^2}{l^2} \right\} f_k(t) = \\ = \frac{2q_0}{k\pi m_0} \left[ 1 - \cos\left(\frac{\kappa\pi Vt}{l}\right) \right] \end{aligned} \quad (8)$$

После соответствующих подстановок в (8) по процедуре имеем

$$\left[ \frac{k^4 \pi^4}{l^4} EI f_k(t) + m_0 \ddot{f}_k(t) - P(t) \frac{\kappa^2 \pi^2}{l^2} f_k(t) \right] \frac{l}{2} = \frac{lq_0}{k\pi} \left[ 1 - \cos\left(\frac{\kappa\pi Vt}{l}\right) \right], \quad (9)$$

нестационарные колебания стержня оправки в процессе прошивки окончательно представляем в виде

$$\ddot{f}_k(t) + \Omega^2 [1 - \mu_k(t) \cos(\omega t)] f_k(t) = \frac{2q_0}{k\pi m_0} \left[ 1 - \cos\left(\frac{\kappa\pi Vt}{l}\right) \right]. \quad (10)$$

Для удобства анализа термопараметрических колебаний и оценки динамического состояния стержневой системы для квазистационарного процесса прокатки труб уравнения (10) представим в виде известного уравнения Матье-Хилла с правой частью согласно [7]

$$\ddot{f}_k(t) + \Omega^2 [1 - \mu_k(t) \cos(\omega t)] f_k(t) = F_k(t), \quad (11)$$

где  $F_k(t) = \frac{2q_0}{k\pi m_0} \left[ 1 - \cos\left(\frac{\kappa\pi Vt}{l}\right) \right]$  – параметр правой части уравнения (10).

Для оценки уровня виброактивности системы в целом и параметрических колебаний стержня оправки необходимо уравнение (11) представить в эквивалентной форме:

$$\ddot{f}_k(t) + \Omega^2 [1 - \mu_k(t) \phi_k(t)] f_k(t) = F_k(t), \quad (12)$$

где  $\phi_k(t) = \cos(\omega t)$  – гармоническая функция, характеризующая изменение параметров термонагруженной стержневой системы со стороны

прокатываемой трубы;  $\Omega = \omega_k \sqrt{1 - \frac{P_0}{P_k}}$ ;  $\omega_k = \left(\frac{\pi}{l}\right)^2 \sqrt{\frac{EI}{m_0}}$  – частота свободных

колебаний стержня оправки;  $\mu_k = \frac{P_1}{2(P_k - P_0)}$  – коэффициент возбуждения

стержневой системы оправки.

Характерные кривые, приведенные на рис.4 и рис.5 отображают типовые условия возникновения параметрических колебаний стержневой системы оправки под действием подвижной температурной нагрузки прокатываемой трубы. Очевидно, для прошивного и раскатного станов ТПА в условиях неравномерного нагрева и воздействия со стороны прокатываемой трубы в осевом направлении параметрические колебания стержня имеют сложную форму. Анализ динамической термоустойчивости системы показывает, что при увеличении скорости прошивки прокатки с 1,2 м/с до 1,8 м/с замечен определенный рост повышения виброактивности стержневой системы прошивного и раскатного станов.

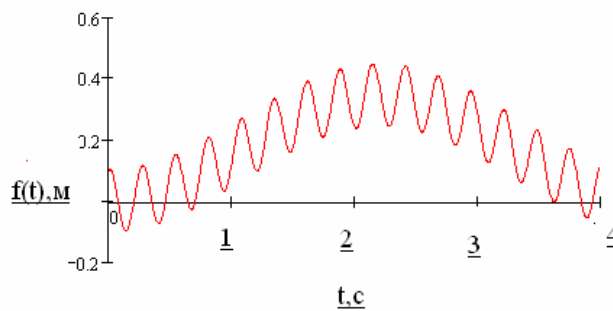


Рисунок 4 – Термопараметрические колебания стержня оправки прошивного стана ТПА 140 (прокатка труба  $T=1210^{\circ}\text{C}$ , сталь 20, ш144×10,  $V=1,2\text{м/с}$ )

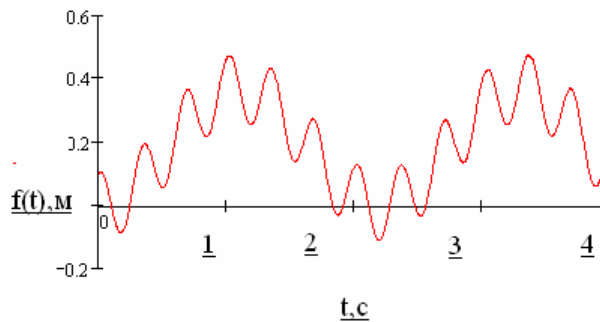


Рисунок 5 – Термопараметрические колебания стержневой системы раскатного стана ТПА 140 (прокатка труб  $T=990^{\circ}\text{C}$ , сталь 40Х, ш 148×18,5,  $V=1,8\text{м/с}$ )

Для оценки параметрической термоустойчивости стержневой системы в рамках постановки задачи и выбранной динамической модели механической системы в данном случае согласно [7] удобно воспользоваться диаграммой динамической устойчивости Айнса-Стретта (рис.6).

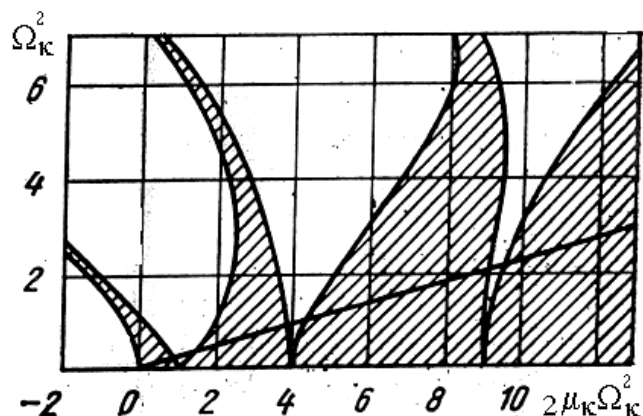


Рисунок 6 – Обобщенная диаграмма Айнса-Стретта для областей параметрической термоустойчивости стержня оправки станов трубопрокатного агрегата

### Выводы

1. Разработана математическая модель динамических процессов, позволяющая определить некоторые основные условия возникновения термопараметрических колебаний стержня оправки прошивного и раскатного станов.

2. Путем моделирования процессов прокатки труб на станах ТПА намечены направления интенсификации технологического процесса и стабилизации динамики стержневой системы.

3. Значительное повышение термустойчивости системы и тем самым улучшение качества прокатываемых труб может быть достигнуто назначением рациональных режимов эксплуатации станов и использованием существующей системы охлаждения стержня оправки [8, 9].

### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Потапов И. Н. Новая технология винтовой прокатки./ Потапов И. Н., Полухин П. И.// М., Металлургия, 1975. – 344 с.
2. Безухов Н. И. Расчеты на прочность, устойчивость и колебания в условиях высоких температур./ Безухов Н. И., Бажанов В. Л., Гольденблатт И. И., Николаенко Н.А., Синюков А.М.// М., Машиностроение, 1965. – 340 с.
4. Шаповалов Л. А. Влияние неравномерного нагрева на устойчивость сжатого стержня. ППМ, 1958, т. XXI, вып. I. С.48 – 53.
5. Николаенко Н. А. Введение в термоупругость, Киев, Наукова думка, 1965. – 470 с.
5. Гохфельд Д. А. Несущая способность конструкций в условиях теплосмен. М., Машиностроение, 1970. – 475 с.
6. Джанелидзе Г. Ю. Устойчивость упругих систем при динамических нагрузках в кн. Проблемы устойчивости в строительной механике. М., Издательство литературы по строительству, 1965. – 650 с.
7. Пановко Я. Г. Устойчивость и колебания упругих систем. /Пановко Я. Г., Губанова И. И.// М., Наука, 1967. – 236 с.
8. Чекмарев А. П. Теория трубного производства./ Чекмарев А.П., Дряян В.М.// М., Металлургия, 1965. – 540 с.



УДК 621.924.093

А.Е. Проволоцкий, П.С. Лапшин, С.Л. Негруб

## РАЗВИТИЕ ТЕХНОЛОГИИ СТРУЙНОЙ ОБРАБОТКИ

*Приведенные результаты исследований струйной обработки с использованием разных материалов в технологической струе. Основные исследования касаются использования сополимера стирола..*

*Ключевые слова: струйная обработка, шероховатость, сополимер стирол, маслостойкость.*

*Приведені результати досліджень струменевої обробки з використанням різних матеріалів в технологічному струмені. Основні дослідження стосуються використання сополімера стірола..*

*The resulted results of researches of stream treatment are with the use of different materials in a technological stream. Basic researches touch the use of sopolimera of styrene.*

**Введение.** Большое значение в общем технологическом процессе изготовления различных машин имеет их механическая обработка. В машиностроении происходит непрерывная интенсификация процессов вызываемая повышением скоростей относительного перемещения контактирующих поверхностей, нагрузок, давлений, температур и других параметров. По этой причине повышаются требования, предъявляемые к качеству изготовления машин.

Для обеспечения требуемого качества поверхностей разработан целый ряд новых технологических процессов, однако, в основном эти процессы энергоёмки и требуют больших капиталовложений.

Обработка поверхностей деталей машин точением, фрезерованием, протягиванием и шлифованием характеризуется тем что режущие элементы металлического или абразивного инструмента в течении всего процесса соприкасаются с поверхностями детали. При этом образуется замкнутый кинематическая система, включающая станок, инструмент и деталь. Обработка сопровождается нагреванием и вибрацией всех трех составляющих деформаций металла в зоне действия режущей кромки.

Стремление улучшить окончательную обработку, а также отделить режущий инструмент от державки, суппорта и станка привело к созданию новых методов обработки. В последних инструмент, как твердое тело, отсутствует (химическая обработка, электрополирование), или не имеет механической связи со станком (пескоструйная и дробеструйная обработки).

**Основная часть.** На протяжении многих лет отмечается широкая деятельность в поисках механических методов, которые бы послужили заменой химическим растворителям. Некоторые технические способы, включающие обработку давлением, пластмассами, пшеничным крахмалом, стальной дробью, стеклянными шариками или двуокисью

углерода, тщательно исследовались в НИИ Специальных технологий НМетАУ. На основании проведённых исследований можно сделать вывод, что сегодня, при наличии выбора по способу удаления лакокрасочных покрытий и полирования поверхностей, отдать предпочтение тому или иному процессу не так просто, поскольку это тесно связано с конкретными индивидуальными требованиями. Несмотря на это, следует отметить, что для правильного выбора все рассматриваемые технологии должны быть оптимизированы по отношению к их специфическому потреблению энергии. Все механические технологии от нагнетания воды под большим давлением до лазерного съёма красок потребляют сравнительно большое количество энергии и затраты на них составляют значительные суммы. Поэтому окончательная оценка наиболее оптимального процесса может быть сделана только после сравнения энергоёмкости и капитальных затрат, связанных с расходами на технику.

В последнее время за рубежом начал применяться гибридный процесс, разработанный специалистами немецкой фирмы Люфтганза. Процесс требует минимум энергии необходимой для нейтрализации энергии связи между слоями краски. Это достигается умелым управлением химическими и биологическими процессами, благодаря которым происходит разложение лакокрасочных покрытий и полирование деталей. После применения реактива, который не оказывает вредного воздействия на окружающую среду, требуется всего около 2-х часов выдержки перед тем, как этот реактив окончательно смывается водой, а затем, размягчённые слои краски подвергаются струйной обработке водой под большим давлением. К преимуществам данного способа относится применение натуральных средств, 100 процентная доступность для обработки всей поверхности, дешевизна, простота управления, отсутствие проблем с хранением, отсутствие потребления энергии, налаженная система по очистке и удалению воды, возможность рециркуляции в больших объемах, отсутствие пыли, удаление только обломков краски, быстрота в работе, возможность выборочного удаления краски, способность применения в массовом производстве, сравнительно низкие капитальные затраты. Однако, большой расход воды делает эту технологию непригодной для применения в районах, имеющих проблемы с водоснабжением. Кроме того при таком способе невозможно послойное снятие покрытий: удаляются сразу все слои.

В последнее время широкое технологическое применение находит струйная обработка. Процесс высокоэффективен и приобретает особое значение в современных условиях, когда необходимо сократить ручной труд, широко применять ресурсосберегающие технологии.

Основными направлениями применения струйной обработки являются: отделка деталей любой конфигурации; уменьшение шероховатости поверхности; получение поверхности без направленных следов механической обработки; создание наклепа для повышения усталостной прочности; получение поверхностей с высокой капиллярностью; повышение

износостойкости и сцепления с покрытиями и красками; увеличение стойкости инструмента; устранение следов механической обработки; удаление окалина, ржавчины и очистка поверхностей от загрязнения; снятие заусенцев и грата [1,2,3].

При этом особое внимание уделено струйной гидроабразивной обработке. НИИ Специальных технологий НМетАУ ведет разработку оборудования для отделки пресс-форм, зубчатых колес, труб, фасонного проката, лопастей воздушных винтов, турбинных лопаток, товаров народного потребления и др. К настоящему времени накоплен опыт в разработке струйных аппаратов и типового оборудования. На машиностроительных предприятиях планируется внедрение струйно-абразивной обработки проката перед механической обработкой, а также отделка деталей перед различными покрытиями. На приборостроительных заводах найдут широкое применение различные технологические процессы отделки деталей из цветных материалов и сплавов, стекла и керамики. Металлургическим предприятиям предложены различные варианты процессов струйно-абразивной обработки проката взамен кислотного травления, что значительно повлияет на экологическую обстановку различных регионов и исключит загрязнение окружающей среды.

Расширяются технологические возможности струйно-абразивной обработки при ее применении на финишных операциях отделки поверхностей трения благодаря высоким эксплуатационным показателям матового микрорельефа, имеющего высокую маслоёмкость.

Кроме того, проведены исследования взаимодействия гидроабразивных струй с поверхностью корнеклубнеплодов. Полученные результаты найдут широкое использование на предприятиях агропромышленного комплекса.

В каждом конкретном технологическом варианте необходимо разрабатывать схему взаимодействия струи с обрабатываемой поверхностью, конструкцию струйного аппарата и специального оборудования, состав суспензии и технологические режимы обработки. При этом важным фактором является выбор эффективного способа контроля и управления режимами взаимодействия потоков частиц в процессе обработки.

Перспективными являются способы, основанные на таких физических эффектах, как трибоэлектричество и акустические колебания в зоне обработки.

Независимо от применяемого оборудования существуют обобщенные параметры процесса: давление сжатого воздуха; скорость частиц абразива; длина струй (расстояние от торца сопла до обрабатываемой поверхности по оси сопла); угол атаки (рассчитываемый между осью сопла и проекцией ее на плоскость стола); скорость подачи струйного аппарата или перемещение обрабатываемой поверхности); длительности обработки и др. Кроме этого, на производительность процесса, получение заданных шероховатости и остаточных напряжений влияют следующие факторы; физико-

механические свойства, форма и зернистость абразивного материала; конструктивные особенности струйного аппарата, а также свойства обрабатываемого материала

На основе анализа работ [1,4] сделаны обобщения, доказывающие нелинейную связь параметров струйной обработки с производительностью процесса и получаемой шероховатостью, при этом оптимальные значения параметров лежат в узких пределах.

Очистка изделий осуществляется различными абразивными материалами, размеры зерен которых лежат в пределах от 0,18 мм для очень мелкого песка до 1,41 для стальной дроби [5], хотя, вообще говоря, существующие стандарты рекомендуют пользоваться абразивами с размерами зерен 1,19 мм и менее [6], причем, величину абразивного зерна рекомендуется выбирать в 3 раза больше исходного уровня шероховатости обрабатываемой поверхности. Абразивы с малой зернистостью позволяют получить хорошее качество обрабатываемой поверхности, но не обеспечивают удовлетворительную производительность обработки.

Для подачи абразивного материала в промышленности используются воздушно-струйные установки. В этих установках абразив подается к сопловому аппарату одним из следующих способов;

1) нагнетательным, под давлением (абразивный материал смешивается с воздухом в смесительной камере и по шлангу подается через сопло на обрабатываемую поверхность). Этот способ является наиболее производительным, но связан с применением аппаратов довольно сложной конфигурации и сопровождается большим износом шлангов.

2) гравитационным (под действием собственного веса абразивный материал свободно падает к отверстию сопла и перед самым выходом смешивается с воздухом). Этот способ получил ограниченное распространение в промышленности из-за небольшой кинетической энергии, сообщаемой абразиву, и недостаточной гибкости управления струйным аппаратом и поэтому, применяется в том случае, когда направление струи постоянно и очистка производится автоматически.

3) эжекционным всасыванием (абразивный материал засасывается струей сжатого воздуха). Этот способ получил наибольшее распространение

4).комбинированным эжекционно – нагнетательным (абразивный материал подается под небольшим давлением, но дополнительно засасывается струей сжатого воздуха).

**Научная новизна.** Получившая признание струйная обработка позволяет получать наилучшее качество поверхности, однако широкому распространению этого метода препятствует наклеп обрабатываемой поверхности. При бомбардировании обрабатываемых деталей маленькими сферическими или негранеными частицами, поверхностные слои этих деталей испытывают напряжения сжатия и подвергаются пластической деформации.

Известно, что тонколистовые металлические полосы, обдутые полимерными частицами сополимера стирола только с одной стороны, деформируются начиная со стороны, которая была обработана, создавая выпуклую поверхность. Напряжения сжатия, внесенные в подвергнутую наклепу поверхность вынуждают полосу изогнуться. Происходит коробление поверхности. Относительная работа, выполняемая над поверхностью, называется интенсивностью наклепа. Интенсивность наклепа зависит от таких факторов как: размер и материал полимерной частицы сополимера стирола; скорость, подача и угол, при которых струйный аппарат перемещается по поверхности; время воздействия полимерных частиц. Но наиболее важным фактором, более других влияющим на интенсивность наклепа, является скорость полимерных частиц.

В своих исследованиях мы исходили из того, что полностью избежать нежелательного наклепа при струйной обработке тонколистовых заготовок не удастся. Однако подбирая вышеперечисленные факторы, влияющие на интенсивность наклепа, можно свести эти коробления к таким значениям, при которых происходит релаксация напряжений сжатия, и по прошествии времени искривление заготовок полностью исчезает.

На интенсивность наклепа в первую очередь влияет скорость полимерных частиц сополимера стирола. В случае применения для разгона указанной частицы сжатого воздуха, скорость частиц непосредственно зависит от давления сжатого воздуха. То есть, для уменьшения коробления заготовок необходимо производить струйную обработку при минимальном давлении. Но, с другой стороны, при этом резко уменьшается производительность обработки. Очевидно, что для решения этой проблемы необходимо устанавливать давление сжатого воздуха совместно с выбором материала и размера полимерных частиц.

Обычные абразивные материалы (карбид кремния, электрокорунд и др.) не позволяют производить эффективный съем покрытий и подготавливать поверхности к покрытиям по той причине, что эти материалы разрушаются и превращаются в пыль. Повторное их применение ограничено и составляет от 4 до 6 раз.

Были опробованы такие твердые материалы, такие как стальная дробь, чугун и стеклянные шарики. Стойкость таких наполнителей достаточно высокая, что позволяет использовать эти материалы многократно. Однако применение перечисленных выше материалов приводит к короблению листовых заготовок из-за большой интенсивности наклепа. Кроме того, производство этих материалов энергоемко.

Известен способ [7] струйной обработки, в котором повышается производительность процесса (рис. 1).

Способ осуществляется следующим образом. По гибкому шлангу 4 воздушная смесь с полимерными частицами подводится к соплу 1 и, ускоряясь сжатым воздухом, подаваемый по шлангу 5, выбрасывается в

виде струи на обрабатываемую поверхность 6. При включении источника 7 импульсного электрического поля между поверхностью 6 и торцом канала 3 образуется электрическое поле переменной напряжённости полимерных частиц.

В результате воздействия импульсного электрического поля на струю полимерных частиц и её контакта со стенками канала 3, частицы получают электрический заряд, который при контакте факела струи полимерных частиц с обрабатываемой поверхностью вызывает электроискровые разряды, интенсифицирующие процесс струйной обработки.

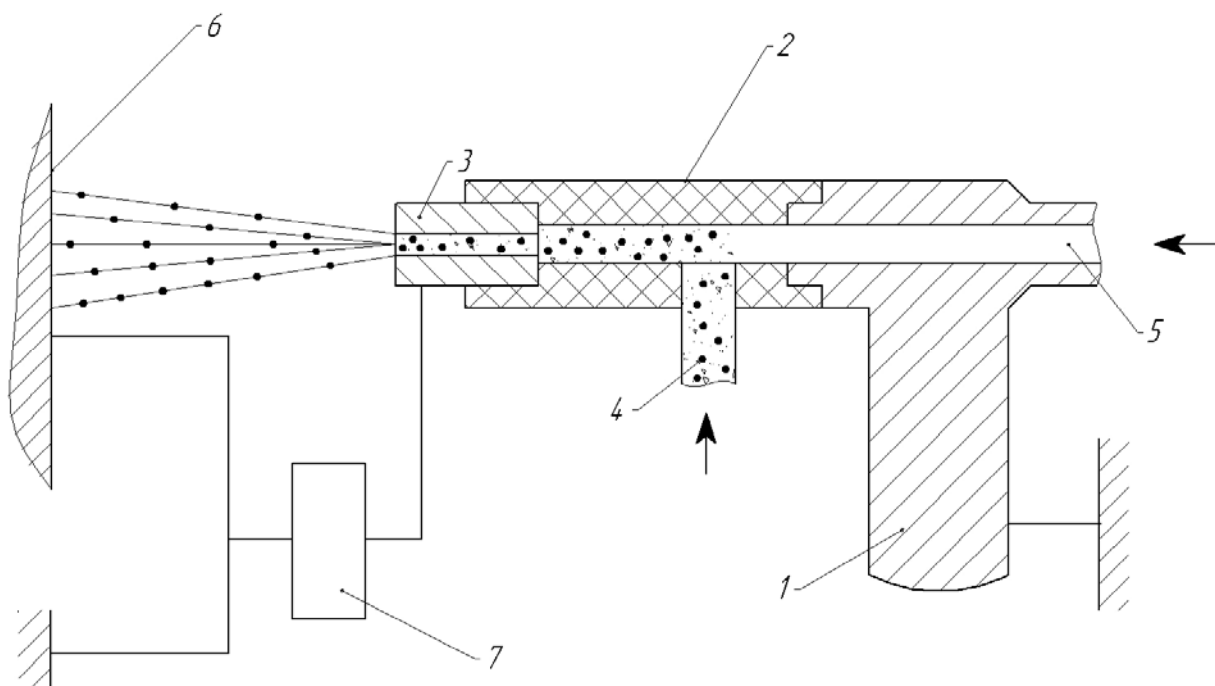


Рисунок 1 – Струйный аппарат с электрическим зарядом:

- 1 – струйное сопло; 2 – корпус с диэлектрическим материалом;
- 3 – канал разгона частиц; 4, 5 – шланги для подачи смеси воздуха с абразивными частицами; 6 – обрабатываемая поверхность;
- 7 – источник импульсного электрического поля

Были опробованы также методы, в которых в качестве наполнителей струи применялись полимерные материалы, производимые в виде сфер правильной геометрической формы, в которых накапливаются электростатические заряды.

Электростатические заряды возникают в полимерах при их трении с диэлектриками. Хорошая статическая электризация полимеров является следствием их высоких диэлектрических свойств. Применительно к рассматриваемому процессу это означает, что при использовании этих материалов в качестве наполнителя струи при струйной обработке, заряды, приобретенные каждой отдельной полимерной сферой в элементарных актах механического взаимодействия с другими сферами, стенками диэлектрического трубопровода и сопла будут спадать очень медленно, и

поэтому будут суммироваться. Рост заряда на сферах происходит до достижения критической напряженности электрического поля, при которой происходит пробой окружающего воздуха, при соударении заряженных частиц полистирола с металлической поверхностью детали происходит её электроэрозионная разрушение, то есть, ведётся обработка без затрат энергии.

Полимерные частицы легко перемещаются по трубопроводам и струйному аппарату. Они не изнашивают детали инструмента, и самое интересное не изнашиваются сами, так как они ведут обработку не по абразивному разрушения детали, а электроискровым формообразованием микрорельефа обработанной поверхности. Для накопления статической напряжённости не нужны специальные генераторы. Статическая напряжённость никогда не использовалась в технологической задачи, а приводимые исследования найдут широкое применение при выполнении задачи формирования высокопористого микрорельефа накопленного статической напряжённости.

На рис.2 показан микрорельеф поверхности обрабатываемой сополимер стиролом в начале обработки(видны следы единичных искровых разрядов), а на рис 3. показан матовый микрорельеф обработанной поверхности со следами многократных искровых разрядов. Микрорельеф на рис 3. очень похож на микрорельеф после струйной гидроабразивной обработки. Известно[3], что такой микрорельеф имеет особое эксплуатационное свойство по гидроёмкости и сцепляемости с покрытиями.

Решая проблему остаточных напряжений были опробованы также смеси диэлектрических частиц, например, гранулы ударопрочного полистирола, т.е. полностью масса состоит из диэлектрических частиц. Если массу подготовить из полимерных и металлических частиц, то из-за хорошей электропроводности металла они, подобно стенкам струйного аппарата, полностью разрядят полимерные шарики и исключат эффект эрозионного разрушения обрабатываемой поверхности.

Подготовленная абразивная масса засыпается в любую из известных струйных установок. Струйный аппарат устанавливается таким образом, что он оказывается электрически изолирован от массы установки. Сухие абразивные частицы, какими являются гранулы сополимера стирола и стекла имеют большую подвижность в трубопроводах и струйном аппарате. Такие смеси легко могут разгоняться сжатым воздухом, используя эжекционные схемы. При движении абразивной массы по резиновым шлангам они входят в контакт с его внутренними стенками и могут приобретать электрический заряд, частично отдавая его струйному аппарату.



Рисунок 2 – Единичный микрорельеф в начале обработки



Рисунок 3 – Окончательный микрорельеф под действием искровых разрядов

**Выводы.** При обработке испытывали шланги из различных материалов. Поскольку при этом изменяется пара трения шланг-сополимер, то изменяется и заряд, что отражается на процессе электростатической эрозии.

При обработке тонких листовых заготовок это приводит к короблению, что вызывается большей единичной массой с полимерными.

Проводились исследования влияния влажности на интенсивность, эрозии, поскольку излишняя влажность используемых полимерных материалов исключает все явления, происходящие в них, связанные с



электростатикой. Поэтому перед обработкой необходимо предварительно просушивать используемый полимер.

В результате проведенных исследований и полученных на их основе теоретических выводов, зависимостей и принятых технологических решений разработан технологический процесс струйной обработки с полимерными наполнителями струи, новые методы контроля и управления процессом струйной обработки, а также оборудование и оснастка для практического осуществления технологического процесса.

Разработанный технологический процесс сокращает ручной труд, повышает эксплуатационные характеристики поверхностного слоя деталей из алюминия и его сплавов после снятия с них старых лакокрасочных покрытий. Технологический процесс применен для обработки деталей и узлов летательных аппаратов, для чего разработаны конструкции соответствующих установок и устройств.

Разработанные методы контроля и управления процессом струйной обработки с полимерными наполнителями струи, позволяют осуществлять активный контроль, регулирование процесса струйной обработки, оптимизировать технологический процесс и тем самым получать гарантированное качество съема лакокрасочных покрытий.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Богомоллов Н.И Основные процессы при взаимодействии абразива и металла. Автореферат диссертации на соискание ученой степени д.т.н, -Киев, 1967.
2. Подураев В.Н., Комалов В.С Физико-химические методы обработки. М: Машиностроение, 1973, 346 с.
3. Проволоцкий А.Е. Струйно-абразивная обработка деталей машин. – К. Техника. 1989 – 277 с.
- 4- Билик Ш.М. Абразивно-жидкостная обработка металлов. - М: Машгиз,1960.– 198 с.
5. Independent Gravel Co, Independent Abrasives, Joplin, Missouri, 1977.
6. Steel Structures Painting Council, Surface Preparation Specification, ANSI A159, 1-1972, 1972.
7. Абразивна маса для струйної обробки. Патент № u 2009 09397 B24 C1/00.

## КОМБИНИРОВАННАЯ ДЕФОРМАЦИОННО-ТЕРМИЧЕСКАЯ ОБРАБОТКА СТАЛИ С БЕЙНИТНОЙ СТРУКТУРОЙ\*

*Азербайджанский технический университет,  
Национальная металлургическая академия Украины*

*Рекомендована комбинированная деформационно-термическая обработка бейнита с применением процесса высокотемпературной термомеханической обработки (ВТМО) Установлено, что для больших деформаций при гидропрессовании проката с целью получения упрочненных профилей в режиме ВТМО сталь с бейнитной структурой нагревается до 1000-1050<sup>0</sup>С, подвергаясь деформации, уплотняется до 30% и охлаждается в воде до 450 – 500<sup>0</sup>С. Выявлено, что применением предложенной методики в стали микротрещины не образуются и заметно улучшаются ее механические свойства..*

*Рекомендовано комбіновану деформаційно-термічну обробку бейніта із застосуванням процесу високотемпературної термомеханічної обробки (ВТМО) Встановлено, що для великих деформацій при гідропресуванні прокату з метою одержання зміцнених профілів у режимі ВТМО сталь із бейнітною структурою нагрівається до 1000-1050<sup>0</sup>С, піддаючись деформації, ущільнюється до 30% і прохолоджується у воді до 450 – 500<sup>0</sup>С. Виявлено, що із застосуванням запропонованої методики в сталі мікротріщини не утворюються й помітно поліпшуються її механічні властивості.*

*High temperature heat - mechanical bainit structure is had temperature as 1000-10500C in the regime of treatment, it is cooled by water as 450-5000C press till 30% subject to deformation. The cooling as drake is continued anger in the weather condition. Mikroscratch and inside tensions does not form with offered method in the process of treatment in the steel and mechanical properties of the steel improve.*

В современных условиях весьма актуальное значение приобретает проблема повышения прочности изготавливаемых изделий с применением различных прогрессивных технологий и методов, что, во многом связано с растущими темпами развития металлургической и машиностроительной промышленности.

Известно, что температура, скорость и величина горячей пластической деформации стали обуславливают структуру аустенита, а условия последующего охлаждения – фазовый состав и строение продуктов превращения деформированного аустенита [1]. Для достижения требуемого комплекса механических характеристик, структуру стали окончательно формируют путем дополнительной холодной деформации и отпуска (старения), в частности, используя процесс деформационного старения мартенсита (ДСМ) [2]. Благодаря такой комбинированной деформационно-термической обработке могут быть получены наиболее высокие показатели

\* РАБОТА ПОСВЯЩЕНА ПАМ'ЯТИ В.М. ЯНКОВСЬКОГО, АВТОРА І ОСНОВАТЕЛЯ СИСТЕМИ ВТМО ТРУБ  
© ГАМИДОВ Ф.ДЖ., МАМЕДОВ З.Г., РАХМАНОВ С.Р., 2009

прочности, пластичности и ударной вязкости, если горячая деформация выполняется в условиях высоких гидростатических давлений в режиме высокотемпературной термомеханической обработки (ВТМО), а холодная деформация – по режиму ДСМ [3,4].

Сочетание горячей прокатки в режиме ВТМО с получением структуры мартенсита и последующего прессования в режиме ДСМ успешно опробовано в промышленных условиях на трубопрокатном заводе ОАО «Азербору» при производстве труб 146×11 мм. Для прессования применяется гидравлический пресс вертикального или горизонтального типа [4] с максимальным давлением рабочей среды (масло И-20) до 15000 МПа. Отметим, что пресс впервые оснащен специальным тянущим устройством для создания переднего натяжения усилием до 10 кН. Оно необходимо для стабилизации скорости деформации (прессования) на всех стадиях процесса: в начальный период – для уменьшения пика стартового давления, в течение всего процесса – для предотвращения замедлений, остановок или, наоборот, ускорений выдавливания деформируемого прутка, в завершающий период – для исключения неуправляемого «выстрела» передеформированного прутка.

Оптимальной степенью холодной деформации прутков с прессованием в режиме ДСМ для среднеуглеродистых сталей типа ХГС, ХНМ и др. считается 5 – 7%. Чтобы увеличить обжатие прутков сверх 7% необходимо применять прессование с противодавлением согласно [3], что неоправданно усложняет структуру оборудования и технологию производства. Применение процессов ВТМО с закалкой на мартенсит ограничивает возможности дополнительного формоизменения при комнатной температуре, т.е. гибкой, холодной калибровкой или штамповкой, резанием и т.п. В связи с этим опробовали комбинированную деформационно-термическую обработку (ДТО), сочетающую горячую прокатку в режиме ВТМО на структуру бейнита [6] и последующее его деформационное старение (ДСБ) с прессованием [7] или волочением (для сравнения). В экспериментальных исследованиях использовали сталь 35ГС мартеновской выплавки, содержащую (%): 0,39 С; 1,17 Мn; 0,61 Si; 0,032 S; 0,021 Р.

Трубную заготовку диаметром 160 мм прокатывали на автоматическом стане трубопрокатного агрегата ТПА-250-2 по следующему режиму: нагрев в кольцевой печи до 1050<sup>0</sup>С, прокатка за два прохода в калибрах овал – круг до диаметра 146,1 мм (обжатие 30%) в интервале температур от 980 до 920<sup>0</sup>С, охлаждение в проточной воде в течение 6–7 с (примерно до 450–500<sup>0</sup>С) и затем на воздухе со скоростью 2–4<sup>0</sup>С. Для сравнения заготовки подвергали обычной прокатке в интервале температур 980–1000<sup>0</sup>С с охлаждением на воздухе.

После процедуры травления и нанесения графитовой смазки прутки подвергали холодной деформации на прессовой установке. При этом варьировали усилие натяжения ( $N$ ) и давление рабочей жидкости ( $P$ ), так что создавали условия либо чистого прессования ( $P_{\max}$ ;  $N=0$ ), либо волочения ( $P=0$ ,  $N_{\max}$ ) для получения конечного диаметра прутка, равного 22 мм (обжатие около 20%). В качестве инструмента использовали матрицу из твердого сплава ВК-8 с входным конусом  $25^{\circ}$  и длиной цилиндрического пояса 5 мм. Рабочей жидкостью служило индустриальное масло И-20.

В металлографических и электронно-микроскопических исследованиях установлено, что после обычной горячей прокатки образуется пластинчатый перлит с размерами колоний 15-12 мкм, окаймленный сеткой свободного феррита [8]. В случае применения ВТМО – многослойная структура: в поверхностном слое толщиной до 7 мм- структура нижнего бейнита (рис.1, а) с некоторым количеством отпущенного мартенсита, в центре прутка – верхний бейнит (рис.1, б) с характерными выделениями карбидов по границам кристаллов  $\alpha$ - фазы, а также незначительное количество нижнего бейнита и дисперсных образований перлита. В промежуточных слоях содержалась смесь нижнего и верхнего бейнита. Плотность дислокаций в кристаллах бейнита можно оценить как  $10^9 \text{ см}^{-2}$ . После деформационного старения структура стали характеризуется повышенной плотностью дислокаций до  $10^{11} \text{ см}^{-2}$ . Во многих участках наблюдается образование ячеистой субструктуры, а также более мелкие и разориентированные карбиды (рис. 2).



а)



б)

Рисунок 1 – Структура стали 35ГС после ВТМО: бейнитная фаза в поверхностном слое (а) и в сердцевине трубы (б)  $\times 500$



Рисунок 2 – Структура стали 35ГС после деформационного старения бейнита  $\times 500$

Механические свойства стали после обычной горячей прокатки стали 35ГС, ВТМО и ДСБ приведены в таблице. На растяжение испытывали образцы с диаметром рабочей части 3 мм и на ударный изгиб образцы сечением  $5 \times 10$  мм с радиусом надреза 1 мм (КСУ). Образцы вырезали в продольном направлении на расстоянии примерно 7 – 8 мм от центра прутка. Твердость определяли на глубине 1,5 – 2 мм от поверхности. По каждому варианту обработки испытывали по четыре образца. Отклонения от приведенных средних значений не превышали  $\pm 5\%$ .

По сравнению с обычной горячей прокаткой (схема а) ВТМО (схема в) обеспечивает значительное увеличение твердости, прочности и ударной вязкости, а пластичность сохраняется, как у горячекатаного металла. Последующая холодная деформация и старение (ДСБ) в совокупности приводят к дополнительному упрочнению стали при некотором ухудшении ее пластичности и ударной вязкости. Особенно заметно снижается уровень ударной вязкости в случае холодной деформации волочением (схемы б и г). По мере роста гидростатического давления при прессовании наблюдается увеличение твердости, прочности и ударной вязкости. В случае частого прессования без переднего натяжения (таблица, схема 3) значения ударной вязкости максимальны и близки уровню значений, характерных для исходного состояния ВТМО. Однако такое прессование сопровождается неравномерной скоростью деформации и завершается «выстрелом» прутка из камеры высокого давления, ударом его об упор и значительным искривлением. Наиболее предпочтительным для стали 35ГС представляется режим ДСБ с применением прессования при давлении рабочей жидкости 3900 МПа и передним натяжением патрубка усилием 3 кН.

Таблица

Механические свойства стали 35ГС в зависимости от условий обработки

Схема обработки*	HRC	$\sigma_s$ , Н/мм <sup>2</sup>	$\sigma_{0.2}$ , Н/мм <sup>2</sup>	$\delta_5$ , %	$\psi$ , %	KCU, Дж/см <sup>2</sup>
а) Горячая прокатка	15	760	480	22	60	82
б) Горячая прокатка + волочение	32	970	880	10	45	32
в) ВТМО-Б	27	827	542	20	70	126
г) ВТМО-Б, ДСБ волочением (P=0, N=5 кН)	32	1200	1150	10	55	50
д) ВТМО-Б, ДСБ прессованием (P=1200МПа, N=3 кН)	33	1170	1120	10	51	63
е) ВТМО-Б, ДСБ прессованием (P=2400МПа, N=3кН)	34	1250	1200	11	56	90
ж) ВТМО-Б, ДСБ прессованием (P=3900МПа, N=3 кН)	36	1350	1270	10	52	96
з) ВТМО-Б, ДСБ прессованием (P=3900 МПа, N=0)	35	1290	1200	11	59	102

\*После деформации прокатыванием или прессованием, отпуск (старение) в течение 2 ч при 250<sup>0</sup>С.

Для выяснения причин ухудшения ударной вязкости после ДСБ с применением волочения были выполнены рентгенографические исследования и соответствующие измерения плотности стали. Установлено, что после волочения ширины рентгеновской линии составляют 16-17 мкм, а плотность стали уменьшается от 7,825 – 7,829 г/см<sup>3</sup> в исходном состоянии до 7,771-7,774 г/см<sup>3</sup> после волочения. В случае деформации бейнита при прессовании плотность стали практически сохраняется на исходном уровне (7,811 – 7,829 г/см<sup>3</sup>), а ширина рентгеновской линии уменьшается до 14 – 15 мкм. Это свидетельствует о меньшем уровне внутренних напряжений, а, судя по большим значениям плотности, можно утверждать о меньшей вероятности образования микротрещин или каких – либо других внутренних повреждений.

#### Выводы

1. Для больших деформаций при прессовании проката с целью получения упрочненных профилей особо высокой точности рекомендована комбинированная деформационно-термическая обработка бейнита.

2. Предложено применение процесса ВТМО стали по режиму: нагрев до 1000 – 1050<sup>0</sup>С, прокатка в интервале температур 980 – 920<sup>0</sup>С с обжатием 30%, ускоренное охлаждение водой до 450 – 500<sup>0</sup>С и далее охлаждение на воздухе, в сочетании с деформационным старением бейнита путем прессования (давление до 4000 МПа, переднее натяжение до 3 кН, обжатие 20%) с последующим старением в течение 2 ч при 250<sup>0</sup>С.

3. Применением комбинированной обработки стали для производства трубы диаметром  $146 \times 10$  мм из 35ГС достигается следующий комплекс механических характеристик: твердость 34 – 36 HRC;  $\sigma_s = 1250 - 1350$  Н/мм<sup>2</sup>;  $\sigma_{0,2} = 1200 - 1270$  Н/мм<sup>2</sup>;  $\delta_5 = 10 - 11\%$ ;  $\psi = 52 - 56$ ; KCU=90 –96 Дж/см<sup>2</sup>.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Бернштейн М.Л., Займовский В.А., Капуткина Л.М. Термомеханическая обработка стали. М.: Металлургия, 1988. – 480 с.
2. Бащенко А.П., Гуревич Я.Б., Щербединский Г.В. Развитие современных методов создания особо высокопрочных сталей. //Прочность и пластичность металлов и сплавов. М.: Металлургия, 1985. С. 4 – 7
3. Гуревич Я.Б., Поляков Е.В. Деформационно-термическое упрочнение сталей с использованием гидростатической обработки. //Влияние высоких давлений на вещество. Киев: Наукова думка, 1987, т.2. С. 134 – 137 с.
4. Гамидов Ф.Д. Особенности технологии изготовления высокопрочных бурильных труб с приварными замками. //Сталь, 2002, №4. С. 71 – 73
5. Уральский В.И., Плахотин В.С. Производство фасонных профилей методом гидропрессования. М.: Металлургия, 1978. – 167 с.
6. Бащенко А.П., Гуревич Я.Б., Давыдов В.В. и др. Упрочнение стали методом деформационного старения мартенсита и бейнита с применением гидропрессования. //Физические основы формирования физико-механических свойств сталей и сплавов. М., Металлургия, 1990. С. 69 – 73
7. Бащенко А.П., Баталов А.Г., Волосков А.Д. и др. Гидроэкструзия сталей со структурой бейнита. //Физика и техника высоких давлений. 1991. т.1., №4. С.68 – 70
8. Мамедов З.Г. Качественные стали и сплавы. Баку: Элм, 2006. – 474 с.

УДК 621.774.35.016.3

І.В. Маркевич, В.У. Григоренко, П.В. Дрожжа

## ВИЗНАЧЕННЯ ВЕЛИЧИНИ КАТАЮЧОГО РАДІУСА ПРИ НЕРІВНОМІРНОМУ РОЗПОДІЛІ НОРМАЛЬНИХ КОНТАКТНИХ НАПРУЖЕНЬ УЗДОВЖ ПЕРИМЕТРА КАЛІБРУ

*У статті розглянуті питання з урахування нерівномірності розподілу нормальних контактних напружень уздовж периметра калібру при визначенні природного катаючого радіуса у процесі періодичної роликової прокатки труб.*

*Ключові слова: катаючий радіус, нормальні контактні напруження, робочий конус.*

*В статье рассмотрены вопросы по учитыванию неравномерности распределения нормальных контактных напряжений по периметру калибра для определения естественного катающего радиуса по сечениям рабочего конуса.*

*Problem of taking into account the nonuniformity of distribution of the normal contact stresses along the periphery of the pass had been dealt in the present paper in purpose of determining the natural rolling radius in the cross sections of the working cone.*

**Вступ.** Холодна періодична роликова прокатка труб (ХПТР) застосовується, в основному, для виробництва високоякісних особливотонкостінних труб.

Труби, які виробляють за допомогою процесу ХПТР, широко використовують у таких галузях, як машинобудування, суднобудування, авіабудування, атомна енергетика тощо. Холоднодеформовані особливотонкостінні труби відрізняються високим рівнем пропонованих до них вимог по точності геометричних розмірів, механічним властивостям, структурі, якості поверхні [1].

Прокатка труб на стані ХПТР здійснюється роликами на нерухомій циліндричній оправці, які спираються на опорну планку, яка має змінний профіль.

На опорну планку робочі ролики спираються цапфами, опорні планки забезпечують зміну кільцевого зазору між калібром та оправкою по довжині ходу робочої кліті по закону закладеному у профілі опорної планки. З початку робочого ходу кільцевий зазор більший ніж у кінці.

На початку робочого ходу здійснюють подачу та поворот заготовки. Завдяки кантуванню здійснюється розкатка випусків, що утворилися при прямому ході. Один цикл прокатки здійснюється за подвійний хід кліті, що включає прямий і зворотний ходи.

Проблема. При прокатці особливотонкостінних труб виникає вріз торців труби, що прокатується та труби - заготовки. Цей вріз виникає



внаслідок дії осьових сил викликаних тим, що природний та примусовий катаючий радіус відрізняються по перерізах робочого конуса. Природним називають такий радіус, який ділить площу контактної поверхні на зони випередження та відставання, при яких осьові сили дорівнюють нулю. Примусовим є радіус, обумовлений існуючою конструкцією стана, тобто конструкцією його важільної системи. Відомо, що у станах ХПТР примусовий катаючий радіус розраховується таким чином, що тільки в одному з кінцевих перерізів робочого конуса він дорівнює природному.

Григоренком В.У. та Маркевичем І.В. запропонований стан ХПТР [2] з регулюванням довжини куліси, що дозволяє у процесі прокатки змінювати положення примусового катаючого радіуса і робити його рівним природному.

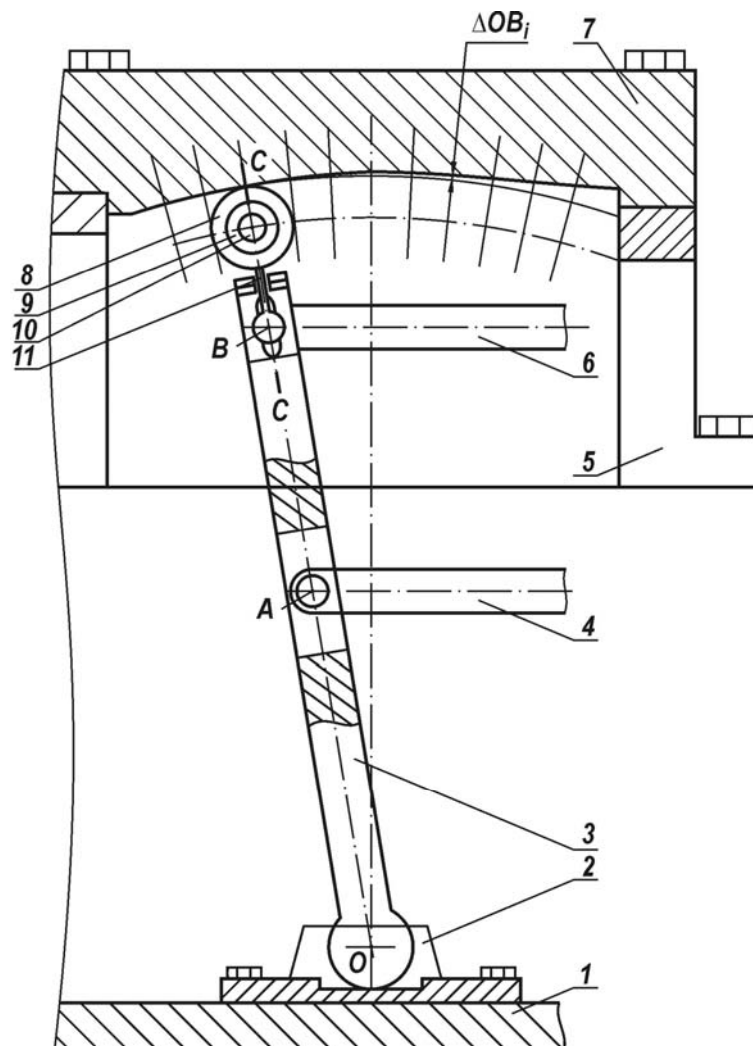


Рисунок 1 – Пристрій для мінімізації осьових сил, де 1 – станіна стана; 2 – основа куліси; 3 – куліса; 4 – тяга сепаратора кліті; 5 – стійка балки; 6 – тяга каретки кліті; 7 – калібрована балка; 8 – ролик; 9 – штир; 10 – вісь штиря й ролика; 11 – вісь тяги каретки кліті; 12 – пружина

Відомий стан ХПТР включає в себе станину й змонтовані в ній робочу кліть і важільний привод переміщення каретки кліті й сепаратора, а також розподільно подаючий механізм повороту, що забезпечує подачу й поворот, труби. Недоліком відомої конструкції стану є достатньо високий рівень осьових зусиль при настройці стану при його використанні. Це призводить до врізання торців переднього кінця труби -заготівки й заднього труби, що прокатується.

В основу створення нового стану покладена мета вдосконалити стан ХПТР так, щоб зменшити осьові зусилля й дозволити прокатувати труби з більшими відносинами діаметра до товщини стінки. Поставлена мета вирішується за допомогою того, що в стані додатково розміщують над торцем куліси опорну планку, що з'єднана зі станиною стану. На торці станини розміщений додатково ролик на штирі. Штир опирається на пружину встановлену в тілі куліси. Штир у свою чергу з'єднаний з важелем, а важіль із кареткою. Планка у своєму поздовжньому перетині має профіль що забезпечує переміщення штиря уздовж куліси по направляючим важеля.

Це дає можливість мати змінну довжину більшого плеча куліси стану ХПТР по всьому робочому конусу, що у свою чергу призводить до можливості мати штучний катаючий радіус рівний природному. І як наслідок є можливості прокатки труб з дуже малими розмірами товщини стінки.

В такому стані можливо проводити процес прокатки практично без осьових сил. Для розрахунків параметрів такого стану, потрібно виконувати точні розрахунки природного катаючого радіуса.

Аналіз досліджень. При розрахунку катаючого радіуса необхідно розрахувати кут  $\theta_{кп}$ , що визначає його положення. Для визначення катаючого радіуса сьогодні використовують формулу (1)

$$R_k = r - R_t \cdot \cos \theta_{кп} \quad (1)$$

де,  $r$  – розрахунковий радіус робочого ролика,  $R_t$  – радіус труби,  $\theta_{кп}$  - кут, який визначає положення катаючого радіуса.

Для визначення кута  $\theta_{кп}$  складають рівняння повздовжньої рівноваги сил. Якщо сума повздовжніх сил дорівнює нулю, тоді відсутня осьова сила. При цьому прийняли, [3] що нормальні контактні напруження приймають постійними по довжині осередку деформації та нормальні контактні напруження у поперечному перерізі приймають також постійними [3].

У реальному процесі, розподілення нормальних контактних напружень у стані ХПТР має інший характер. Як видно з рис.2, [2] обтиски уздовж периметра калібру розподіляються нерівномірно.

Відповідно, нормальні контактні напруження збільшуються від вершини до випусків калібру.

**Результати розробки.** Для більш точного визначення величини природного катаючого радіуса слід прийняти зміну нормальних контактних напружень уздовж периметра калібру такою, де вони збільшуються до випуску (рис.2).

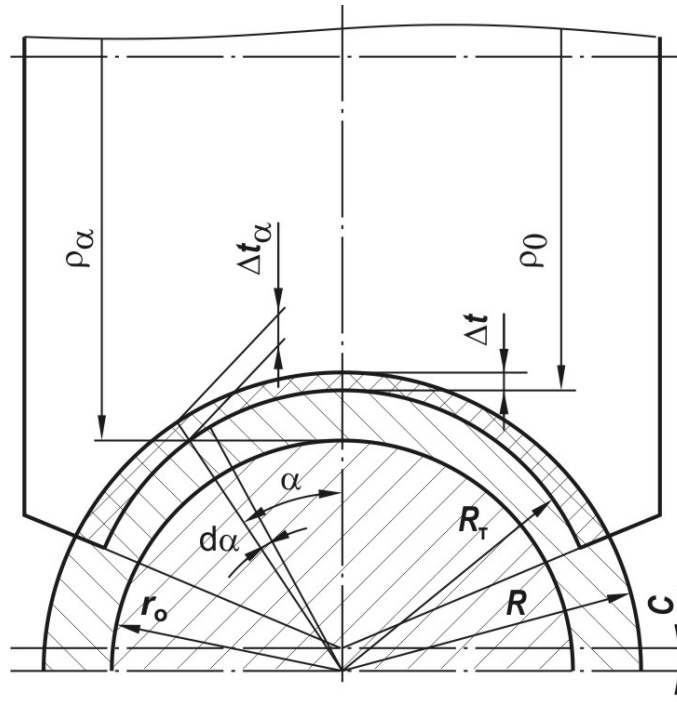


Рисунок 2 – Розподіл обтисків у поперечному осередку деформації [1], де  $\rho_0$  – радіус по дну калібру,  $\Delta t$  – обтиск по вершині калібру,  $\Delta t_\alpha$  – обтиск у радіальних поперечних перерізах,  $\rho_\alpha$  – радіус калібру у радіальному перерізі,  $r_o$  – радіус оправки,  $R$  – радіус робочого конусу в будь-якому його перерізі,  $R_r$  – радіус струмка ролика,  $\alpha$  – кут що визначає зміну обтисків у радіальному напрямку,  $c$  – зміщення ролика відносно осі труби

Розподіл нормальних контактних напружень уздовж периметра калібру можна представити у вигляді:

$$\sigma_{n\theta} = \sigma_{n_{вер}} \cdot \left(1 + \frac{k-1}{\pi/3} \cdot \theta\right) \quad (2)$$

$$k = \frac{\sigma_{n_{вип}}}{\sigma_{n_{вер}}} \quad (3)$$

де,  $\sigma_{n_{вип}}$  – нормальні контактні напруження біля випуску калібру;  $\sigma_{n_{вер}}$  – нормальні контактні напруження біля вершини калібру.

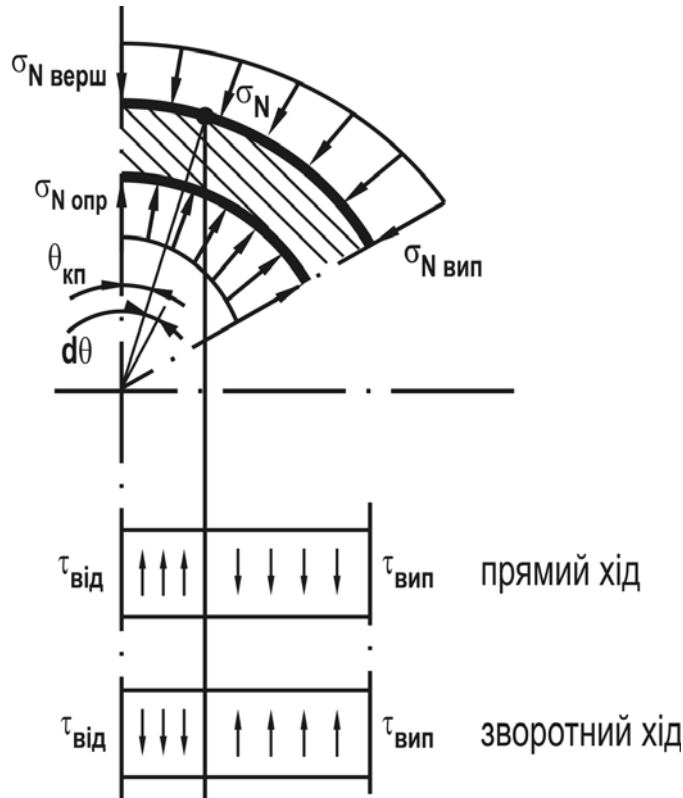


Рисунок 3 – Схема дії сил для визначення катаючого радіуса де,  $\sigma_N$  – нормальні контактні напруження,  $\sigma_{N\text{верш}}$  – нормальні контактні напруження по вершині,  $\sigma_{N\text{вип}}$  – нормальні контактні напруження біля випуску,  $\sigma_{N\text{опр}}$  – нормальні контактні напруження на оправці,  $\tau_{\text{від}}$  – сили тертя у зоні відставання,  $\tau_{\text{вип}}$  – сили тертя у зоні випередження,  $\theta_{\text{кп}}$  – кут, що визначає положення катаючого радіуса,  $d\theta$  – зміна кута, що визначає положення катаючого радіуса.

Природний катаючий радіус знайдено з рівняння повздовжніх сил нулю, яке наведено нижче.

Для прямого ходу

$$\begin{aligned}
 & l_{\Sigma} \cdot R_{\text{тр}} \cdot \sigma_{n_{\text{вер}}} \cdot f \cdot \int_0^{\theta_{\text{кп}}} \left[ 1 - \frac{3 \cdot (k - 1)}{\pi} \cdot \theta \right] d\theta - \\
 & - l_{\Sigma} \cdot \sigma_{n_{\text{вер}}} \cdot f \cdot \int_0^{\theta_{\text{кп}}} \left[ 1 - \frac{3 \cdot (k - 1)}{\pi} \cdot \theta \right] d\theta - \\
 & - l_{\Sigma} \cdot R_{\text{опр}} \cdot \sigma_{n_{\text{вер}}} \cdot f_{\text{опр}} \cdot \int_0^{\frac{\pi}{3}} \left[ 1 - \frac{3 \cdot (k - 1)}{\pi} \cdot \theta \right] d\theta = 0
 \end{aligned} \tag{4}$$

для зворотного ходу

$$\begin{aligned}
 & -l_{\Sigma} \cdot R_{mp} \cdot \sigma_{n_{вер}} \cdot f \cdot \int_0^{\theta_{кн}} \left[ 1 - \frac{3 \cdot (k-1)}{\pi} \cdot \theta \right] d\theta + \\
 & + l_{\Sigma} \cdot R_{mp} \cdot \sigma_{n_{вер}} \cdot f \cdot \int_0^{\theta_{кн}} \left[ 1 - \frac{3 \cdot (k-1)}{\pi} \cdot \theta \right] d\theta - \\
 & - l_{\Sigma} \cdot R_{опр} \cdot \sigma_{n_{вер}} \cdot f_{опр} \cdot \int_0^{\frac{\pi}{3}} \left[ 1 - \frac{3 \cdot (k-1)}{\pi} \cdot \theta \right] d\theta = 0
 \end{aligned} \tag{5}$$

де,  $R_{mp}$  – радіус труби;  $\theta_{кн}$  – кут, що визначає положення катаючого радіусу;  $l_{\Sigma}$  – повна дуга захвату;  $f$  – коефіцієнт тертя між трубою та роликом;  $f_{опр}$  – коефіцієнт тертя між оправкою та трубою.

Інтегрування виразів приводить до квадратного рівняння. Після його розв’язання відносно кута  $\theta$  одержуємо формулу для визначення положення катаючого радіуса.

Для прямого ходу

$$\begin{aligned}
 \theta_{кн} = & \frac{6 \cdot \pi \cdot R_{гп} \cdot f}{18 \cdot R_{гп} \cdot f - 18 \cdot R_{гп} \cdot f \cdot k} - \\
 & \frac{\left[ 6 \cdot \pi \cdot \sqrt{2} \cdot \sqrt{R_{гп} \cdot f \cdot (5 \cdot R_{гп} \cdot f + 3 \cdot R_{опр} \cdot f_{опр} - 4 \cdot R_{гп} \cdot f \cdot k - 4 \cdot R_{опр} \cdot f_{опр} \cdot k + R_{гп} \cdot f \cdot k^2 + R_{опр} \cdot f_{опр} \cdot k^2)} \right]}{2 \cdot (18 \cdot R_{гп} \cdot f - 18 \cdot R_{гп} \cdot f \cdot k)}
 \end{aligned} \tag{6}$$

для зворотного ходу

$$\theta_{кн} = \frac{6 \cdot \pi \cdot \left[ R_{mp} \cdot f - \frac{\sqrt{2} \cdot \sqrt{R_{mp} \cdot f \cdot (R_{mp} \cdot f + R_{опр} \cdot f_{опр} + R_{mp} \cdot f \cdot k^2 - R_{опр} \cdot f_{опр} \cdot k^2)}}{2} \right]}{18 \cdot R_{mp} \cdot f - 18 \cdot R \cdot f \cdot k} \tag{7}$$

Тоді, для вільного процесу ХПТР потрібний примусовий катаючий радіус по перерізах калібра

$$R_{кні} = R_{ід.рол} - R_{хтпгі} \cdot \cos \theta_{кні} \tag{8}$$

де,  $R_{ід.рол}$  - ідеальний радіус ролика,  $R_{хтпгі}$  – радіус труби у кожному контрольному перерізі робочого конуса,  $\cos \theta_{кні}$  – розраховують для кожного контрольного перерізу робочого конуса.

Для приклада було розраховано природний катаючий радіус за розробленою формулою та за тою, яку використовують для настроювання стана.

$$R_k = r_o - 0,855 \cdot R_t \tag{9}$$

Для прямого ходу:

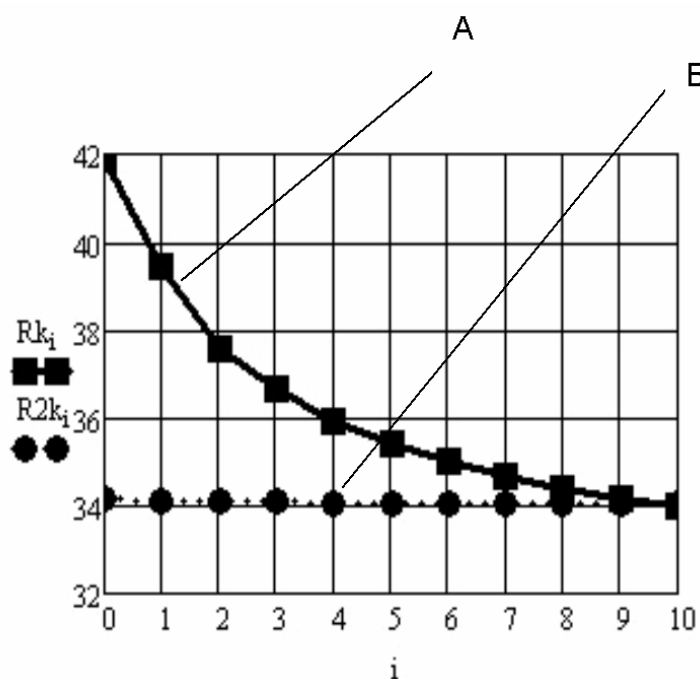


Рисунок 4 – Розрахунок значень катаючого радіуса для прямого ходу за різними формулами, де А – визначення катаючого радіуса за формулою (8),  
 Б – визначення катаючого радіуса за загальноприйнятою формулою (9),  
 по маршруту 30Ч1,4→28Ч0,7.

Для зворотного ходу:

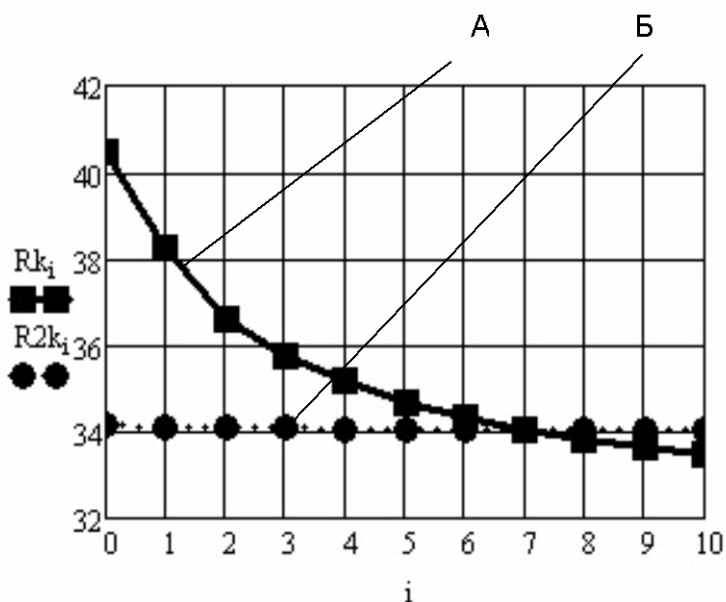


Рисунок 5 – Розрахунок значень катаючого радіуса для зворотного ходу за різними формулами, де А – визначення катаючого радіуса за формулою (8),  
 Б – визначення катаючого радіуса за загальноприйнятою формулою (9),  
 по маршруту 30Ч1,4→28Ч0,7.

З рис. 4 та рис. 5 видно значну різницю між природним та примусовим катаючим радіусами по довжині робочого конуса.

Визначення зміни довжини куліси ведемо по перерізах робочого конуса (рис. 6) за нижченаведеним алгоритмом.

1. Розраховуємо кут  $\theta_{кни}$ , що визначає положення катаючого радіуса для прямого та зворотного ходу за умов відсутності осьових сил по формулі (6) і (7).

2. Визначаємо значення катаючого радіуса  $R_{кни}$  для прямого та зворотного ходу за умов відсутності осьових сил по формулі 8.

3. Визначаємо довжину куліси  $OB_i$  у перерізах робочого конуса

$$OB_i = OA \cdot \left(1 + \frac{R_u}{R_{кни}}\right), \quad (10)$$

де  $R_u$  - радіус цапфи ролика;

4. Визначаємо зміну довжини куліси  $\Delta OB_i$ , що потрібно для калібрування опорної планки, на яку спирається ролик куліси.

$$\Delta OB_i = OB_i - OB_o, \quad (11)$$

де,  $OB_o$  - довжина куліси  $OB$  у початковому перерізі робочого конуса деформації.

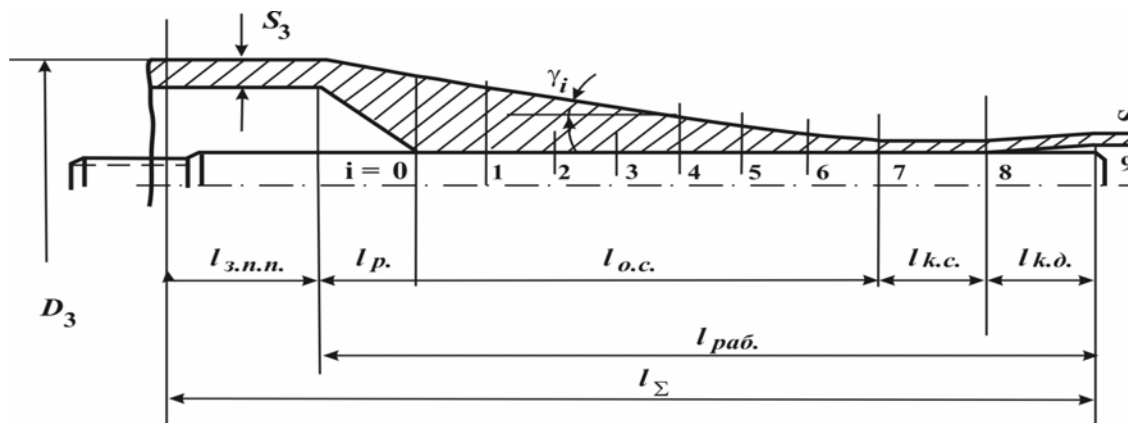


Рисунок 6 – Схема робочого конуса процесу ХПТР та ролика, де

$l_{з.п.п.}$  – довжина ділянки зева подачі та повороту;  $l_p$  – довжина ділянки редукування;  $l_{о.с.}$  – довжина ділянки обтиснення стінки;  $l_{к.с.}$  – довжина ділянки калібрування стінки;  $l_{к.д.}$  – довжина ділянки калібрування діаметра;  $l_{раб.}$  – довжина робочої частини конуса розкатки;  $l_{\Sigma}$  – довжина ходу кліті;  $D_3$  – діаметр труби заготовки;  $S_3$  – товщина стінки труби заготовки;  $\gamma_i$  – кут конусності робочого конуса

Для підтвердження результатів досліджень був проведений експеримент, який полягав у замірі осьових сил при різних значеннях довжини куліси.

Осьову месдозу виготовили у вигляді особливотонкостінної трубки з утовщеними кінцями, що мають різьбу. Перед заміром месдоза була протарирована за допомогою динамометричної скоби та гвинтового преса.

Тарировка месдозы має прямолінійний характер залежності висоти графіка на осцилограмі від навантаження. Для фіксації результатів месдоза встановлюється між прокатуваною трубою та трубою - заготівкою.

Результати досліджень одержуємо у вигляді осцилограм. Різниця між фактичними та розрахунковими даними становить 3-6 %, що підтверджує адекватність розробленого методу.

Висновки. Одержані вирази для визначення природного катаючого радіуса по перерізах робочого конуса з урахуванням нерівномірності розподілу нормальних контактних напружень уздовж периметра калібру.

Перспективи. За допомогою розроблених виразів для визначення природного катаючого радіуса у процесі ХПТР можливо розрахувати довжину важеля для кожного конкретного перерізу робочого конуса, для нового типу стана ХПТР, де є можливість вести вільний (без осьових сил) процес.

#### ЛІТЕРАТУРА

1. Начные основы эффективных технологий производства тонкостенной длиномерной металлопродукции / Я.Д. Василев, В.У. Григоренко, В.Н. Данченко, А.В. Дементиенко, М.Л. Жалкевич, В.Е. Зеленский, В.И. Кравченко, А.С. Письменный, Ю.М. Правдин, А.Ю. Путоки. – Днепропетровск: РВА «Дніпро - ВАЛ», 2002. - 353 с.
2. Вердеревский В.А. Роликовые станы холодной прокатки труб – М.: Металлургия, 1992. - 240 с.
3. Патент України на корисну модель № 40801, Стан холодної періодичної роликової прокатки труб / В.У. Григоренко, І.В. Маркевич; заявники та власники Григоренко В.У., Маркевич І.В. № 40801; заявл. 26.11.2008; набув чинності 27.04.2009, Бюл. № 8, 2009.



УДК 621.771:04.08:681.5

В.Н. Куваев, В.А. Чигринский, Д.А. Иванов

## ПРОБЛЕМЫ УПРАВЛЕНИЕ ПРОЦЕССОМ ТЕРМОУПРОЧНЕНИЯ АРМАТУРНОГО ПРОКАТА

*Проанализированы проблемы управления процессом термоупрочнения для получения заданных механических свойств арматурного проката. Показано, что управление необходимо осуществлять на основе контроля двух параметров – среднемассовой температуры проката и количества магнитной фазы в его сечении на выходе установки термоупрочнения. В процессе управления необходимо обеспечить постоянство отношения отклонений данных параметров от базовых величин.*

*Ключевые слова: арматурный прокат, управление термоупрочнением, механические свойства, среднемассовая температура, магнитная фаза.*

*Проаналізовані проблеми управління процесом термозміцнення для здобуття заданих механічних властивостей арматурного прокату. Показано, що управління необхідно здійснювати на основі контролю двох параметрів – середньомасової температури прокату і кількості магнітної фази в його перетині на виході установки термозміцнення. В процесі управління необхідно забезпечити постійність відношення відхилень даних параметрів від базових величин.*

*The problems of control the thermostrengthening process for receipt the set mechanical properties of reinforce metal are analysed. It is showed that control must be carried out on the basis of measuring two parameters - middlemass temperatures of metal and quantity of magnetic phase in his cross section on the output of thermostrengthening setting. In the process of control is necessary to provide constancy of relation these parameters declinations from base sizes.*

### Введение

Использованием технологии термического упрочнения арматурного проката достигается снижение расхода легирующих элементов от 21,4 до 17,5 кг на одну тону стали [1,2].

Однако, разброс механических свойств термоупрочненного арматурного проката в 2ч3 раза выше, чем у горячекатаного. Это связано с неравномерностью этих свойств по длине раската из-за неравномерной скорости движения прутка арматуры через охлаждающее устройство и, как следствие, неравномерности среднемассовой температуры по длине проката, а также - с колебаниями химического состава стали как от заготовки к заготовке из-за ликваций химических элементов, прежде всего углерода, по высоте слитка, так и от плавки к плавке [3].

Так, увеличение содержания углерода на 0,01% в термомеханически упрочненной стали Ст5 повышает временное сопротивление разрыву  $\sigma_{\text{в}}$  10ч15 Н/мм<sup>2</sup> и предел текучести  $\sigma_{\text{т}}(\sigma_{0,2})$  на 15ч20 Н/мм<sup>2</sup> при снижении относительного удлинения  $\delta_5$  на 0,3ч0,5% (абсолютных) [1,4]. Тогда как для производства термоупрочненного проката класса А500С в условиях

ОАО «АрселорМиттал Кривой Рог» используются стали с плавочным содержанием углерода от 0,17% до 0,25% (разброс содержания углерода в плавках – 0,07%). Неравномерность же содержания химических элементов по высоте слитка носит случайный характер. По данным работ [5,6,7], для разных слитков предельные отклонения содержания углерода по его высоте носят случайный характер и составляют от 0,02% до 0,11%.

Таким образом, только из-за колебаний химического состава стали следует ожидать разброс временного сопротивления разрыву проката одной плавки до 110 Н/мм<sup>2</sup> и - до 180 Н/мм<sup>2</sup> при производства проката из стали с различным плавочным химическим составом, что подтверждается экспериментальными данными, приведенными в [8].

Поскольку для временного сопротивления разрыву по отечественным и российским стандартам допустимое превышением нормируемой величины составляет 200 Н/мм<sup>2</sup> [9], то производство термоупрочненного проката предъявляет повышенные требования к точности настройки режима термоупрочнения.

При производстве же арматурного проката по британским стандартам с полем допуска на временное сопротивление разрыву 150 Н/мм<sup>2</sup> уже недостаточно точно настроить режим термоупрочнения – необходимо корректировать его при смене прокатываемой плавки.

Механические свойства термоупрочненной арматурной стали определяются, главным образом, ее химическим составом, прежде всего массовой долей в ней углерода, и среднемассовой температурой на выходе установки термоупрочнения (температурой самоотпуска проката на холодильнике) – температурой фазового превращения металла сердцевинного слоя проката [1,4,10,11].

Фактически единственным параметром, посредством которого возможно управлять механическими свойствами, является его среднемассовая температура на выходе установки принудительного охлаждения. Управление же заключается в воздействии на режим принудительного охлаждения проката с целью получения его среднемассовой температуры в зависимости от текущего химического состава термоупрочняемой стали для обеспечения требуемых механических свойств.

#### **Анализ состояния вопроса**

При производстве арматурного проката его механические свойства контролируются путем выборочных механических испытаний готовой продукции. Отбор проб для них производится на стационарных ножницах на выходе холодильника, т.е., как минимум, через 10ч20 мин. после завершения термомеханической обработки проката, в результате которой и формируются свойства готовой продукции, а промежуток времени до получения результатов испытаний может достигать одного часа [8]. Поэтому оперативное управление процессом термоупрочнения на основе непосредственного контроля механических свойств нереализуемо.

Следовательно, результаты механических испытаний могут быть использованы только для проверки корректности управления.

Таким образом, первой проблемой управления процессом термоупрочнения арматурного проката является оперативное прогнозирование механических свойств арматурного проката по наблюдаемым параметрам.

Основным наблюдаемым параметром, используемым на большинстве современных станах для прогнозирования механических свойств, является среднемассовая температура проката. Данная температура контролируется на холодильнике – после ее выравнивания по сечению проката [12]. Как правило, пирометр визируется на прокат, лежащий во втором-третьем рихтовальном желобе холодильника. То есть, среднемассовая температура контролируется в одной точке, что не позволяет оценить изменение механических свойств по длине проката из-за неравномерной скорости движения прутка арматуры через охлаждающее устройство. При прокатке профилеразмеров небольших сечений технически сложно обеспечить точность визирования пирометра на прокат и, следовательно, достоверность измерения. На отечественных двухниточных станах проблема контроля среднемассовой температуры усугубляется сложностями с размещением и тяжелыми условиями эксплуатации средств контроля на холодильнике.

При контроле среднемассовой температуры на холодильнике, время от выхода контролируемого сечения проката из установки термоупрочнения до попадания его в поле зрения пирометра соизмеримо либо больше периода прохождения проката контролируемой заготовки через трассу термоупрочнения.

Такое время запаздывания и выборочность контроля приводит к тому, что среднемассовая температура используется только для визуального текущего контроля режима термоупрочнения, управление же осуществляется вручную.

Существуют варианты контроля температуры термоупрочненного проката за установкой принудительного охлаждения - до холодильника. Такое размещение пирометра позволяет оценить равномерность охлаждения проката по его длине. Однако, в этом случае выравнивание температуры проката, как правило, не завершено, и температура поверхности зависит не только от среднемассовой температуры, но и от расстояния пирометра до последней секции охлаждения, скорости прокатки, температуры охлаждающей воды и от других факторов. То есть, в этом случае соответствие между измеренной температурой и среднемассовой температурой весьма условно.

Требуемая среднемассовая температура определяется для каждого профилеразмера и класса механических свойств по химическому составу плавки прокатываемой стали опытным путем и корректируется по результатам механических испытаний. Для повышения оперативности прогнозирования механических свойств готового проката в ряде работ

предлагаются различные регрессионные зависимости [1,11,12-16]. Обращает на себя внимание как существенное различие коэффициентов регрессии при одноименных параметрах в правой части уравнений, так и вариации наборов переменных регрессий – до десяти [14]. Это свидетельствует о сильной зависимости полученных результатов от конкретной технологии термомеханической обработки арматурного проката, принятой на объекте исследования, и о влиянии фактора субъективности и состава средств контроля на выбор аргументов регрессионных зависимостей.

Во все регрессионные зависимости входят параметры, такие как скорость проката, давление и температура охлаждающей воды и т.п., непосредственно не входящие в (1), т.е. влияющие, фактически, на ту же среднемассовую температуру, которая уже и так входит в регрессионные зависимости. Поэтому обоснованность всех регрессионных зависимостей является ключевой задачей достоверности прогнозирования по ним механических свойств арматурного проката.

### Результаты исследований

Известно, что при термоупрочнении в прокате формируются два слоя с существенно различными структурами: поверхностный слой мартенсита (15% ч25% площади поперечного сечения проката [2,5]) и сердцевинный слой феррито-перлитной структуры. Соотношение площадей (толщин) в сечении данных слоев зависит как от диаметра проката, так и от схемы и параметров термоупрочнения.

Поскольку механизмы формирования данных слоев различны, то различны и их свойства, а также – зависимость этих свойств, как от среднемассовой температуры, так и от химического состава стали. Именно поэтому механические свойства проката зависят не только от среднемассовой температуры, но и от особенностей схемы охлаждения, так как она определяет соотношение площадей данных слоев в сечении проката.

В [17] предложено рассчитывать механические свойства арматурного проката на основе суперпозиции этих двух структурных составляющих.

Аналитические зависимости для расчета механических свойств данных слоев, в частности, временного сопротивления разрыву, предложены зависимости следующего вида:

$$\sigma_{в(п)} = a_{0(п)} + b_{0(п)} \cdot m_c + \frac{c_{0(п)} + c_{1(п)} \cdot m_c}{d_{0(п)} + d_{1(п)} \cdot m_c} \cdot (t_{A_1} - t_{см}) ; \quad (1)$$

$$\sigma_{в(м)} = a_{0(м)} + b_{0(м)} \cdot m_c + \frac{c_{0(м)} + c_{1(м)} \cdot m_c}{d_{0(м)} + d_{1(м)} \cdot m_c} \cdot (t_{A_1} - t_{отп\_экв}) ; \quad (2)$$

где  $m_c$  – массовая доля углерода в стали или углеродный эквивалент (%);  
 $t_{см}$  – среднемассовая температура проката (температура фазовых

превращений);  $t_{\text{отп\_экв}}$  – эквивалентная температура самоотпуска мартенсита;  $t_{A_1}$  – температура критической точки  $A_1$  (температура перлитных превращений). Там же приведены численные значения коэффициентов  $a_0, b_0, c_0, c_1, d_0, d_1$  (все коэффициенты положительны) (с индексами (п) для феррито-перлитной структурной составляющей и индексом (м) для мартенситной составляющей).

Порядок расчета эквивалентной температуры самоотпуска мартенсита по среднемассовой температуре приведен в [18].

Количество мартенсита (магнитной фазы) в сечении проката может быть проконтролировано электромагнитным методом непосредственно на выходе установки принудительного охлаждения [8,19]. Периодичность контроля составляет 200ч400мс, т.е. шаг контроля по длине проката – менее десяти метров. Это позволяет судить о равномерности охлаждения по длине проката, поскольку относительная площадь мартенситного слоя в сечении проката –  $s_m$ , связана с температурой проката и содержанием в нем углерода зависимостью [20]:

$$s_m \approx \frac{486 - t_{\text{пв}} - 477 \cdot m_c}{2 \cdot (t_{\text{см}} - t_{\text{пв}})}, \quad (3)$$

где  $t_{\text{пв}}$  – температура поверхности проката на выходе установки термоупрочнения.

Использование электромагнитного контроля позволяет оценить область возможных значений механических свойств товарного проката, его среднемассовой температуры и содержание в нем углерода [21,22]. Минимальный период такой оценки соответствует периоду прокатки заготовок, полученных из одного слитка. Однако, по результатам контроля термоупрочнения и одной заготовки можно судить о равномерности термоупрочнения проката по его длине.

Это дает возможность реализовать автоматическое программное регулирование режима термоупрочнения для выравнивания механических свойств с коррекцией программы регулирования по результатам электромагнитного контроля каждой заготовки. Следует заметить, что неравномерность среднемассовой температуры по длине проката может быть вызвана неравномерностью нагрева заготовки в нагревательной печи, а повышенная неравномерность скорости движения прутка арматуры через охлаждающее устройство может быть связана с завышением коэффициентов обгона секций подводящего рольганга холодильника. Поэтому программное регулирование режима термоупрочнения должно сочетаться с автоматической идентификации данных ситуаций.

Перспективным направлением повышения стабильности механических свойств арматурного проката является построение управления на основе сочетания электромагнитного контроля с контролем среднемассовой температуры проката

Для обоснования методики такого управления процессом термоупрочнения перепишем уравнения (1,3) в сокращенном виде в приращениях к базовому режиму термоупрочнения:

$$\Delta\sigma_B = a_c \cdot \Delta m_c - a_{cm} \cdot \Delta t_{cm}, \quad (4)$$

$$\Delta s_M = -b_{пв} \cdot \Delta t_{пв} - b_{cm} \cdot \Delta t_{cm} - b_c \cdot \Delta m_c; \quad (5)$$

где  $a_c$ ,  $a_{cm}$ ,  $b_{пв}$ ,  $b_{cm}$ ,  $b_c$  – неотрицательные коэффициенты при соответствующих параметрах.

Исключая  $\Delta m_c$  из уравнений (4,5), получаем:

$$\Delta\sigma_B = -\frac{b_{пв}}{b_c} \cdot a_c \cdot \Delta t_{пв} - \frac{a_c}{b_c} \cdot \Delta s_M - \left( a_{cm} + a_c \cdot \frac{b_{cm}}{b_c} \right) \cdot \Delta t_{cm}. \quad (6)$$

Для того, чтобы текущее временное сопротивление разрыву соответствовало базовому значению, необходимо обеспечить  $\Delta\sigma_B = 0$ . Тогда из (5) следует соотношение:

$$\frac{\Delta s_M}{\Delta t_{cm}} = -b_{пв} \cdot \frac{\Delta t_{пв}}{\Delta t_{cm}} - \left( a_{cm} + a_c \cdot \frac{b_{cm}}{b_c} \right). \quad (7)$$

Численно оценить величины из правой части (7) можно, подставив численные значения соответствующих коэффициентов, приведенных в [21]:

– при  $s_{M(б)} = 0,15$  ( $t_{пв(б)} \approx 300^0\text{C}$ ):

$$\frac{\Delta s_M}{\Delta t_{cm}} = -0,0012 \cdot \frac{\Delta t_{пв}}{\Delta t_{cm}} - 5,25 \approx -5,25; \quad (8)$$

– при  $s_{M(б)} = 0,25$  ( $t_{пв(б)} \approx 170^0\text{C}$ ):

$$\frac{\Delta s_M}{\Delta t_{cm}} = -0,00057 \cdot \frac{\Delta t_{пв}}{\Delta t_{cm}} - 3,54 \approx -3,54. \quad (9)$$

Слагаемым в правой части (8,9), содержащим отношение  $\frac{\Delta t_{пв}}{\Delta t_{cm}}$ , можно

пренебречь, поскольку отклонение от базового режима термоупрочнения приводит к большему отклонению среднемассовой температуры проката на выходе линии термоупрочнения, чем температуры его поверхности [23].

Следовательно, методика настройки процесса термоупрочнения по количеству магнитной фазы в прокате на выходе линии термоупрочнения и по температуре самоотпуска проката заключается в корректировке процесса при отклонении количества магнитной фазы в прокате либо температуры самоотпуска от базовых значений для каждого из профила размеров таким образом, чтобы выдерживалось соотношение

$$\frac{\Delta s_M}{\Delta t_{cm}} = -R_{пв} = const, \quad (10)$$

где  $R_{пв}$  – константа, определяемая экспериментальным путем для каждого профила размера и базового режима термоупрочнения.

В связи с большим запаздыванием контроля температуры самоотпуска и сложности в соотнесения сечений контроля количества магнитной фазы в прокате и его температуры, целесообразно об изменении среднемассовой температуры проката судить по температуре частично «отогретой» поверхности – контролируемой на некотором удалении от выхода установки термоупрочнения. Это требует использование соответствующих моделей теплофизических процессов в термоупрочняемом прокате.

#### Выводы

Повышение точности управления режимом термоупрочнения арматурного проката достигается контролем двух основных параметров – среднемассовой температуры проката и количества магнитной фазы (мартенсита) на выходе установки термоупрочнения.

Методика настройки процесса термоупрочнения по количеству магнитной фазы в прокате на выходе линии термоупрочнения и по температуре самоотпуска проката заключается в корректировке процесса при отклонении количества магнитной фазы в прокате либо температуры самоотпуска от базовых значений таким образом, чтобы отношения отклонений данных величин были постоянными и равными определенной величине.

Для повышения оперативности (быстродействия) управления целесообразно проводить расчет среднемассовой температуры проката по результатам измерения температуры поверхности проката на некотором удалении от выхода установки термоупрочнения с использованием.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Высокопрочная арматурная сталь. / Кугушин А.Л., Узлов И.Г., Калмыков В.В., Мадатян С.А., Ивченко А.В. М.: Металлургия, 1986. – 272 с.
2. Научные и технологические основы производства арматурных сталей нового поколения / Вихлевщук В.А., Дубина О.В., Поляков В.А., Сокуренок А.В. и др. – К.: Наукова думка, 2001. – 158 с.
3. Мадатян С.А. Арматура железобетонных конструкций. – М.: Воентехлит. – 2000. – 256 с.
4. Термическое упрочнение проката / Стародубов К.Ф., Узлов И.Г., Савенков В.Я. и др. – М.: Металлургия, 1970. – 368 с.
5. Малокремнистые арматурные стали повышенной прочности / Вихлевщук В.А., Омесь Н.М., Нечепоренко В.А. и др. – К.: Наукова думка, 1999. – 151 с.
6. Разработка и освоение технологии разлива спокойной стали в изложницы, уширенные к низу, с применением теплоизоляционных плит для утепления головной части слитка / Крупман Л.И., Синяговский Б.П., Петик А.С. и др. // Разливка стали в слитках и их качество.: Тематич. отраслевой сб. №1 Мин-ва черной металлургии СССР. – М.: Металлургия, 1972. – С. 3-7.
7. Теория и практика прокатки малокремнистых арматурных сталей / Вихлевщук В.А., Дубина О.В., Ноговицын А.В. и др. – К.: Наукова думка, 2001. – 139 с.
8. Электромагнитный контроль процесса термоупрочнения проката крупных сечений / В.А. Шеремет, М.А. Бабенко, А.В. Кекух и др. // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2004. – №6. – С.102-105.
9. Арматурный прокат для железобетонных конструкций. Справочник-каталог / Дубина О.В., Худик Ю.Т., Большаков В.И. и др. – Днепропетровск: НИИИММ, 2000. – 88с.

10. Узлов И.Г., Савенков В.Я., Поляков С.Н. Термическая обработка проката. – К.: Техніка, 1981. – 159 с.
11. Управление процессом термического упрочнения арматурной стали в потоке прокатного стана / Сацкий В.А., Худик Ю.Т., Кузьменко Л.А. и др. // Сталь. – 1977. – №1. – С.75-77.
12. Совершенствование процесса термоупрочнения арматурного проката / Богданов Н.А., Сычков А.Б., Ласков В.П. и др. // Сталь. – 1992. – №5. – С.65-69.
13. Автоматизированная система управления механическими свойствами термоупрочненного проката / Егоров А.П., Ткачев В.С., Богданов Н.А., Лебедева Т.Л. // Применение вычислительной техники в черной металлургии. – М.: Металлургия, 1989. – С.77-79.
14. Анализ термического упрочнения арматурной стали методами математической статистики / Худик Ю.Т., Федоренко В.К., Савенков В.Я. и др. // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 1971. – №1. – С.36-38.
15. Производство арматурной стали при использовании трассы термоупрочнения с пониженным давлением воды / Дьяченко Ю.В., Тимофеев В.С., Закшевский В.Б. и др. // Сталь. – 1998. – №11. – С.52-54.
16. Производство высокопрочной арматурной стали / Узлов И.Г., Худик Ю.Т., Ивченко А.В. и др. // Черная металлургия. – 1986. Вып.1(1005). – С.18-31.
17. Прогнозирование временного сопротивления разрыву малоуглеродистой низколегированной стали на основе системы частных регрессионных моделей / В.Н. Куваев, В.А. Чигринский, В.Г. Раздобреев, Д.А. Иванов // «Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии». Сб. науч. тр-ов Института черной металлургии НАН Украины./ Вып.9. – К.: Наукова думка, 2004. – С.183-190.
18. К вопросу взаимосвязи температур отпуска и самоотпуска термически упрочненного арматурного проката / В.А. Шеремет, А.В. Кекух, В.Н. Куваев и др.// Теория и практика металлургии. – 2006. – №1-2 (50-51). – С.123-126.
19. Контроль процесса термомеханической обработки арматурной стали в потоке мелкосортного стана / В.А. Чигринский В.А., В.А. Пирогов, В.Н. Куваев и др. // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 1999. – №6. – С.42-44.
20. Куваев В.Н. Зависимость магнитной фазы в прокате от условий термоупрочнения и содержания углерода в стали // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2004. – №6. – С.92-95.
21. Куваев В.Н., Чигринский В.А., Иванов Д.А. Методологические основы контроля режима термоупрочнения арматурного проката электромагнитным методом // Гірничя електромеханіка та автоматика: Наук.-техн. зб. – 2005. – Вип..75 – С.109-114.
22. Куваев В.Н., Иванов Д.А., Чигринский В.А. Взаимосвязь статистических характеристик температуры самоотпуска и содержания углерода в стали арматурного проката с результатами электромагнитного контроля процесса его термоупрочнения // Теория и практика металлургии. – 2008. – №5-6 (66-67 ). – С.86-89.
23. Куваев В.Н., Иванов Д.А., Чигринский В.А. Исследование влияния технологических факторов на взаимосвязь количества магнитной фазы в прокате со среднемассовой температурой проката на выходе установки термоупрочнения // Теория и практика металлургии. – 2007. – №2-3 (57-58). – С.92-97.



## ИССЛЕДОВАНИЯ ПО ИСПОЛЬЗОВАНИЮ НАНОМОДИФИКАТОРОВ ПРИ ПРОИЗВОДСТВЕ ЧУГУННЫХ МЕЛЮЩИХ ШАРОВ

*Применение наномодификаторов для модифицирования чугуна при производстве мелющих шаров позволяет повысить их твердость и износостойкость за счет увеличения отбеленного слоя и измельчения структуры.*

*Ключевые слова: мелющие шары, наномодифицирование, износ, чугун, эксплуатационные свойства, брикет-модификаторы.*

*Застосування наномодифікаторів для модифікування чавуну при виробництві куль, що мелють, дозволяє підвищити їх твердість і зносостійкість за рахунок збільшення вибіленого шару і подрібнення структури.*

*Application nanomodifikatorov for modifying the production of pig iron grinding balls can improve their hardness and wear resistance due to increase in bleached layers and structure refinement.*

### Постановка и анализ проблемы

Масштаб применения мелющих тел очень широк. Тела мелющие - это основной элемент в процессе измельчения материалов при производстве цемента, при извлечении концентрата для производства многих металлов, таких как железо, медь, золото, цинк, свинец, никель, титан и т.д. Стоит отметить, что производство мелющих тел требует серьёзного подхода к технологии производства и качеству используемого сырья.

Изнашивание шаров - чрезвычайно сложный процесс, зависящий от многих факторов: свойств сплава, из которого изготовлены шары, их размеров, абразивных свойств измельчаемого материала, его крупности и крупности продукта, способа измельчения (сухое или с водой), агрессивности среды (кислая, щелочная), ее температуры, присутствия в ней поверхностно-активных веществ, скоростного режима мельницы (каскадный, водопадный) и др.

Основная характеристика шаров – это высочайшая прочность, которая необходима для измельчения довольно твердых материалов. Также важной характеристикой изделия является ударостойкость, в установках часто происходят плотные контакты. Мелющие шары должны иметь гладкую поверхность, поскольку они постоянно находятся в движении и взаимодействии с измельчаемым материалом. Необходима износостойкость, которая обеспечивает длительное применение шаров без потери ими эксплуатационных свойств. Важно, чтобы поверхность была равномерно твердой, тогда все ее части будут изнашиваться пропорционально друг другу.

Согласно стандартам и применяемым правилам мелющие шары должны быть устойчивыми к расколу, сохранять форму при интенсивных внешних воздействиях, иметь повышенную устойчивость к истиранию и высокую твердость. Только в этом случае гарантировано качественное измельчение материалов и производство конкурентоспособной продукции с использованием мелющих тел.

С целью повышения твердости, удара – и износостойкости чугунных мелющих шаров используют легирование и модифицирование чугуна. Легирование такими элементами как хром, никель, молибден позволяет значительно повысить требуемые эксплуатационные свойства шаров. Однако такие легирующие элементы являются дорогостоящими, поэтому были проведены исследования по модифицированию чугуна различными наномодификаторами.

### **Цель работы**

Целью настоящего исследования являлось изучение возможности модифицирования чугуна наномодификаторами для повышения эксплуатационных свойств шаров и разработка технологии модифицирования чугуна.

### **Изложение основного материала исследования**

Наномодификатор эффективно влияет на кристаллизацию не только графитовой фазы, но и на фосфидную эвтектику, на первичное зерно чугуна и на неметаллические включения, активизируя последние как дополнительные гетерогенные центры графитизации. Наномодифицирование влияет как на жидкий, так и на кристаллизирующийся чугун независимо от его предистории. Важнейшей особенностью наномодифицирования является его низкая чувствительность к значительным колебаниям химического состава расплава чугуна и к способам плавки, а также подавление проявления «наследственности» шихтовых материалов в структуре чугунной отливки. Также наномодифицирование противодействует явлению увядания инокулирующего эффекта в процессе выдержки расплава в ковше перед заливкой формы, что увеличивает технологический цикл живучести расплава чугуна. Наномодифицирование повышает прочностные свойства чугуна на 2-3 марки, способствует устранению усадочных явлений, полной перлитизации матрицы чугуна [1,2].

Проведенный литературный обзор по использованию наномодификаторов для улучшения свойств чугуна, способствовал к проведению производственного исследования.

Исследования проводили с применением наномодификаторов в виде брикетов (рис.1).

Первый опыт модифицирования проводили внутриформенно, но учитывая, что заливка кокилей происходит на кокильной машине карусельного типа с подвижными формами, то введение модификатора в

каждую форму является нецелесообразным. Кроме того, при модифицировании в форме брикет растворяется дольше и модификатор распределяется не равномерно. Потому при проведении второго опыта было принято решение вводить модификатор непосредственно в ковш «сэндвич - процессом» (рис.2).

В таблице 1 приведены основные параметры брикетов, которые были разработаны в лабораторных условиях КМФ НМетАУ специально для опытов.

Составы брикетов №2,3,4 оптимизированы по результатам литературного обзора, а состав №5 разработан экспериментально с целью анализа улучшения формы графита (SiMg) и структуры матрицы (Ti).

Модифицирование расплава проводили в специально изготовленном ”ковше“ с перегородкой вместимостью до 20 кг и последующей заливкой в единичный кокиль.

Модифицирование шаров проводилось разными модификаторами: №1 - не модифицировали; №2 – брикетом состава 2; №3 – брикетом состава 3; №4 – брикетом состава 4; №5 - комплексным брикетом состава 5.

В результате металлографического исследования установлено, что в сечении пробы №4 имеет место усадочная пористость, в остальных исследуемых пробах №1,2,3,5 наблюдаются усадочные раковины вытянутой формы (рис.3). Размер усадочной пористости и усадочных раковин составляет:

№1 - 11,0x22,0 мм; №2- 9,0x23,0 мм; №3 - 7,0x20,0 мм; №4 - 0,5x0,5 - 4,0x4,0 мм; №5- 10,0x18,0 мм

Глубина залегания усадочной раковины в пробах составляет: №2 - 22,0 мм №3 - 40,0 мм №1 - 23,0 мм №5 - 35,0 мм. В пробах №1 и №2 усадочная раковина имеет выход на поверхность.

Металлографическое исследование показало, что во всех исследуемых шарах в поверхности наблюдается отбеленный слой. Глубина отбеленного слоя в поверхности исследуемых проб не одинаковая и составляет: в пробе №1 - 0,75-2,0мм №2 - 0,90-4,50мм №3 - 5,0-11,0мм №4 - 0-1,65мм №5 - 0,70-2,70мм.

Во всех исследуемых пробах кроме отбеленного слоя имеют место включение пластинчатого графита прямолинейной формы (ПГф1). Длина включений графита во всех исследованных пробах составляет 30-60 - 60-120 мкм (ПГд45-ПГд90).

Металлическая матрица в поверхности всех исследуемых шаров в отбеленном слое состоит из ледебурита и цементита. В остальном сечении структура металла всех исследуемых проб состоит из перлита, ледебурита и цементита (рис. 4). В пробе №3, в осевой части, количество перлитной составляющей несколько меньше, чем в остальных исследуемых пробах.

Результаты спектрального и контрольного анализа приведены в таблице 2. Твердость опытных шаров показана в таблице 3.

Анализ проведенных экспериментов показал, что при модифицировании чугунных мелющих шаров брикет - наномодификатором с TiCN приводит к измельчению структуры сплава, а именно карбидной сетки и металлической основы (рис. 5).

Таким образом, можно сделать вывод, что по всем показателям (твердость, величина отбела, структура и др.) эффективнее всего проводить модифицирование металла с помощью брикетов на основе карбонитрида титана (TiCN) - что приводит к увеличению твердости мелющих шаров на 42,7%, увеличению толщины отбеленного слоя в 3 - 6,6 раза.

#### Выводы:

1. Введение наномодификатора TiCN в чугун дает наилучшие результаты в создании прочной структуры мелющих шаров. Толщина отбеленного слоя достигает 11,0 мм по всей поверхности шара. Такая толщина отбеленного слоя на поверхности шара повышает ее твердость, что существенно влияет также на ударо- и абразивную стойкость. Перлитная составляющая в сечении шара создает пластичную основу, которая способствует демпфирующей и прочностной характеристикам мелющих шаров.

2. Вводить наномодификатор целесообразнее в виде брикета «сэндвич – процессом».

3. Применение мелющих чугунных шаров, отливаемых по новой технологии в условиях ЛКПЧ ОАО «АрселорМиттал Кривой Рог», сделают более дешевой продукцию (готовый концентрат) на РЗФ-1 и РЗФ-2 НКГОКа за счет уменьшения их расходного коэффициента в шаровых мельницах на 2 и 3 стадиях помола.



Рисунок 1 – Брикеты наномодификаторов

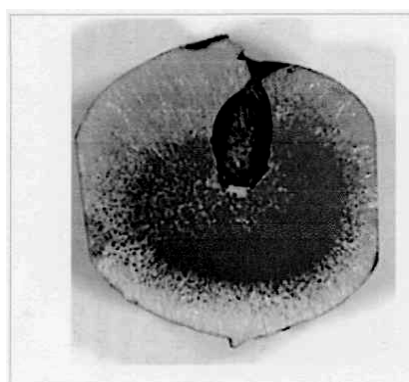


Рисунок 2 – Введение модификатора «сэндвич – процессом»

Таблица 1

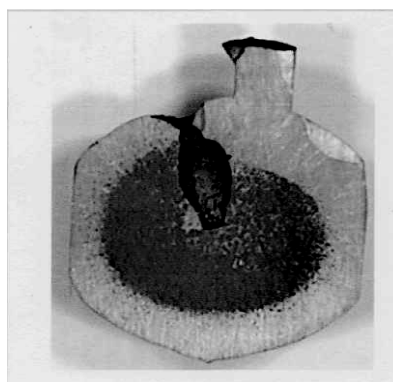
Основные параметры брикетов наномодификаторов

Наименование брикетов для модифицирования соответствующих шаров	Состав шихты для брикетов, %							Свойства и параметры брикетов					
	Дисперсная чугунная стружка	наноматериалы				Органическое связующее	вода	Прочность, мПа	термопрочность, мПа	плотность, $10^3 \text{ кг/м}^3$	Диаметр, мм	Высота, мм	Масса, г
		TiCN	Al	SiMg	Ti								
№2	50	-	-	45	-	5	8	48	18	3,9	30	25	45 - 50
№3	50	-	5	-	40	5	8	35	13	4,2			
№4	50	40	5	-	-	5	8	26	3	3,2			
№5	50	-	-	20	25	5	8	30	8	3,8			



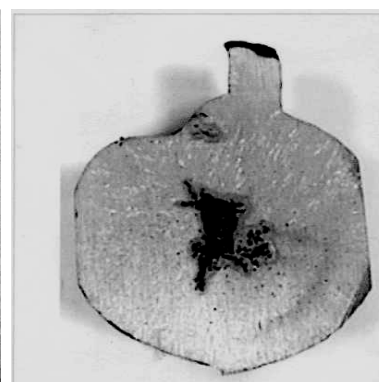
1:1,5

1



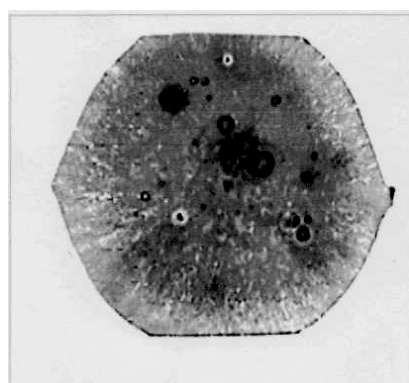
1:1,5

2



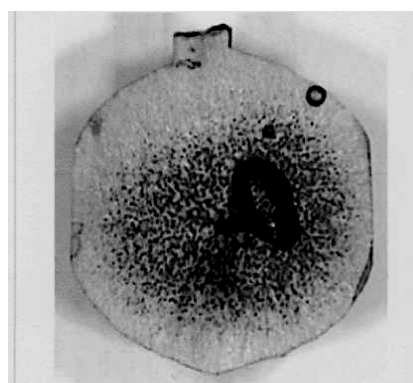
1:1,5

3



1:1,5

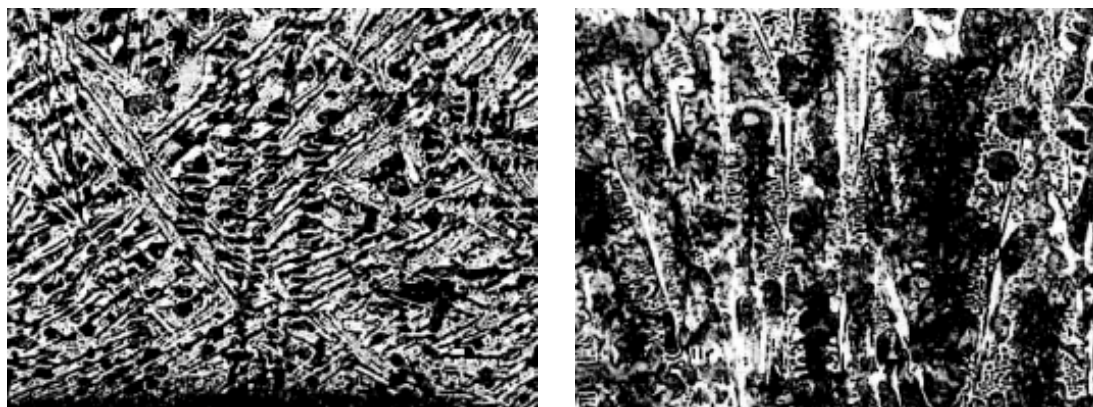
4



1:1,5

5

Рисунок 3 – Макроструктура металла шаров №1, 2, 3, 4, 5 соответственно



а x100

б x100

Рисунок 4 - Микроструктура металла шаров на поверхности (а) и в осевом сечении (б)

Таблица 2

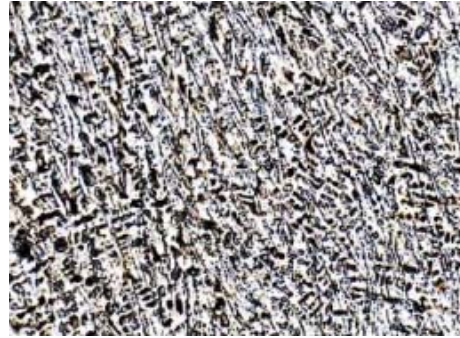
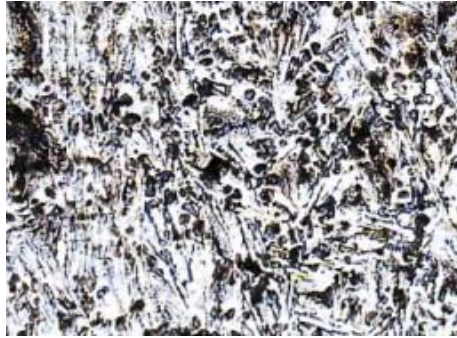
Химический состав металла мелющих шаров

№ пробы	Массовая доля элементов, %								
	C	Mn	Si	S	P	Cr	Ni	Cu	Ti
1 (не мод. шар)	3,84	0,33	1,09	0,016	0,064	0,101	0,021	0,020	0,011
2 (Ti)	3,82	0,32	1,07	0,017	0,067	0,099	0,021	0,020	0,012
3 (TiCN)	3,56	0,32	1,04	0,018	0,084	0,072	0,031	0,027	0,016
4 (SiMg)	3,78	0,33	1,08	0,020	0,065	0,100	0,020	0,020	0,012
5 (комплекс)	3,79	0,32	1,07	0,017	0,069	0,097	0,022	0,020	0,012
Требования ТТ 090 – 008: 2008									
	3,4	0,6	0,88	До 0,10	0,22	–	–	–	–
	–	–	–		0,28	–	–	–	–
	3,8	0,8	1,1						

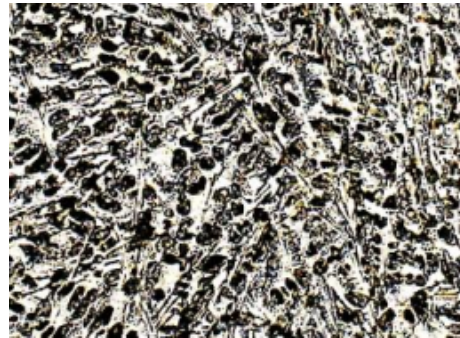
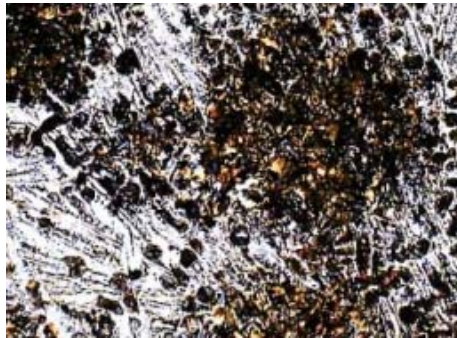
Таблица 3

Твердость исследуемых мелющих шаров по сечению шара

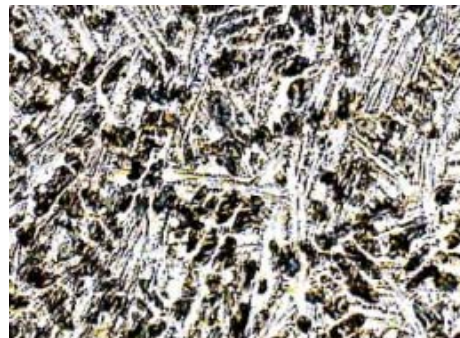
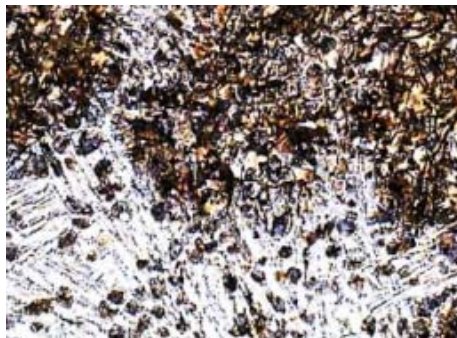
№ пробы	Твердость, HRC		
	У поверхности	На S радиуса	В центре
1 (не мод. шар)	44,0	39,5	38,0
2 (SiMg)	56,0	55,0	53,0
3 (Ti)	60,0	55,5	53,0
4 (TiCN)	61,0	59,5	58,0
5 (комплекс)	59,5	58,0	56,0



поверхностный слой образца, увеличение x50



середина образца, увеличение x50



центр образца, увеличение x50

а

б

Рисунок 5 – Микроструктура по сечению не модифицированного (а) и модифицированного (б) шара

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Давыдов С.В. Фуллереновая природа жидкого чугуна – основа технологии наномодифицирования / Труды седьмого съезда литейщиков России / Т1. Общие вопросы. Черные и цветные сплавы: Новосибирск 23-27 мая 2005 г. – Новосибирск: Изд. Дом «Историческое наследие Сибири», -2005. – С.101-108.
2. Давыдов С.В. Наномодификатор как инструмент генной инженерии структурного состояния расплава чугуна // Машиностроение. 2008. - №6. – С. 6 – 13.
3. Сусло Н.В. Использование брикет – модификаторов для модифицирования чугунных мелющих шаров с целью повышения их износостойкости // «Университетская наука- 2009» на базе Приазовского государственного технического университета. г. Мариуполь.
4. Калинин В.Т., Сусло Н.В. Технологические особенности производства литых шаров повышенного качества // Вісник КТУ, випуск 23, 2009г.

УДК 621.746.

В.Ю. Селівьорстов, О.О. Лоєвська

## ПЕРСПЕКТИВИ ВИКОРИСТАННЯ ЗАЛІЗОВМІСНОЇ ВТОРИННОЇ СИРОВИНИ ТЕХНОГЕННОГО ПОХОДЖЕННЯ В ХОЛОДНОТВЕРДІЮЧИХ ФОРМУВАЛЬНИХ СУМІШАХ

*Представлені результати досліджень факторів, що впливають на пов'язувальні властивості фосфатних композицій та вибір залізовмісної складової, а також вогнетривкої основи у вигляді кварцового піску для формувальних і стрижневих холоднотвердіючих сумішей.*

*Ключові слова: аналіз, залізо-фосфатний пов'язник, залізовмісна сировина, дослідження, гранулометричний склад.*

*Представлены результаты исследований факторов, влияющих на вяжущие свойства фосфатных композиций и выбор железосодержащей составляющей, а также огнеупорной основы в виде кварцевого песка для формовочных и стержневых холоднотвердеющих смесей.*

*Presents the results of studies of factors influencing the binding properties of phosphate compositions and choice of iron-containing component, and the refractory base in the form of quartz sand for molding and core cold-mixes.*

*Вступ.* Темпи технічного переозброєння і розвитку ливарного виробництва змушують спеціалістів - ливарників по-новому вирішувати питання, що стосуються технології виготовлення і якості отримуваних виливків. Досвід ливарного виробництва свідчить про те, що одним з перспективних факторів підвищення якості литва та зниження його собівартості є використання нових формувальних сумішей і вдосконалення існуючих технологічних процесів виготовлення виливків. У теперішній час все більш популярним стає використання холоднотвердіючих сумішей для виготовлення ливарних форм та стрижнів. Зокрема, застосування залізофосфатних пов'язувальних композицій та холоднотвердіючих сумішей і футерувальних мас на їх основі.

*Аналіз стану питання.* Впровадження металофосфатних пов'язників дозволяє суттєво спростити і здешевити процес виготовлення форм і стрижнів та отримання виливків за рахунок відмови від високовартісних і складних в застосуванні пов'язників. Високовартісними складовими таких сумішей є кварцовий пісок та ортофосфорна кислота, але в результаті процесів регенерації використаний кварцовий пісок можна повертати у виробництво, кількість ортофосфорної кислоти відносно невелика, до того ж відпадає необхідність теплової сушки форм і стрижнів (на відміну від використання рідкоскляних сумішей), тому використання холоднотвердіючих сумішей є економічно вигідним. А використання в якості залізовмісного компонента відходів металургійного виробництва дозволяє вирішити проблему утилізації відходів і раціонального використання залізовмісної сировини.



Одним із основних властивостей фосфатних матеріалів, що обумовлює їх широке застосування в технології ливарного виробництва, є властивість твердіння при достатньо низьких температурах з виникненням міцних структур, що зберігають свої показники міцності при високих температурах. Завдяки чому композиційні матеріали на основі фосфатів не поступаються керамічним матеріалам, але, на відміну від останніх, не потребують високотемпературного обпалення для отримання заданих властивостей [1 – 3].

При взаємодії фосфорної кислоти з основними оксидами виявляється найважливіша властивість фосфатних систем – здатність схоплюватися і твердіти, утворюючи міцні, найчастіше термостійкі і тугоплавкі каменеvidні матеріали. Ця властивість фосфорної кислоти зумовлює її широке застосування в якості рідини замочування при пов'язуванні вогнетривких композицій, які містять, зокрема оксиди заліза, оксиди алюмінію [3].

Фосфатні пов'язувальні системи являють собою гетерогенні суміші типу тверда фаза – рідина (Т - Р), що характеризуються високими концентраціями дисперсної фази. Твердіння таких систем відбувається в умовах тісного контакту твердих частинок, причому процес супроводжується поступовим нарощуванням вмісту твердої фази як за рахунок фізичних факторів (випарювання дисперсійного середовища або його капілярне відсмоктування), так і за рахунок хімічного зв'язування рідини замочування. Незалежно від сутності фізико-хімічних процесів, що призводять до схоплювання фосфатних систем, утворення міцної структури можливе лише завдяки поєднанню двох основних умов: утворенню міцних адгезійних зв'язків поверхні дисперсних частинок з міжчастинковим середовищем, що цементує, і утворенню міцних когезійних зв'язок у межах фази, що цементує [4, 5].

Звідси випливає, що адгезія фаз, що цементують, до наповнювача, перш за все, реалізується або на основі кислотно-основного зв'язування як передача електронної пари (донорсько-акцепторний механізм), або на основі ковалентного зв'язування (передача електрона). У речовин з вагомою часткою іонного зв'язку адгезійні контакти утворюються також за рахунок електростатичної взаємодії.

Тому управління адгезійною міцністю зводиться, в першу чергу, до управління хімічними і електричними властивостями поверхні наповнювача або поверхонь склеювання, що може бути досягнуто підбором фазового складу твердої фази, пасивацією або активацією кислотно-основних центрів шляхом адсорбування необхідних іонів і т. д. [4 – 6].

В.Ф. Журавльов [8] дослідив вплив радіуса катіона на фізико-механічні властивості фосфатних пов'язувальних систем і показав, що зі збільшенням іонного радіусу пов'язувальні властивості погіршуються і відповідно знижується міцність затверділих композицій.

Автори робіт [9, 10] стверджують, що умови прояву пов'язувальних властивостей фосфатних систем напряму пов'язані зі значенням іонного потенціалу катіона, який визначає ступінь основності відповідного оксиду.

Зниження іонного потенціалу катіона призводить до збільшення хімічної активності оксиду по відношенню до кислоти і переходу від систем, які тверднуть лише за умов, що стимулюють хімічну взаємодію компонентів (нагрів, механохімічна активація), до систем, що тверднуть лише за штучного зниження інтенсивності взаємодії (табл.1).

Таблиця 1

Умови прояву пов'язувальних властивостей в системах  
оксид – фосфорна кислота

Оксид	Робота виходу електрона, eВ	Іонний потенціал катіона, z/r	Умови прояву пов'язувальних властивостей
SiO <sub>2</sub> , TiO <sub>2</sub> , Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> , ZrO <sub>2</sub> , MnO <sub>2</sub> , Cr <sub>2</sub> O <sub>3</sub> , Co <sub>2</sub> O <sub>3</sub> , SnO <sub>2</sub>	Більше 4,5	5,0 – 10,0	Потрібна активізація процесу кислотно-основної взаємодії
Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub> , Mn <sub>2</sub> O <sub>3</sub> , NiO, CoO, FeO, CuO	3,3 – 4,3	2,5 – 4,5	Твердіння за нормальних умов
Nd <sub>2</sub> O <sub>3</sub> , La <sub>2</sub> O <sub>3</sub> , MgO, ZnO, CdO	2,5 – 3,3	2,0 – 3,0	Потрібна пасивація процесу кислотно-основної взаємодії
CaO, SrO, BaO, PbO	Менше 2,0	1,4 – 2,0	Потрібна надзвичайні міри пасивації кислотно-основної взаємодії

Автори [9–11] вважають, що необхідною умовою прояву пов'язувальних властивостей систем фосфорна кислота – оксид є домірність інтенсивності основного хімічного процесу з процесами структуроутворення. При помірному протіканні процесу структуроутворення визначається проявом кислих фосфатів, пов'язаних міжмолекулярною взаємодією. При занадто значній швидкості взаємодії основного і кислого компоненту утворюються продукти, які не володіють пов'язувальними властивостями – середні фосфати. Вони утворюють на поверхні зерен наповнювача бар'єрні прошарки, що перешкоджають утворенню кислих фосфатів, які володіють адгезійною активністю [9, 10]. До того ж, висока екзотерія реакції призводить до автокаталітичного плинного процесу і до деструктивних явищ – маса розігрівається і руйнується [9].

Твердіння композицій на основі малоактивних наповнювачів здійснюється за підвищених температур. При високій інтенсивності взаємодії швидкість реакції необхідно знижувати, що може бути досягнуте охолодженням вихідних компонентів, пасивацією твердої складової і модифікуванням рідини замішування [9]. Охолодження реакційної суміші відноситься до крайніх заходів і дозволяє працювати з системами, до складу яких входять такі катіони як Pb<sup>2+</sup>, Zn<sup>2+</sup>, Mg<sup>2+</sup>. Пасивація дисперсного наповнювача полягає у попередній обробці за високих температур. При цьому відбувається ущільнення матеріалу і зниження його реакційної активності. Можливе уповільнення швидкості взаємодії шляхом нанесення органічних покриттів [3, 9, 12-14]. Зміна складу рідини замочування може бути досягнута за рахунок зміни концентрації кислоти у

водному розчині, а також введенням домішок, які змінюють активність фосфат-іонів (наприклад, лимонної кислоти або ацетату натрію) [13]. Опираючись на наведені положення, можна говорити про можливість регулювання умов і параметрів твердіння фосфатних пов'язувальних систем різними способами, зокрема підбором оптимальних характеристик вихідних компонентів холоднотвердіючої суміші.

*Метою даної роботи* є аналіз та визначення раціональних характеристик вихідних компонентів для регулювання параметрів твердіння холоднотвердіючих сумішей з використанням залізофосфатного пов'язника.

*Основний матеріал.* Оскільки, як уже було сказано раніше, міцність залізофосфатної пов'язувальної системи багато в чому залежить від властивостей наповнювача і заповнювача, дослідження проводилися за двома напрямками. В якості заповнювача при виготовленні залізофосфатних ХТС використовується пісок, тому найбільш вдалий його вибір за хімічними та фізико-технологічними характеристиками є одним із основних параметрів отримання необхідних властивостей сумішей. До недавнього часу найбільш поширеними при виготовленні холоднотвердіючих формувальних та стрижневих сумішей були піски Часов-Ярського родовища. Але на сьогодні цей кар'єр є майже повністю вичерпанним. І оскільки в сучасній літературі досить мало публікацій відносно досліджень пісків, що використовуються при виробництві холоднотвердіючих сумішей в ливарному виробництві, в роботі зокрема була поставлена задача дослідити можливість використання пісків різних родовищ для виробництва якісних залізофосфатних ХТС.

Для отримання високоякісних ливарних форм на основі залізофосфатного пов'язника, кварцовий пісок, що використовується для вказаних цілей, повинен відповідати наступним вимогам:

- мати необхідний хімічний склад;
- мати мінімальний вміст глини і домішків;
- мати округлу або напівкруглу форму зерен;
- мати однорідний зерновий склад;
- його транспортування повинно бути економічно вигідним.

Піски деяких з відомих родовищ можна охарактеризувати наступним чином. Олександрійський пісок має розосереджену зернову основу і невеликий розмір зерна, що призводить до зниження газопроникності сумішей. Першотравневий пісок складається, переважно, із зерен кварцу (98 - 99%) і домішок, на частку яких припадає 1 - 2 %. Зерна кварцу розосереджені, різнозернисті. Поверхня зерен кварцу вкрита тонкими плівками гідрокислів заліза, які можуть взаємодіяти з металом, утворюючи при цьому пригар.

У Аннівських пісках разом з розосередженими зернами  $\text{SiO}_2$  присутні зростки кварцових і глинистих частинок, які є достатньо міцними і складають 10-15% від загальної маси піску. Розмір таких зростків може досягати декількох сантиметрів

Піски Жовтневого родовища мають розосереджену зернову основу.

Піски Девладівського і Петровського родовищ містять значну кількість крупних зрощених зерен з гострокутними краями.

Стойлінській пісок через дуже дрібну фракцію і високий вміст оксидів лужноземельних і лужних металів в ливарному виробництві неприйнятний.

Оскільки жоден з вищевказаних пісків не задовольняє параметрам, необхідним для використання його при виготовленні холоднотвердіючих сумішей, було прийняте рішення про проведення дослідження хімічних та фізико-технологічних характеристик і властивостей піску Вільногорського родовища. Результати досліджень представлені в таблиці 2.

Таблиця 2

Характеристика піску Вільногорського родовища

Показник	Пісок Вільногорського родовища марки 2К <sub>2.3</sub> О <sub>1.2</sub> 02 (ГОСТ 2138-91)
Хімічний аналіз, %	
SiO <sub>2</sub>	97,0-98,0
Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	0,81
Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	0,2-0,4
CaO	0,4-0,18
MgO	0,045
П.п.п.	0,15-0,18
pH	7,17
Фізико-механічні властивості	
Газопроникність, од.	35-75
Вихідна волога, %	2,9-4,0
Гранулометричний склад, %	
2,5	-
1,6	-
1,0	-
063	0,08
04	1,48
0315	8,36
02	60,7
016	23,2
01	5,52
0063	0,38
005	-
тазик	-
Глиниста складова, %	0,1-0,3
Форма зерен	до сита №016 – округла, залишок - напівокругла

Як видно з таблиці 2, хімічні та фізико-технологічні характеристики піску Вільногорського родовища дозволяють використання його в якості заповнювача при виготовленні залізофосфатних холоднотвердіючих сумішей.

Інший бік питання отримання якісних холоднотвердіючих сумішей на основі залізофосфатного пов'язника це необхідність визначення виду її залізовмісної складової.

Відомо, що залізовмісні матеріали для холоднотвердіючих сумішей після обробки повинні містити: шкідливих домішок, що легко видаляються, < 0,1%; металевого заліза < 0,1%; закису заліза 10 – 30%; усього заліза 50 – 75%. В якості залізовмісного компонента в цих сумішах пропонуються різноманітні матеріали (ковальська і прокатна окалина, залізорудні концентрати, і т. п.) та відходи багатьох виробництв [14].

Оскільки на великих металургійних підприємствах значну долю залізовмісних відходів складає прокатна окалина, в роботі досліджувалася можливість використання її в якості залізовмісного компонента залізофосфатних ХТС.

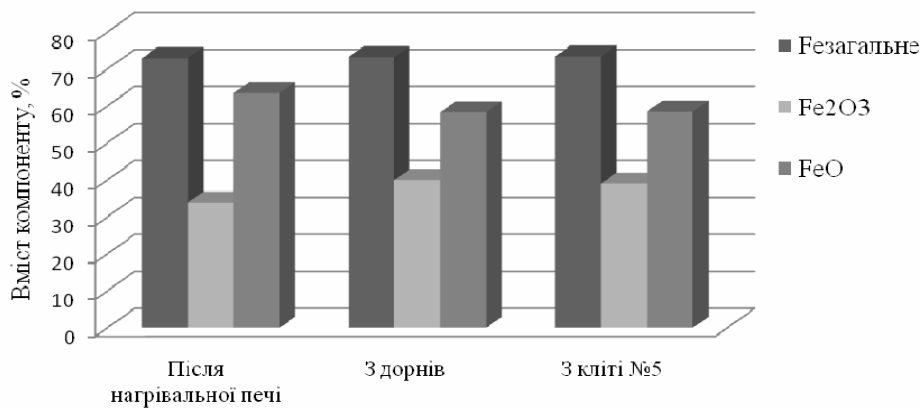
Були проаналізовані три проби окалини, яка є вторинним матеріалом у прокатному виробництві, відібрані на території ВАТ «АрселорМіттал Кривий Ріг». Хімічний склад досліджених зразків наведений в табл. 3 та на рис. 1.

Таблиця 3

Хімічний склад окалини

№ п/п	Місце відбору проби	Хімічний склад, %			
		Fe(загальне)	Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	FeO	Fe <sub>3</sub> O <sub>4</sub>
1	Після нагрівальної печі	72,9	33,86	63,47	28,36
2	З дорнів	73,2	40,00	58,31	23,40
3	З кліті №5	73,4	39,00	58,47	28,82

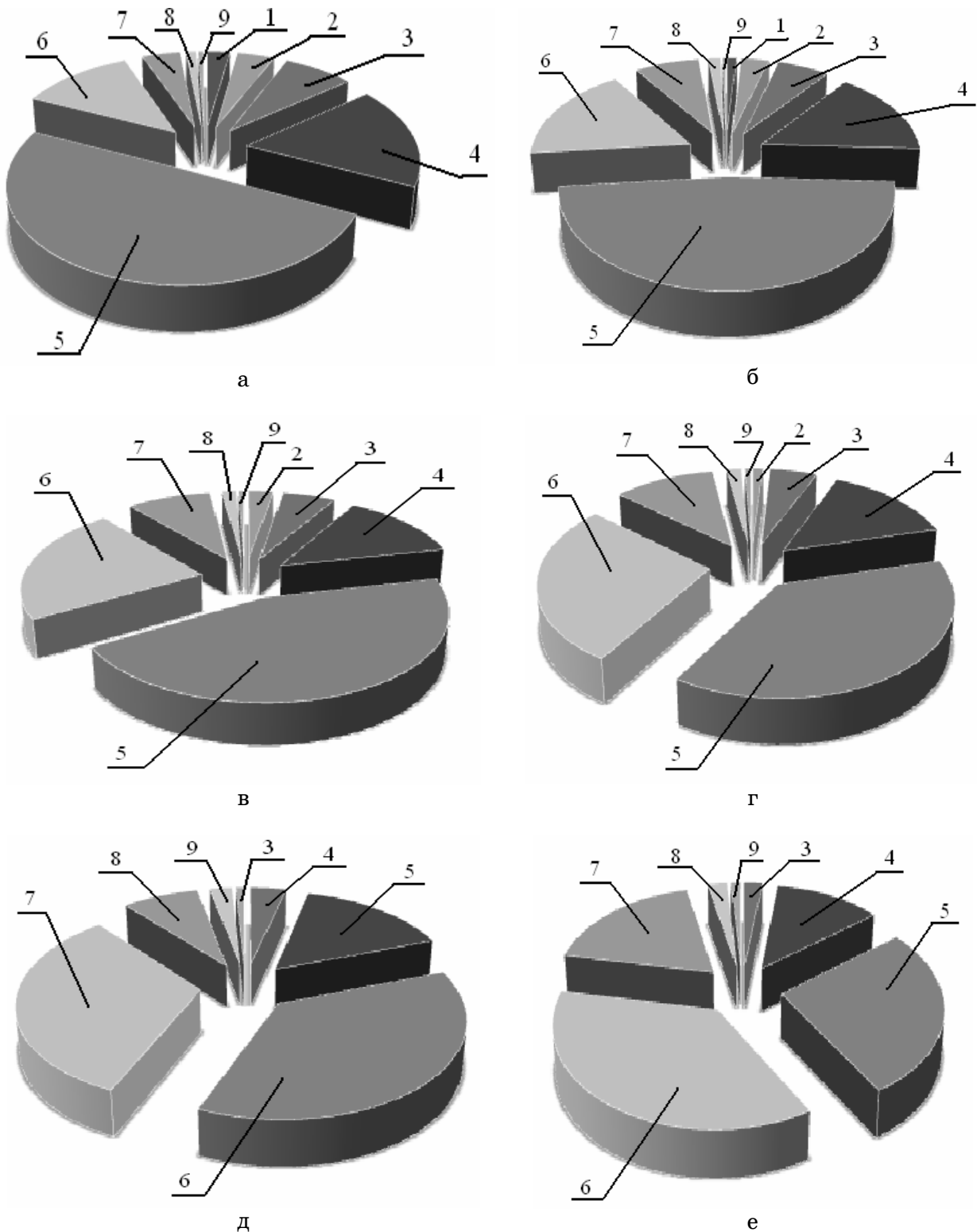
Хімічний склад зразків прокатної окалини



Місце відбору проби окалини

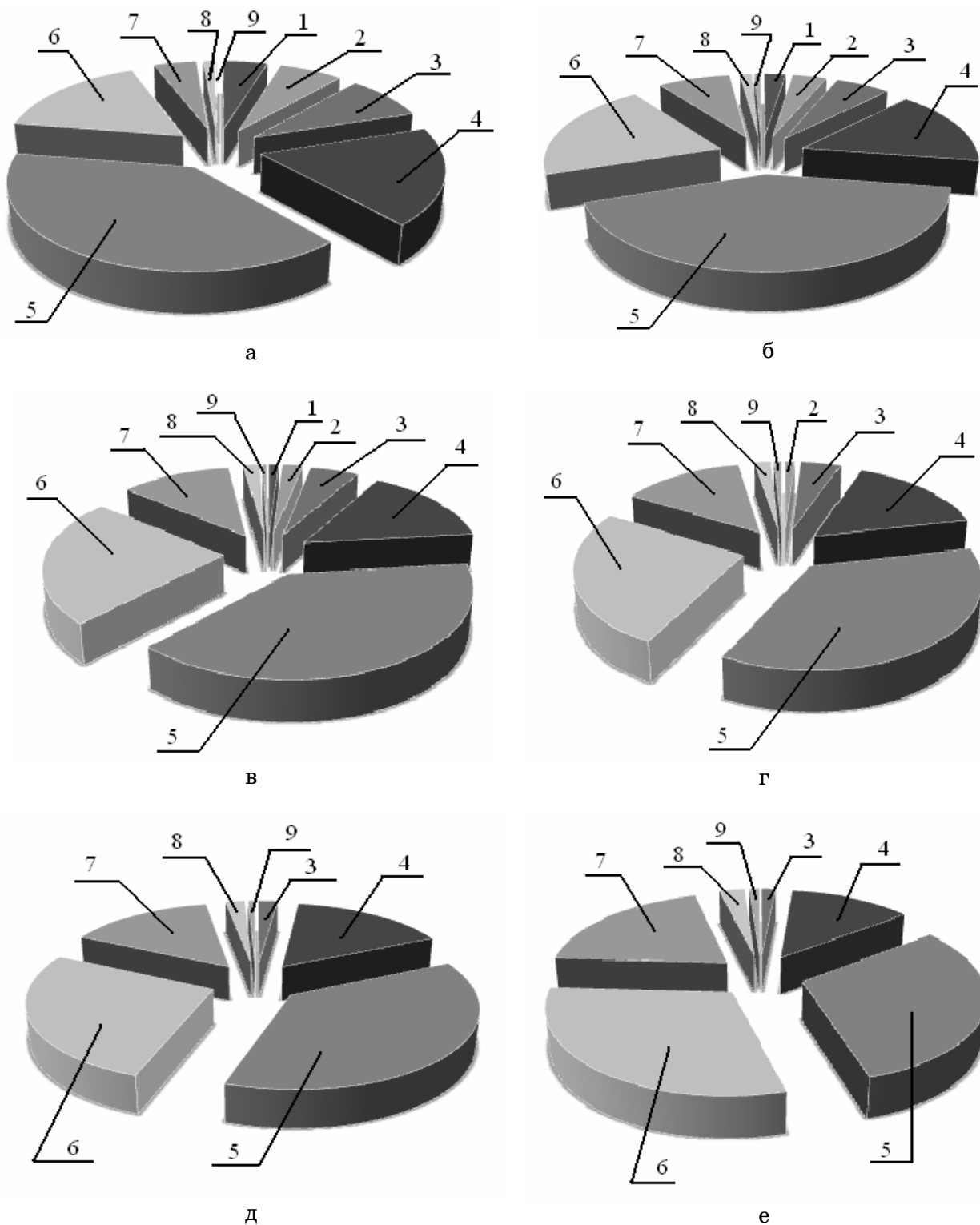
Рисунок 1 – Хімічний склад зразків прокатної окалини

Для того, щоб відбулася взаємодія між частинками піску і залізовмісної складової, її необхідно активувати [15, 16]. Найбільш доцільною як з технологічної, так і з економічної точки зору, є активація механічним способом. На рис. 2 – 4 приведені результати дослідження гранулометричного складу трьох зразків окалини в результаті активації протягом різних проміжків часу.



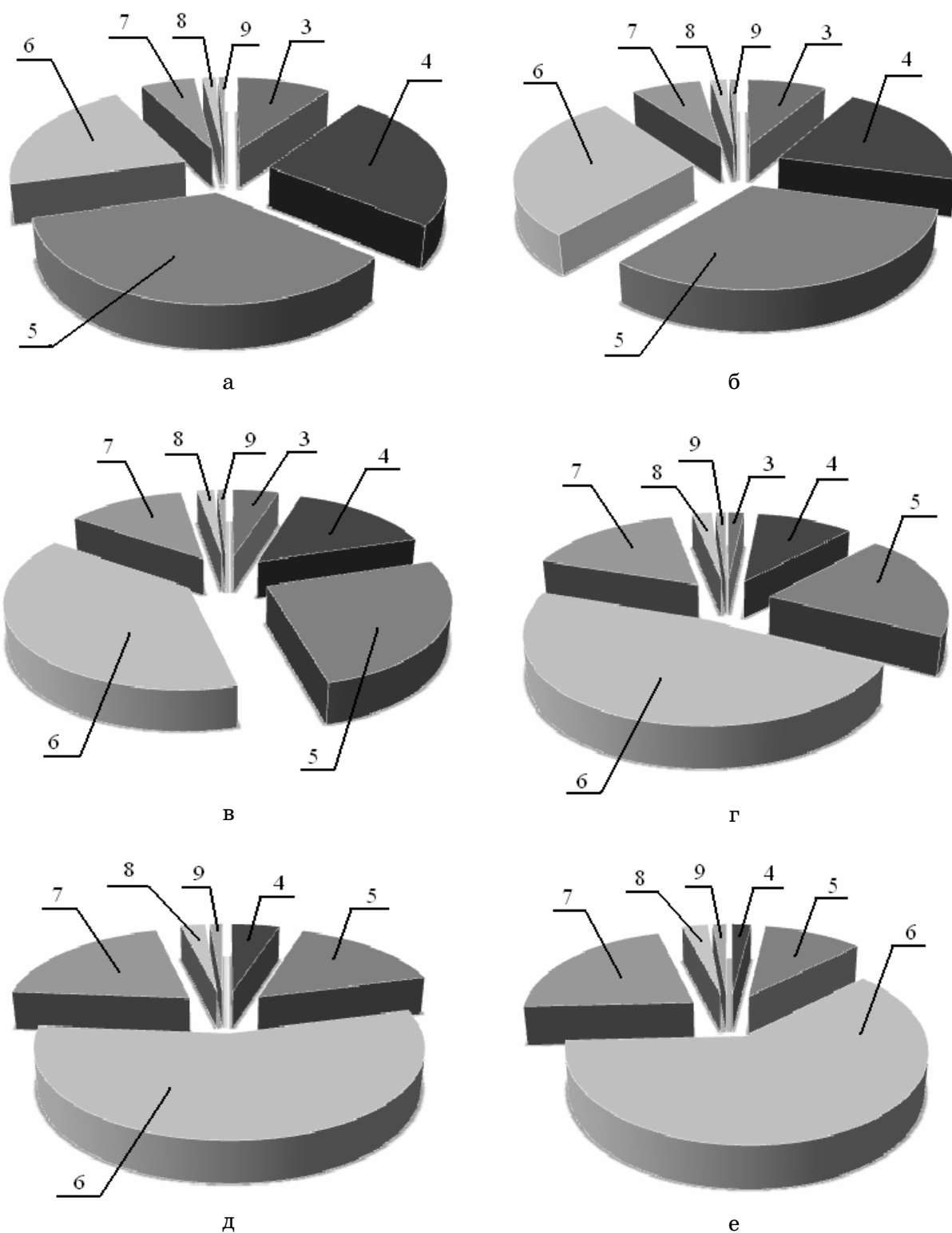
1 – залишок на ситі № 2,5; 2 – залишок на ситі № 1,25;  
 3 – залишок на ситі № 0,9; 4 – залишок на ситі № 0,63;  
 5 – залишок на ситі № 0,315; 6 - залишок на ситі № 0,16;  
 7 – залишок на ситі № 0,08; 8 – залишок на ситі № 0,071;  
 9 – залишок на дні

Рис. 2 - Гранулометричний склад зразка окалини № 1 після механічної активації протягом:  
 а – 5 хв., б – 10 хв., в – 15 хв., г – 20 хв., д – 25 хв., е – 30 хв.



1 – залишок на ситі № 2,5; 2 – залишок на ситі № 1,25;  
 3 – залишок на ситі № 0,9; 4 – залишок на ситі № 0,63;  
 5 – залишок на ситі № 0,315; 6 - залишок на ситі № 0,16;  
 7 – залишок на ситі № 0,08; 8 – залишок на ситі № 0,071;  
 9 – залишок на дні

Рис. 3 - Гранулометричний склад зразка окалини № 1 після механічної активації протягом:  
 а – 5 хв., б – 10 хв., в – 15 хв., г – 20 хв., д – 25 хв., е – 30 хв.



1 – залишок на ситі № 2,5; 2 – залишок на ситі № 1,25;  
 3 – залишок на ситі № 0,9; 4 – залишок на ситі № 0,63;  
 5 – залишок на ситі № 0,315; 6 - залишок на ситі № 0,16;  
 7 – залишок на ситі № 0,08; 8 – залишок на ситі № 0,071;  
 9 – залишок на дні

Рис. 4 - Гранулометричний склад зразка окалини № 1 після механічної активації протягом:  
 а – 5 хв., б – 10 хв., в – 15 хв., г – 20 хв., д – 25 хв., е – 30 хв.



Оскільки за хімічним складом зразки різняться несуттєво, то проаналізувавши періоди часу, необхідні для отримання заданого гранулометричного складу залізовмісного компонента, можна зробити висновок, що в якості залізовмісної складової ХТС доцільно використовувати окалину, відібрану з дорнів.

#### Висновки

1. Впровадження металофосфатних пов'язників дозволяє суттєво спростити і здешевити процес виготовлення форм і стрижнів та отримання виливків за рахунок відмови від високовартісних і складних в застосуванні пов'язників. Оскільки в результаті процесів регенерації значний відсоток використаного високовартісного кварцового піску можна піддавати рециклінгу, кількість ортофосфорної кислоти відносно невелика, і, на відміну від рідкоскляних сумішей, в значній мірі відпадає необхідність вирішення питання ефективної утилізації відпрацьованих сумішей, використання подібних складів є економічно вигідним.

2. Використання в якості залізовмісного компонента відходів металургійного виробництва дозволяє, зокрема, вирішити проблему утилізації відходів і раціонального використання залізовмісної сировини.

3. В результаті аналізу сучасних джерел залізовмісної вторинної сировини встановлена доцільність використання прокатної окалини в якості залізовмісного компонента залізофосфатних ХТС, оскільки на великих металургійних підприємствах вона складає значну долю залізовмісних відходів, а в інших технологічних процесах вона практично не використовується.

4. На основі аналізу часових параметрів процесу отримання заданого гранулометричного складу залізовмісного компонента, встановлено, що в якості залізовмісної складової ХТС доцільно використовувати саме окалину, відібрану з дорнів, оскільки період часу на її подрібнення є найменшим, що дозволяє додатково економити енергетичні ресурси та виробничі потужності.

5. В результаті проведені дослідження хімічних та фізико-технологічних характеристик і властивостей піску Вільногорського родовища визначена технологічна можливість і доцільність використання цього піску в якості заповнювача при виготовленні залізофосфатних холоднотвердіючих сумішей. Даний висновок додатково підтверджується тим, що на сьогодні Часов-Ярський кар'єр кварцового піску є практично повністю вичерпаним.

#### ЛІТЕРАТУРА

1. Илларионов И. Е., Степанов Ю. Н. Свойства ХТС на основе связующих при высокой температуре //Литейное производств, 1988. -№1. – 9-11с.
2. Минченков А.В., Мороз А.А. Ресурсоэнергосберегающие металлофосфатные связующие материалы // Литейное производство, 1995. -№4. – 39-40 с.
3. Копейкин В.А., Петрова А.П., Рашкович И.Л. Материалы на основе металлофосфатов. – М.: Химия, 1976. – 195 с.

4. Сычев М.М. Неорганические клеи. 2-е изд. Перераб. И доп. – Л.: Химик, 1986. – 152 с.
5. Сычев М.М. Условия проявления вяжущих свойств // ЖПХ. / 1971. – Т.44. – Вып. 8. – С.1740-1745.
6. Сычев М.М. Основы прогнозирования вяжущих свойств //Изв. АН СССР. Неорган. Материалы. – 1973. – Т.9. - №1. – С.109 – 112.
7. Федоров Н.Ф. Вяжущие материалы на основе системы типа окись металла – кислота // ЖПХ. – 1968. – Т.41. – Вып.12. – С.2753 – 2755.
8. Журавлев В.Ф. Химия вяжущих веществ. – М.: Госхимиздат, 1951. – 237 с.
9. Специальные цементы / Т.В. Кузнецова, М.М. Сычев, А.П. Осокин, В.И. Корнеев, Л.Г. Судакас. – СПб.: Стойиздат, 1997. – 314 с.
10. Химические основы технологии и применения фосфатных связок и покрытий / С. Голышко-Вольфсон, М.М. Сычев, Л.Г. Судакас, Л.И. Скобло. – Л.: Химия, 1968. – 192 с.
11. Kingery W. D. Fundamental Study of Phosphate Bonding in Refractories // J. Amer. Ceram. Soc. – 1950. – V. 33. – P.1232 – 1236.
12. Chvatal T. Spritsmassmit trokener Phosphatebinding // Bol. Soc. Esp. Ceram. – 1968. – V.7. - №28. – P.165 – 182.
13. Судакас Л.Г. Химические аспекты управления процессами схватывания фосфатных вяжущих // Изв. АН СССР. Неорган. Материалы. – 1973. – Т.9. - №3. – С.462 – 465.
14. Гамов И.Е., Гамов Е.С. Использование железосодержащих отходов в литейном производстве // Литейное производство, 1997. - №5. – 62 с.
15. Ребиндер П.А. Проблемы образования дисперсных систем, физико-химическая механика дисперсных структур и твердых тел // Современные проблемы физической химии. Под ред. Я.И. Герасимова. Т.3. – М.: Изд-во МГУ, 1968. – С.334 – 414.
16. Дерягин Б.В., Кротова Н.А., Смилга В.П. Адгезия твердых тел. – М.: Наука, 1973. – 278 с.

## ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК ОБРАБОТКИ ЭЛАСТИЧНЫМ ИНСТРУМЕНТОМ НА ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТЬ ПРОЦЕССА

*В данной работе поставлена задача проверки ряда теоретических выводов, и подкрепление их практическими экспериментами. В основу представленных исследований положена задача усовершенствования волокна, из которого можно было бы изготовить абразивный высокоэффективный инструмент.*

*Ключевые слова: полимер-абразивный эластичный инструмент; производительность обработки; геометрические параметры инструмента; величина начальной деформации; объем снятого материала; площадь контакта; шероховатость поверхности.*

*У даній роботі поставлена задача перевірки ряду теоретичних висновків, і підкріплення їх практичними експериментами. В основу представлених досліджень покладена задача удосконалення волокна, з якого можна було б виготовити абразивний вискоефективний інструмент.*

*In hired the problem of verification of row of theoretical conclusions, and reinforcement their practical experiments, is set. The task of improvement of fibre from which it is possible it would be to make an abrasive high-efficiency instrument is fixed in basis of the presented researches.*

### Введение

При проведении теоретических исследований различных методов обработки в технологии машиностроения важным фактором является подтверждение полученных результатов экспериментальными методами. При этом основными показателями является производительность процесса и шероховатость обработанной поверхности. Однако, использование полимер - абразивного инструмента требует учета значительно большего числа параметров, чем при обработке, например, металлическими щетками. Такие данные в литературе отсутствуют, приводятся сведения относительно теоретических исследований без указания конкретных практических величин.

Постановка задачи.

В данной работе поставлена задача проверки ряда теоретических выводов [1-4], и подкрепление их практическими экспериментами.

Основная часть.

К основным технологическим параметрам абразивной обработки относятся: угол контакта  $2\varphi_0$  эластичного полимер-абразивного инструмента (ЭПАИ) с обрабатываемой поверхностью, соотношение геометрических параметров  $\eta$  инструмента и обрабатываемой поверхности, жесткости инструмента  $Cr \cdot C\rho$ , начальная деформация инструмента  $h$ , сила нагружения  $P_k$ , площадь контакта ЭПАИ с обрабатываемой

поверхностью, скорость вращения инструмента и заготовки. Назначаемые параметры абразивной обработки, такие как начальная деформация ЭПАИ  $h$ , сила нагружения  $P_k$ , соотношение геометрических параметров  $\eta$  и возникающие вследствие этого угол контакта ЭПАИ с обрабатываемой поверхностью  $2\varphi_0$  и площадь контакта оказывают большое влияние на силовые характеристики процесса [1-4]. Аналитические исследования проводились для трех случаев обработки - плоской, наружной и внутренней цилиндрической поверхности. Экспериментальные исследования были посвящены изучению взаимосвязей между параметрами и проверке адекватности полученных зависимостей [4]. Эксперименты проводились на плоскошлифовальном станке мод. ЗГ71, с использованием ЭПАИ с абразивом из карбида кремния зеленого зернистостью 40/63, 63/80. Было установлено, что для случая обработки плоской поверхности опорный угол зависит от радиуса и начальной деформации инструмента. Диаметр инструмента выбирается из существующего диапазона размеров обычно в пределах от 15 до 300 мм, хотя существуют и инструменты большего размера – до 500 мм. Начальную деформацию назначают согласно необходимому технологическому воздействию. Чем величина начальной деформации больше, тем больше прикладываемое усилие прижатия  $P_k$ . Эти же параметры входят в выражения по определению величин силы резания, момента и мощности сил резания. Аналитическим путем определено, что при назначении начальной деформации  $h=5$  мм и при радиусе инструмента  $r_0=125$  мм половина опорного угла  $\varphi_0$  равна  $16^\circ 26'$ , тогда как при  $h=10$  мм -  $\varphi_0=23^\circ 07'$ , при  $h=5$  мм и  $r_0=300$  мм  $\varphi_0$  равна  $10^\circ 47'$ , при  $h=10$  мм и  $r_0=300$  мм  $\varphi_0$  равна  $14^\circ 83'$  для случая обработки плоской поверхности. Экспериментальные данные показывают, что при установке инструмента и нагружении для создания сектора контакта возникают углы, отличающиеся от данных, полученных теоретически в пределах 5% (рис.1). Зависимость половины опорного угла от начальной деформации инструмента носит линейный характер. При увеличении радиуса инструмента зависимость более пологая, а при уменьшении – быстро возрастает. При достижении определенной величины  $h$  для инструмента относительно малого радиуса формирование зоны контакта прекращается вследствие того, что при дальнейшем нагружении инструмента произойдет его разрушение. На первой зависимости после 15 мм деформации сектора контакта больше нет. Однако следует отметить, что при возрастании радиуса инструмента такой момент отодвигается в зону больших значений начальной деформации. Причем с точки зрения технологической необходимости назначать большие значения не рационально. Поэтому имеет смысл говорить о диапазоне рекомендуемых значений половины опорного угла  $\varphi_0$ . Для инструментов малого радиуса при обработке заготовок с большим радиусом не рекомендуется превышать величину  $0,35r_0$ , так как дальнейшее нагружение не только не способствует повышению эффективности обработки, но даже препятствует ему из-за

возрастания силовых характеристик процесса и уменьшения срока эксплуатации инструмента.

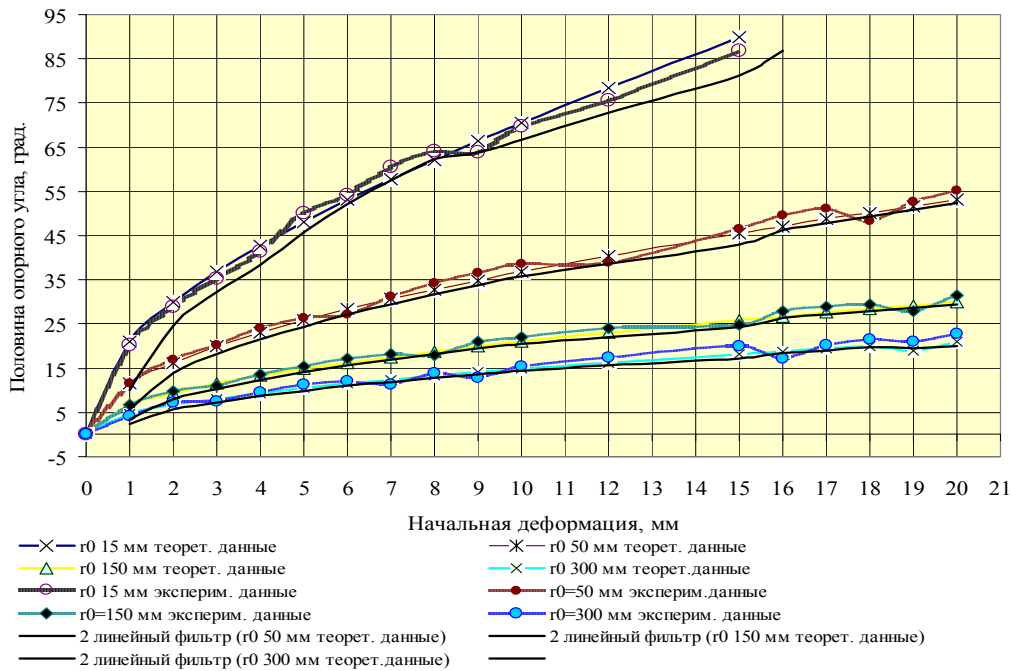


Рисунок 1 – Зависимость половины опорного угла от величины начальной деформации инструмента при обработке плоской поверхности

Аналогично плоской поверхности были получены данные при зависимости половины опорного угла  $\varphi_0$  от величины начальной деформации инструмента при обработке наружной цилиндрической поверхности (рис. 2).

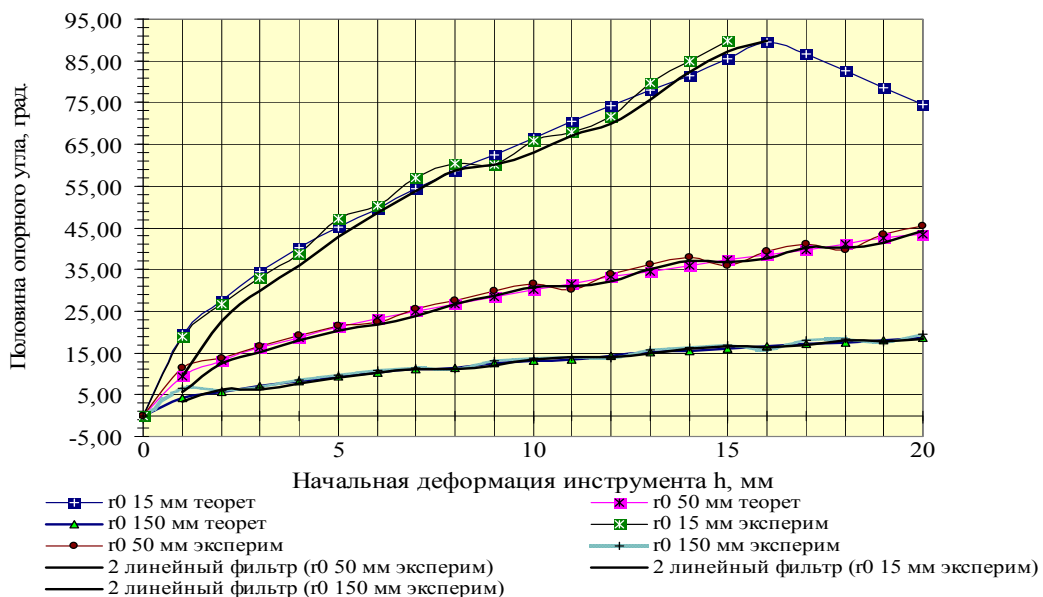


Рисунок 2 - Зависимость половины опорного угла от величины начальной деформации инструмента при обработке наружной цилиндрической поверхности

При обработке наружной цилиндрической поверхности характер зависимости половины опорного угла от начальной деформации инструмента похож на характер образования аналогичной зависимости при обработке плоской поверхности. Так же происходит быстрое нарастание величины угла  $\varphi_0$ . Рекомендуется для инструментов малого радиуса не превышать величины начальной деформации инструмента, равной  $0,35r_0$ , во избежание разрушения инструмента. Для случая обработки инструментами, радиус которых сравним или близок радиусу обрабатываемой поверхности, величина угла  $\varphi_0$  нарастает не столь стремительно, как в случае обработки инструментом малого радиуса. Рекомендуемое значение величины угла  $\varphi_0$  не превышает  $45^\circ$ . В этом случае образуется сектор контакта с опорным углом  $2\varphi_0$ , равным  $90^\circ$ , если создать угол  $\varphi_0$  большим, рабочие элементы отклонятся настолько, что начнут испытывать изгибающую нагрузку и от соприкосновения с закрепляющими дисками, что нежелательно, так как это место имеет повышенную температуру и серьезно угрожает целостности рабочих элементов. Аналогично наружной цилиндрической поверхности были получены данные зависимости половины опорного угла  $\varphi_0$  от величины начальной деформации инструмента при обработке внутренней цилиндрической поверхности (рис. 3). Величина начальной деформации создавалась путем сообщения инструмента вертикальной подачи, необходимой величины. Инструменту сообщалось вращательное движение, после чего инструмент останавливался в контакте с заготовкой.

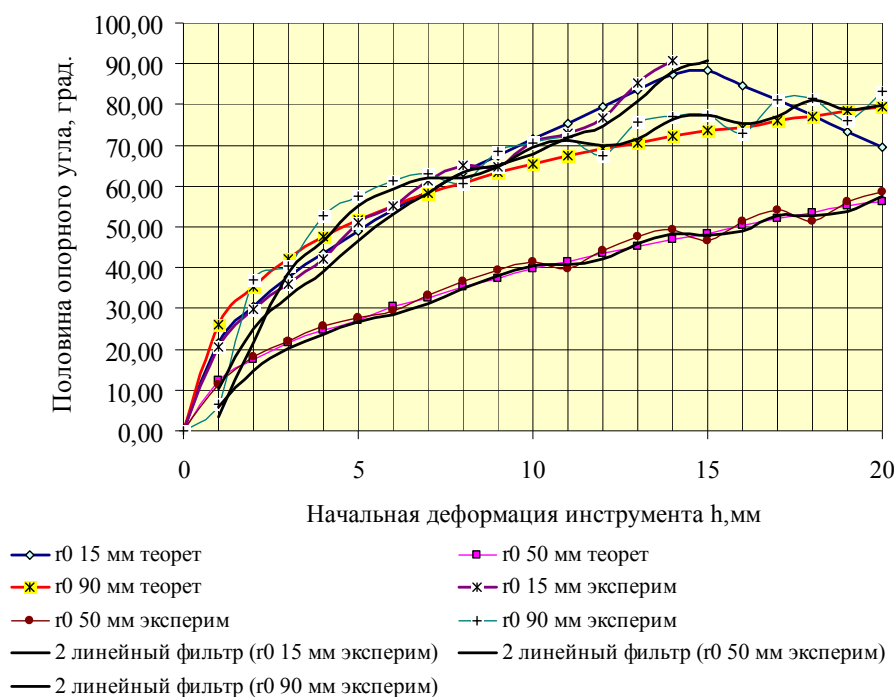


Рисунок 3 -Зависимость половины опорного угла от величины начальной деформации инструмента при обработке внутренней цилиндрической поверхности

Для данных условий и заносились в протокол. ЭПАИ вводился в контакт с внутренней поверхностью таким образом, чтобы торец инструмента был в плоскости торца заготовки для облегчения съема данных. Мелом наносились отметки, соответствующие крайним точкам контакта рабочих элементов и поверхности. Путем математических преобразований были определены значения половины опорного угла для каждого случая обработки. Для каждого случая проводилось пять измерений, после чего определялось среднее значение измерения. Все рекомендации, высказанные в отношении наружной цилиндрической поверхности, распространяются и на внутреннюю цилиндрическую поверхность. В результате обработки оказалось, что при увеличении скорости резания увеличивался объем снятого материала, при чем зернистость инструмента оказывала большое влияние. При обработке плоских образцов стали 45 ЭПАИ с абразивом из карбида кремния зернистостью 63/40, объем снятого материала был приблизительно таким же, как и при обработке стали 45 таким же инструментом, но зернистостью 40/20 при больших скоростях резания. Оказалось, что при обработке материала инструментом с меньшей зернистостью, можно достичь при прочих равных условиях путем увеличения скорости резания. Обработка велась при постоянной подаче заготовки  $S_{загот.}=2$  м/мин,  $\varphi_0=17^\circ$  при  $h=10$  мм,  $r_0=150$  мм,  $R_k=20H$  (рис. 4).

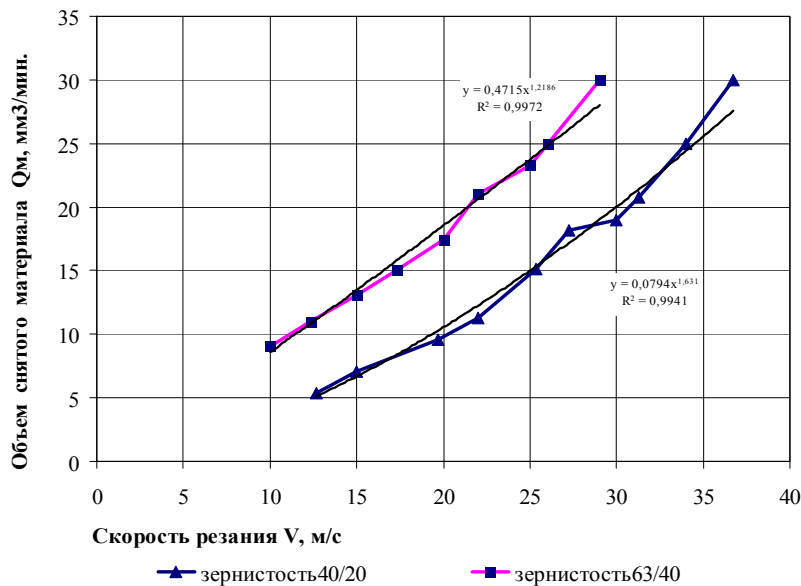


Рисунок 4 - Зависимость величины объема снятого материала от скорости резания

Одним из важнейших показателей процесса обработки шлифованием при использовании ЭПАИ является величина площади контакта рабочих элементов с обрабатываемой поверхностью. Объем снятого материала увеличивался при повышении скорости резания или зернистости абразивных частиц. Кроме этих параметров на величину объема снятого материала влияла площадка контакта инструмента и заготовки. Для

выявления характера этой зависимости обрабатывалась сталь 45 инструментом с карбидом кремния зернистостью 63/40 при различных скоростях резания, после чего определялся объем снятого материала для каждого случая. Осуществлялась обработка плоских образцов с параметрами:  $r_0=150$  мм,  $S_{загот.}= 2$  м/мин,  $h=2$  мм,  $P_k=5Н$ , без охлаждения;  $r_0=150$  мм,  $S_{загот.}= 2$  м/мин,  $h=5$  мм,  $P_k=10Н$ , без охлаждения;  $r_0=150$  мм,  $S_{загот.}= 2$  м/мин,  $h=8$  мм,  $P_k=20Н$ , без охлаждения;  $r_0=150$  мм,  $S_{загот.}= 2$  м/мин,  $h=10$  мм,  $P_k=22Н$ , без охлаждения;  $r_0=150$  мм,  $S_{загот.}= 2$  м/мин,  $h=20$  мм,  $P_k=30Н$ , без охлаждения.

Зависимости на рис. 5 подтверждают, что с увеличением скорости резания при прочих равных условиях объем снятого материала растет [3]. Для выявления влияния концентрации абразива на эффективность обработки был проведен ряд экспериментов. В ходе исследований рассматривалась обработка материала инструментами, выполненными из волокна, обладающего различной концентрацией абразивных частиц. Обрабатывались образцы стали 45 на одних режимах ( $v_d=30$  м/мин.,  $v_{кр.}=35$  м/с,  $h=5$  мм,  $S=0,5$  м/мин) инструментом с одинаковой зернистостью, но различной концентрацией частиц в волокне в течение одинакового промежутка времени. При концентрации абразива (карбид кремния зеленый) от 36% до 50% объем снятого материала увеличивался на незначительную величину по сравнению с обработкой при концентрации абразива 36%. Результаты, сведенные в графике (рис. 6), показывают, что при увеличении концентрации абразива в волокне, увеличивается объем снятого материала.

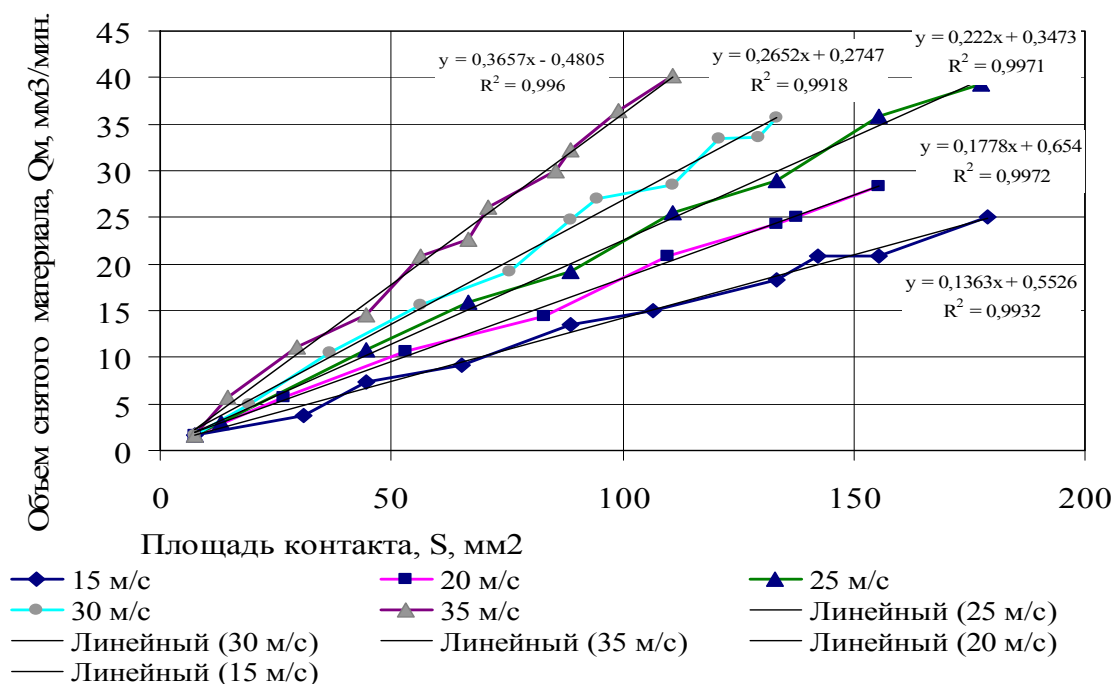


Рисунок 5 - Зависимость величины объема снятого материала от величины площади контакта



Однако наступает момент, когда увеличение концентрации абразива уже не приводит к увеличению объема снятого материала по пропорциональному закону. При одной и той же величине площади контакта объем снятого материала  $Q_m$  будет различным для обработки с разными скоростями резания, причем для большей скорости - больший. При увеличении площади контакта объем снятого материала растет. Увеличение площади контакта возникает благодаря воздействию нескольких факторов: увеличению деформации инструмента (рис.7) и увеличению радиальной нагружающей силы и прочих технологических сил, действию которых подвергается инструмент. Увеличение этой силы вызывает деформацию рабочих элементов. Таким образом, эти два фактора сложно рассматривать в отдельности [3]. 3) Уменьшение жесткости инструмента (что не случается при рассмотрении одного и того же экземпляра инструмента). Рост объема снятого материала достигается при увеличении площади контакта и прочих равных условий за счет вступления в работу новых абразивных зерен. Достоинством ЭПАИ является его способность работать в режиме самозатачивания.

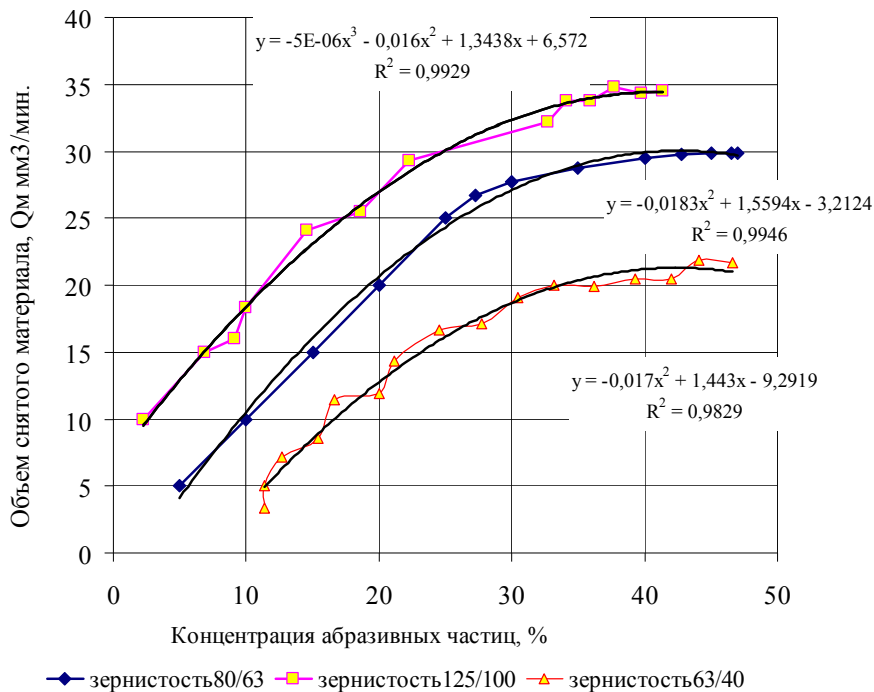


Рисунок 6 - Зависимость объема снятого материала от концентрации абразивных частиц в волокне (карбид кремния зеленый)

Основой волокна является полимер, который при нагреве до определенной температуры увеличивает свою пластичность, в результате чего происходит удаление отработавших зерен, на место которых выступают новые зерна. Стружка не забивает поры между зернами, так как они слишком малы, а при попадании внутрь стружки, она нагревает основу волокна, что приводит к освобождению от стружки и открытию новых зерен. Таким образом, можно сделать вывод о том, что этот инструмент не нуждается в правке. Отсутствие правки инструмента повышает

производительность шлифования [5] через составляющую эффективности шлифования:

$$Q_{\phi} = \varepsilon_j \cdot \varepsilon_{\Delta} \cdot \varepsilon_{\tau} \cdot Q_p, \quad (1)$$

где  $Q_{\phi}$  - фактический минутный съем материала,  $Q_p$  - расчетный минутный съем материала,  $\varepsilon_j, \varepsilon_{\Delta}, \varepsilon_{\tau}$  - коэффициенты, учитывающие влияние факторов, приводящих к снижению  $Q_{\phi}$ .

Коэффициент, учитывающий влияние засаливания инструмента и потери им режущей способности, будет равен 1, и его влияние не будет сказываться на величине фактического минутного съема материала [5]. За счет большого количества пустот между волокнами, тепло из зоны резания не может быстро распространиться на весь инструмент, иначе бы наличие температур, характерных для обычного шлифования жесткими кругами сделало бы обработку ЭПАИ не возможной. Понижению температуры на рабочих элементах инструмента способствует также краткое время контакта поверхности волокна с поверхностью заготовки. При уменьшении зернистости или увеличении скорости резания (рис. 4) наблюдается повышение объема снятого материала, это свидетельствует о сохраняющейся режущей способности инструмента.

Выводы:

1. Основным преимуществом ЭПАИ является возможность его деформации на величину  $h$ , что позволяет обработать плоские, цилиндрические и сложнопрофильные поверхности.

2. Деформация инструмента увеличивает площадь его контакта с обрабатываемой поверхностью, что значительно влияет на повышение производительности обработки и интенсивность снижения шероховатости поверхности.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Проволоцкий А.Е., Негруб С.Л. Технологические возможности шлифования полимер-абразивными кругами //Материалы межд.науч.-техн.конф.4-6.06.02, «Научно-технические проблемы станкостроения, производства технологической оснастки и инструмента». - Одесса, Киев: АТМ Украины, 2002.- С. 102-104;
2. Проволоцкий А.Е., Колесник И.А., Негруб С.Л. Аналитические исследования прочности волокна полимер-абразивного инструмента. - «Резание и инструмент в технологических системах». - Харьков: НТУ «ХПИ», 2002. - Вып. 63.- С. 121-125.;
3. Проволоцкий А.Е., Негруб С.Л. Экспериментальное исследование параметров обработки эластичными полимер – абразивными инструментами //Сучасні технології у машинобудуванні: Зб. наук. статей /За заг. ред. А.І. Грабченка. – Том 1. - Харьков: НТУ "ХПИ". - 2006. - С. 171-184.
4. Негруб С.Л. Повышение эффективности финишной обработки эластичными полимер – абразивными инструментами: Автореф. дис. ...канд. техн. наук: НМетАУ. – Днепропетровск., 2008. – 26 с.;
5. Маслов Е.Н. Теория шлифования металлов. М.:Машиностроение,1974. – 320с.

## ПРОКАТКА И ОСАДКА В ВАЛКАХ НЕРАВНОГО ДИАМЕТРА

*Предложен метод определения положения раската при прокатке в валках неравного диаметра, основанный на принципе минимума работы. В качестве критерия затраченной работы принят объем металла, вытесненного (смещенного) валками в вертикальном направлении. На основе принципа минимума работы суммарный вытесненный объем со стороны обеих валков принимается минимальным, раскат при этом занимает положение наименьшей свободы. На основе уточнения деформационной и силовой картины при прокатке, установления их взаимосвязей становится возможным внести уточнения в методы расчета технологических параметров.*

*Ключевые слова:* Прокатка, осадка, валок, очаг деформации, диаметр, смещенный объем.

*Запропоновано метод визначення положення розкату при прокатці у валках нерівного діаметра, заснований на принципі мінімуму роботи. Як критерій витраченої роботи прийнятий обсяг металу, витиснутого (зміщеного) валками у вертикальному напрямку. На основі принципу мінімуму роботи сумарний витиснутий обсяг з боку обох валків приймається мінімальним, розкат при цьому займає положення найменшої свободи. На основі уточнення деформаційної та силової картини при прокатці, установлення їхніх взаємозв'язків стає можливим внести уточнення в методи розрахунку технологічних параметрів.*

*Ключові слова:* Прокатка, осадка, валок, осередок деформації, діаметр, зміщений об'єм.

*The method, proposed to determine the position of feed during rolling in the rolls with unequal diameter, is based on the principle of minimum work. The criterion for amount of work expended is the volume of metal displaced (translocated) by rolls in the vertical direction. Basing on the principle of minimum work, the total displaced volume from both rolls shall be minimal, the feed meanwhile occupies the position of the least freedom. Basing on the clarification of the deformation and strength pattern in the rolling, establishing their relationship, it becomes possible to make refinements in methods of calculation of technological parameters.*

*Keywords:* Rolling, upsetting, roller, deformation zone, diameter, displaced volume.

Прокатка в валках неравного диаметра относится к несимметричным случаям, которые в практике встречаются чаще нежели симметричные. Принято считать, что симметричный процесс предполагает равенство диаметров, угловых скоростей и условий трения на валках. Реальные особенности технологии таковы, что симметрия является допущением, поскольку вносят коррективы условия подачи охлаждающей воды (или технологической смазки) на верхний и нижний валок; характер теплообмена, наличие окалины. Кроме отмеченных факторов неравенство диаметров является средством управления технологическими параметрами

для достижения следующих целей: снижения энергосиловых параметров за счет создания в очаге деформации продольных растягивающих напряжений, создания направленного изгиба переднего конца полосы на выходе из валков, уменьшения расхода активного слоя валков при их переточках [1]. По этой причине особенности прокатки в валках неравного диаметра всегда были объектом многих исследований [2, 3 и др.], в настоящее время интерес к этой теме сохраняется, поскольку продолжают оставаться нераскрытыми теоретические положения, связанные с кинематикой, распределением обжатий между валками и энергосиловыми параметрами [4-7]. Прокатка в валках неравного диаметра представляет интерес еще и по той причине, что указанный процесс является базовым для широкого класса задач сортопрокатного производства, где основой калибровок часто является использование несимметричных фасонных калибров.

Целью настоящей работы является анализ и уточнение подходов к определению параметров прокатки в валках неравного диаметра. В основе предлагаемых подходов лежат положения механики, в частности, принцип минимума расхода энергии, использование наиболее характерных признаков осадки в валках неравного диаметра в качестве аналога. В результате становится возможным внести уточнения в методы определения параметров прокатки в валках неравного диаметра и в конечном итоге достичь необходимой точности решения прикладных задач. Используя полученные результаты в качестве базовых, становится также возможным на их основе внести уточнения в методы расчета технологических параметров при прокатке в несимметричных фасонных калибрах.

Основные положения процесса прокатки в валках неравного диаметра были разработаны в работах раннего периода создания теории, в последующие периоды времени вносились дополнения и уточнения, многие из них на основе экспериментальных исследований, но основные теоретические положения и подходы не изменились. Важным звеном в определении технологических параметров продолжает оставаться установление обжатий между валками, от этого во многом зависит картина распределения крутящих моментов между валками. Неравное распределение моментов между валками и элементами главной линии стана ухудшает условия их работы вследствие появления дополнительных динамических нагрузок, вызывает опасность создания аварийных ситуаций. Причиной возможной поломки валков становится чрезмерная перегрузка одного из них, в то время как суммарный момент (момент прокатки) может не превышать допустимого. Распределение обжатий между валками, как известно, принимается обратным их диаметрам, в результате выражение для определения отношения моментов при прокатке в валках неравного диаметра имеет вид [8]:

$$\frac{M_r}{M_R} = \frac{r}{R} \frac{1 - 2\gamma_r / \alpha_r}{1 - 2\gamma_R / \alpha_R}, \quad (1)$$

где R и r радиусы большего и меньшего валков, соответственно.

Выражение (1) включает две неизвестных величины  $\gamma_r$  и  $\lambda_R$ , которые являются трудноопределимыми даже для простого случая прокатки. Выражение (1) получено на основе упрощенного подхода, в котором принимается равенство проекций дуг контакта со стороны верхнего и нижнего валков. Названное равенство получено из предположения, что раскат при деформации сохраняет прямолинейное положение. В действительности раскат изгибается (большей частью на валок меньшего диаметра) и для его удержания на практике используется привалковая арматура. В теории при выводе формулы распределения обжатия между валками это обстоятельство во внимание не принимается. Моменты  $M_r$  и  $M_R$  в выражении (1) принимаются на основе формулы В.Ф. Баюкова, в которой приняты допущения, одно из них предполагает равномерное распределение контактных напряжений по дуге захвата. Названное допущение не выполняется даже при простой прокатке, при несимметричной оно является еще более неточным. Предпринимались попытки внести уточнения в метод определения распределения обжатий между валками неравного диаметра [8], но основа подхода продолжала оставаться прежней.

В основу предлагаемых подходов положены физические принципы объемного течения металла в очаге деформации. В теории прокатки известно ограниченное число объемных параметров процесса прокатки, к ним можно отнести условия сохранения объема и постоянства секундных объемов, в какой-то мере, и фактор формы  $l_d / h_c$ . Первое условие, строго говоря, не является технологическим параметром, поскольку оно исходит из свойств материала. Фактор формы (отношение длины очага деформации  $l_d$  к средней высоте раската  $h_c$ ) является в большей степени классификационным признаком и дает представление об относительной высоте очага деформации, в технологических расчетах он не нашел прямого использования. Условие постоянства секундных объемов можно назвать условным объемным параметром, поскольку он включает площади, объем (в привычном понимании) в названное условие не входит и более правильным было бы говорить о постоянстве секундных площадей. Силовая сторона происходящих в очаге деформации процессов непосредственным образом связана с объемными перемещениями металла; первые теоретические выводы, касающиеся работы деформации на основе смещенного объема, принадлежат Финку. Методы на основе объемного течения металла обладают широкими возможностями, в частности, могут быть использованы для решения стоящей задачи. Необходимым условием для успешного использования названных методов является физически

корректное определение признаков перемещения металла в очаге деформации, к которым относится и смещенный объем. Сведения о физической сути смещенного объема при прокатке выходят за рамки настоящей работы, поэтому ограничимся рассмотрением только тех объемных перемещений, которые по своему смыслу отвечают стоящей задаче. В основе предлагаемого метода лежит принцип минимума работы, которая в нашем случае выражается в своего рода объемном эквиваленте – величине смещенного объема. Если прогнозировать расположение раската в валках с позиций энергозатрат, то он должен занимать положение, которое соответствует минимально необходимой работе.

Положение раската в валках должно подчиняться законам механики, в которых отображается равновесие системы валки-металл в вертикальном направлении и выполняется энергетический принцип минимума работы. Сказанное может быть подтверждено примером осадки в валках неравного диаметра, представленным на рис. 1. В теории обработки металлом давлением принято считать [10]: «Смещенный объем – это прибавленный или удаленный в процессе деформирования объем в одном из главных направлений». В соответствии со сказанным, области  $V_{C1}$  и  $V_{C2}$  на рис. 1 в сумме представляют собой смещенный объем в вертикальном направлении. Поскольку смещенный объем является количественной мерой затраченной работы, то металл, осаженный со стороны обеих валков в вертикальном направлении (при определенном конечном перемещении), должен занимать минимальный суммарный объем:

$$V_{CB} = \min (V_{C1} + V_{C2}) \quad (2)$$

Условие (2) в соответствии с вышесказанным отвечает принципу минимума работы.

Механизм процесса прокатки является более многогранным, поскольку он включает также признаки, свойственные волочению, свои собственные и выделить смещенные объемы по главным направлениям при современном уровне знаний не представляется возможным, по меньшей мере, с достаточной точностью. Нельзя с уверенностью сказать, какая часть объема, находящегося в очаге деформации, за определенный период времени (например, за время поворота валка на угол  $\alpha$ ) сместится в вертикальном направлении, в продольном и поперечном направлениях и, наконец, какой объем останется в границах очага деформации. Теория прокатки в настоящее время не располагает подобными сведениями. Можно лишь исходить из условия, что система валки-металл является самоуравновешивающейся, смещенный объем является количественной мерой затраченной работы и металл, осаженный со стороны обеих валков в вертикальном направлении при прокатке (рис. 2), должен занимать минимальный суммарный объем и должно выполняться условие (2).

Приведенные подходы и выводы прошли экспериментальную проверку в лабораторных условиях. Исследования были выполнены на стане 200 кафедры обработки металлов давлением Национальной металлургической Академии Украины. Стан включает рабочую клетку дуо 200 и линию

привода валков, состоящую из редуктора, коробки передач, шестеренной клетки, универсальных шпинделей, соединительных муфт и электродвигателя переменного тока мощностью 30 кВт. В экспериментальных исследованиях использовались свинцовые образцы сечением 21 x 21 мм. Диаметры рабочих валков составляли: верхний 180 мм и нижний, соответственно, 205 мм. В ходе исследований отбирались недокаты и определялись размеры, которые позволяют судить о расположении раската по отношению к валкам в вертикальном направлении. Положение раската в валках определялось прямыми замерами величин  $\Delta h_1$  и  $\Delta h_2$  (рис. 1 и 2). При свободной прокатке (без применения проводок на входе и выходе) наблюдалось активное влияние валка большего диаметра (нижнего) на течение металла, раскат изгибался на верхний валок, размеры  $\Delta h_1$  и  $\Delta h_2$  в этом случае теряют свою определенность, это видно из схемы на рис. 3. Применение проводок обеспечило прямолинейность выхода раската и стало возможным использование метода для прокатки с принудительным противоизгибом полосы (проводкой). Образцы, осажённые и заторможенные в валках, показаны на рис. 4; на рис. 5 приведены фрагменты промежуточных результатов расчета, выполненных для условий эксперимента. О сходимости расчетных и экспериментальных данных судили по степени совпадения размера  $\Delta h_1$  (или  $\Delta h_2$ , что, вообще говоря, не имеет принципиального значения). Сравнение результатов расчета и экспериментальных данных свидетельствует о достаточно хорошей их сходимости, погрешность в определении размеров не превышала 10 %, результаты приведены в таблице 1. В таблице представлены также площади контактных поверхностей со стороны верхнего и нижнего валков, соответственно,  $F_{к1}$  и  $F_{к2}$ .

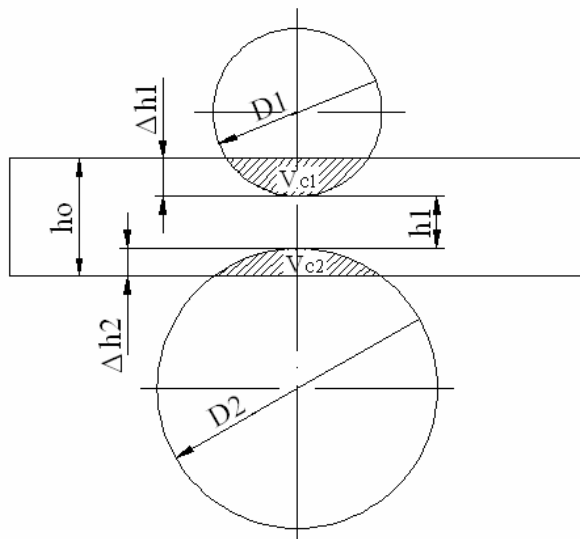


Рисунок 1. Осадка в валках неравного диаметра

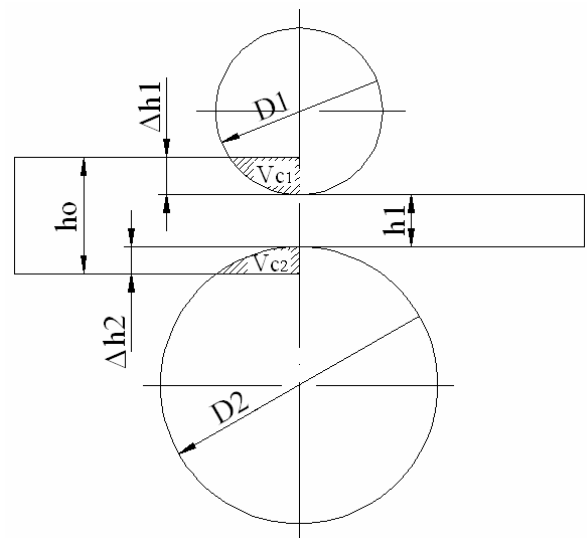


Рисунок 2. Прокатка в валках неравного диаметра

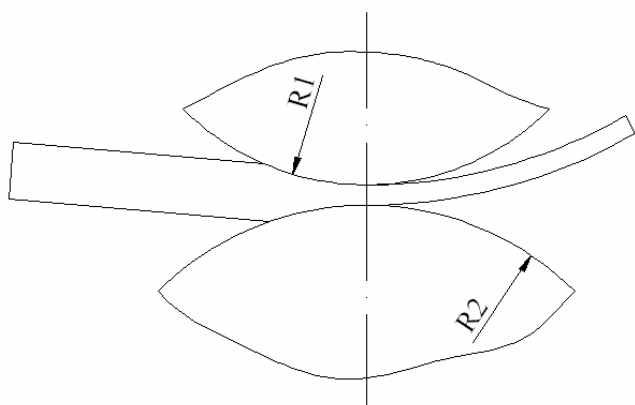


Рисунок 3. Изгиб раската на валок меньшего диаметра



Рисунок 4. Образцы-недокаты

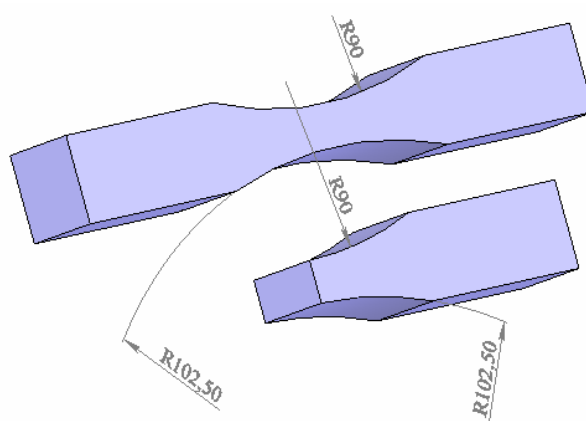


Рисунок 5. К расчету параметров очага деформации

Таблица 1

Результаты расчета и фактических размеров образцов в экспериментальных исследованиях осадки и прокатки в валках неравного диаметра

№ опыта	$h_0$ , мм	факт. $\Delta h_{1ф}$ , мм	факт. $\Delta h_{2ф}$ , мм	$d$ , мм	расч. $\Delta h_{1р}$ , мм	расч. $\Delta h_{2р}$ , мм	расч. $V_{св}$ , мм <sup>3</sup>	погрешность $\Delta h_1$ , %	$F_{к1}$ , мм <sup>2</sup>	$F_{к2}$ , мм <sup>2</sup>
1 осадка	21,4	1,6	1,7	18,1	1,76	1,54	66397	+10	755,9	754,3
2 осадка	21,4	2,8	2,45	16,15	2,8	2,45	64737	0	954,4	952,1
3 осадка	21,4	3,8	3,35	14,25	3,82	3,33	62791	+0,1	1115,8	1110,8
4 осадка	21,4	4,55	4,45	12,4	4,8	4,2	60633	+5,5	1251,9	1248,4
5 осадка	21,4	5,4	5,55	10,45	5,85	5,1	58112	+8,3	1383,4	1376,7
6 осадка	21,4	7,6	7,05	6,75	7,85	6,8	52716	+3,2	1605,6	15,91,9
7 осадка	21,4	8,6	7,95	4,85	6,85	7,7	49667	+2,9	1706,5	1695,3
8 осадка	21,4	9,3	9,2	2,9	9,9	8,6	46358	+6,5	1806,7	1793,0
9 прокатка	20,7	9,0	7,55	4,15	9,25	8,0	24250	+2,7	872,6	864,2
10 прокатка	20,7	8,6	6,0	6,1	8,2	7,1	25847	-4,7	820,8	813,5
11 прокатка	20,7	6,8	5,9	8,0	7,43	6,47	25822	-6,3	780,7	776,2
12 прокатка	20,7	5,4	5,3	10,0	5,7	5,0	28111	-5,6	682,7	681,5



### Выводы

Выполнен анализ силовой и деформационной картины в очаге деформации в части, позволяющей разработать метод определения положения раската при прокатке в валках неравного диаметра. На основе положений механики предложен подход к определению положения раската в валках, который основан на принципе минимума работы. В качестве критерия затраченной работы принят объем металла, вытесненного (смещенного) валками в вертикальном направлении. На основе принципа минимума работы суммарный вытесненный объем со стороны обеих валков должен быть минимальным, раскат при этом в соответствии с названным принципом занимает положение наименьшей свободы. На основе уточнения деформационной и силовой картины при прокатке, установления их взаимосвязей становится возможным внести уточнения в методы расчета технологических параметров и тем самым повысить точность решения прикладных задач.

### ЛИТЕРАТУРА

1. Горячая прокатка толстых полос в рабочих валках разного диаметра/В.А. Николаев, Б. П. Романико, А. Г. Васильев и др. //Сталь, 1992, № 11.-С. 45-47.
2. Чекмарев А. П., Нефедов А. А. //Динамика прокатки на валках неравного диаметра/Научные труды ИЧМ.-Днепропетровск.-1957.-С. 196-205.
3. Теряев В. А. //Некоторые особенности прокатки в приводных валках неравного диаметра/Прокатное производство. Труды института черной металлургии.-1957.-Том 11.-С. 108-114.
4. Николаев В.А. Особенности несимметричной прокатки полос. Известия вузов, Черная металлургия, 2002, № 3, с. 29-32.
5. Скороходов В.Н., Мухин Ю.А., Бельский С.М. Нейтральные углы при прокатке в валках неравных диаметров, вращающихся с одинаковой угловой скоростью. Производство проката, 2006, № 5.-С. 2-5.
6. Николаев В.А. Силовые параметры в несимметричных условиях прокатки. Известия вузов, Черная металлургия, 2007, № 3, с. 20-23.
7. Выдрин А.В., Чванова Е.Е. Усилие при существенно несимметричной прокатке листов. Вестник Южно-Уральского ГТУ, 2008, №24.- С. 51-54.
8. Чекмарев А.П., Нефедов, Николаев. Теория продольной прокатки. Издательство Харьковского университета. 1965. – 212 с.
9. Николаев В.А. Распределение давлений и обжатий между валками при несимметричной прокатке. Известия вузов, Черная металлургия, 1995, № 9, с. 28-30.
10. Громов Н.П. Теория обработки металлов давлением.–М.: Металлургия, 1967. – 340 с.

УДК 621.72:621.78.001.5:669.2/.8

F. Nuernberger, D. Rodman, O. Grydin, M. Diekamp,

I. Mozgova, Fr.-W. Bach

## SPRAY COOLING OF ALUMINUM CHASSIS FRAMES

*By means of thermographical measurements of one-side spray cooled discs heat transfer coefficients for varied cooling conditions were determined. These were used to calculate cooling and thermal distortion of chassis frames by means of the finite element software ANSYS. Simulation results reveal that cooling using a water air spray is almost as fast as usual water quenching. Besides, thermal distortion can be reduced using spray cooling where distortion is within the range of common gas cooling.*

*Spray cooling, gas cooling, aluminium, ANSYS, simulation.*

*Путем термографического анализа водо-воздушного охлаждения тонких дисков определены значения коэффициентов теплоотдачи для различных условий закалки. Эти данные использованы при моделировании температурных полей и термической деформации подрамника автомобиля в ходе его термической обработки при помощи конечно-элементной программы ANSYS. Показано, что скорость водо-воздушного охлаждения близка по интенсивности к чистому водяному. С другой стороны, применение двухкомпонентного способа охлаждения позволяет уменьшить искажение формы изделия от действия термических напряжений до величин деформации, характерных для принудительного охлаждения воздухом.*

*Шляхом термографічного аналізу водо-повітряного охолодження тонких дисків визначені значення коефіцієнтів тепловіддачі для різних умов гартування. Ці дані використані при моделюванні температурних полів і термічної деформації підрамника автомобіля в ході його термічної обробки за допомогою кінцево-елементної програми ANSYS. Показано, що швидкість водо-повітряного охолодження близька по інтенсивності до чистого водяного. З іншого боку, вживання двокомпонентного способу охолодження дозволяє зменшити зміну форми виробу від дії термічних напружень до величин деформації, характерних для примусового охолодження повітрям.*

### Introduction

Heat treatment of light metals respectively steel is of a particular interest for the controlled adjustment of material properties. Regarding aluminum alloys properties such as material strength, sensitivity to corrosion or electric conductivity can be adjusted by heat treatment based on precipitation-hardening.

Aluminum casts such as chassis frames with complex geometries, e.g. the alloy AlSi11Mg, are heat treated by applying at first a solution-annealing for 6 h at 525 °C, then a quenching in a water-bath tempered to 80 °C, followed by an artificial aging treatment for 3 h at 155 °C. In this “T6” heat treatment an inhomogeneous cooling of the components occurs while immersion cooling in water due to the so-called Leidenfrost effect. This causes thermal induced

residual stresses, which overlap with residual stresses of prior stages of production released by the heat treatment. Distortion occurs requiring time consuming and cost-intensive reworking. Thus, an alternative processing characterized by low-distortion during heat treatment is necessary.

### Objectives

Objective of the presented work is the process design of a controlled T6 heat treatment of aluminum parts using spray cooling based on water and compressed air as an alternative to the conventional quenching by immersion cooling. Based on previous works [1, 2, 3] a numerical model of the heat treatment process is to be realized for a component cooling with low-distortion. Reducing distortion is notably accompanied by a reduction of reworking, which will lead to substantial saving of production costs.

### Heat transfer during spray cooling of aluminum alloys

#### *Determination of heat transfer coefficients.*

In order to determine temperature-dependant heat transfer coefficients in the spray-cooling process an approach was used that is based on the *Lumped Heat Capacitance Method*. For this purpose discs of the alloy AlSi11Mg (s. table 1) with a thickness of 1 mm and a diameter of 70 mm are impinged on one side by spray-cooling.

Table 1

Chemical analysis (mass %) of the investigated alloy AlSi11Mg

Al	Si	Mg	Zn	Fe	Cu
89,472	8,999	0,373	0,145	0,579	0,086

On the back side of the discs the temperature progression is measured by a thermographic camera. With the temperature  $T$  of the component, it's temporal changes  $dT/dt$ , the water temperature  $T_w$ , alloy density  $\rho$ , volume  $V$  and surface  $A$  of the disc and the heat capacity  $c_p$  subsequently the heat transfer coefficient  $h$  can be evaluated using equation 1 [4]:

$$h = -c_p \cdot \rho \cdot \frac{V}{A} \cdot \frac{1}{T - T_w} \cdot \frac{dT}{dt} . \quad (1)$$

A precondition is that the thermal conduction in the disc, compared to the heat transfer on the surface, is comparatively high. A criterion is a Biot-number less than about 0.1 [5]. According to equation 2, the Biot-number  $Bi$  is calculated by the ratio of volume  $V$  to surface  $A$ , multiplied with the heat transfer coefficient  $h$  and the thermal conductivity  $k$ :

$$Bi = \frac{h}{k} \cdot \frac{V}{A} < 0.1 . \quad (2)$$

The examined aluminum discs were coated with graphite on one side prior to heating, in order to increase the emission ratio to 0.95. Subsequently they were heated in a resistance furnace to a temperature of about 550 °C. The quenching occurred through the impingement by spray cooling for 10 s in the experimental set-up depicted in fig. 1, where the graphite coated side faced the thermographic camera. The tests were carried out with a round spray nozzle type SUJ12, 1/8JJAU manufactured by the company Spraying System Co. Experiments were taken within the range of 0.1 MPa to 0.4 MPa of the air pressure (L) and of 0 MPa to 0.5 MPa of water pressure (W). A thermographic camera, type ThermaCam SC 3000 manufactured by FLIR Systems Inc., that enables measurement frequencies within 50 Hz to 750 Hz was used to measure the time-temperature-progression. Distance between the camera and the disc was chosen to be 380 mm and between disc and nozzle 150 mm. The measuring range of the camera was 50 °C to 600 °C. For each parameter setting 3 measurements were taken and averaged. The dependency of the heat transfer coefficient on the air respectively water pressure of the round spray nozzle is depicted in fig. 2.

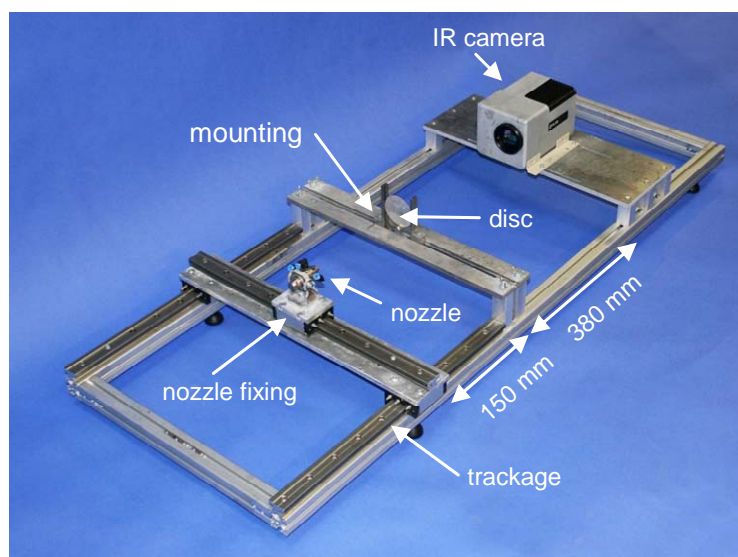


Fig. 1 – Experimental set-up for determination of the heat transfer coefficients by means of thermographical measurements of one-side spray cooled discs

The maximum value, approximately 60 kW/(mI·K), was reached with the parameter combination 0.1L-0.3W. One can see that the heat transfer coefficient increases when the water pressure is higher than the air pressure.

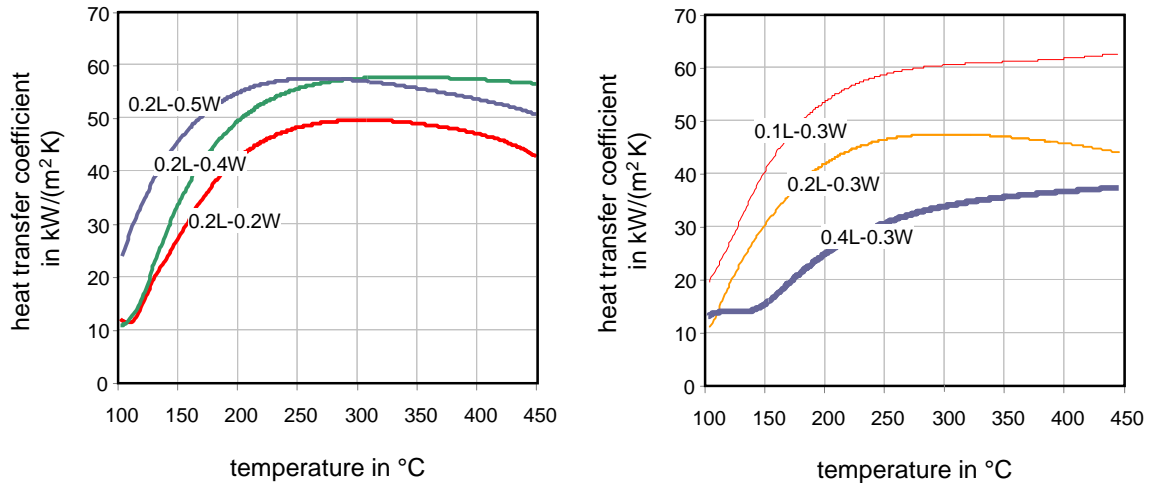


Fig. 2 – Heat transfer coefficients determined for the centre of a spray cooled disc of the alloy AlSi11Mg for various spray types; nozzle type SUJ12, 1/8JJAU (Spraying Systems Co.); left: influence of rising water pressure; right: influence of rising air pressure

*Numerical Model.*

Purpose of the developed model is to determine suited spray cooling parameters to reduce distortion for a given minimum cooling rate. The chosen model geometry of the aluminum chassis frames is about 410 mm broadness, 130 mm height and 30 mm thickness. Calculations are realized using the finite-element-software ANSYS. User specific subroutines were implemented on behalf of the macro language APDL. Thus, the non-linear heat transfer due to spray cooling can be considered and critical cooling rates be observed. Instead of modelling the parts’ cooling by separate nozzles a homogenous temperature depended heat transfer coefficient on the surface was initially chosen. Beyond the above presented results heat transfer coefficients from previous investigations were implemented as well [6]. Fig. 3 depicts the overall scheme of the approach used to calculate optimized cooling conditions.

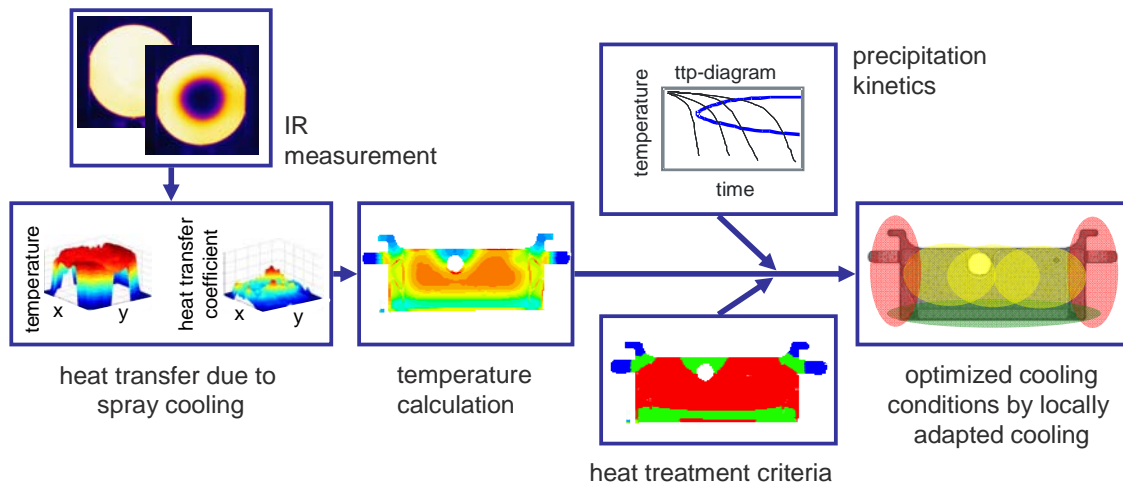


Fig. 3 - Scheme of the approach used to calculate optimized cooling conditions for minimized thermal distortion considering determined heat transfer coefficients, critical cooling rates and possible spray field configurations

Fig. 4 depicts a scheme of the implemented APDL subroutines used for the calculations by means of a flow diagram. During program start the part's geometry as well as material properties are initiated. Furthermore, the spray cooling conditions can be determined. Materials properties like density, heat capacity, thermal conductivity and so on are (s. table 2) based on the *MagmaSoft* materials database.

Table 2

Implemented material properties

property	value	unit
density	2680	kg/m <sup>3</sup>
heat capacity	963	J/(kg·K)
thermal conductivity	113	W(m·K)
Poisson's ratio	0.333	-
Young's modulus	71	GPa
thermal expansion	22.9	μm / (m·K)

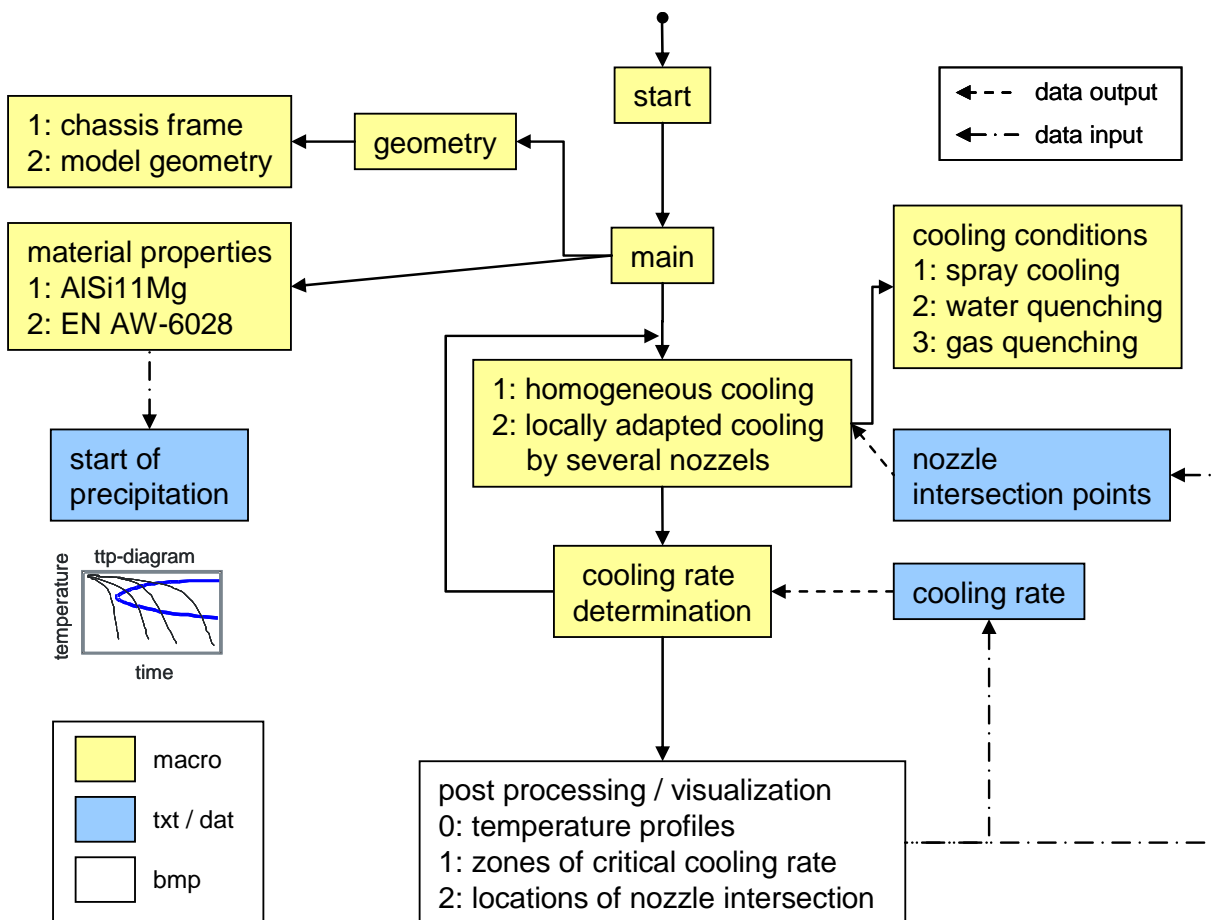


Fig. 4 - Scheme of the implemented APDL subroutines used for the carried out calculations

Since no flow curves for the investigated alloy AlSi11Mg were available, materials characteristics according to table 3 were assumed. Such material characteristics are typically for aluminum alloys of the type Al-Mg-Si [7]. Multilinear kinematic hardening plasticity was chosen to consider the materials plasticity in ANSYS.

Table 3

Implemented true stress values as a function of temperature

strain	strain rate in $1 \text{ s}^{-1}$	temperature in $^{\circ}\text{C}$				
		300	350	400	450	500
0	0.001	98	47	28	18	12
0.1	0.001	99	48	29	19	13
0.3	0.001	100	49	30	20	14
0.4	0.001	101	50	31	21	15
0.5	0.001	102	51	32	21	16

*Calculation Results.*

Temperature sequences for three different cooling conditions are given in fig. 5. Within 10 s the chassis frame is cooled down both for water quenching and spray cooling of the type 0.3L-0.3W. In comparison, the water quenching occurs slightly faster. In this case water quenching is modelled using heat transfer coefficients according to *Besserdich* [8]. Gas cooling (0.5L) to room temperature takes place in approximately 40 s.

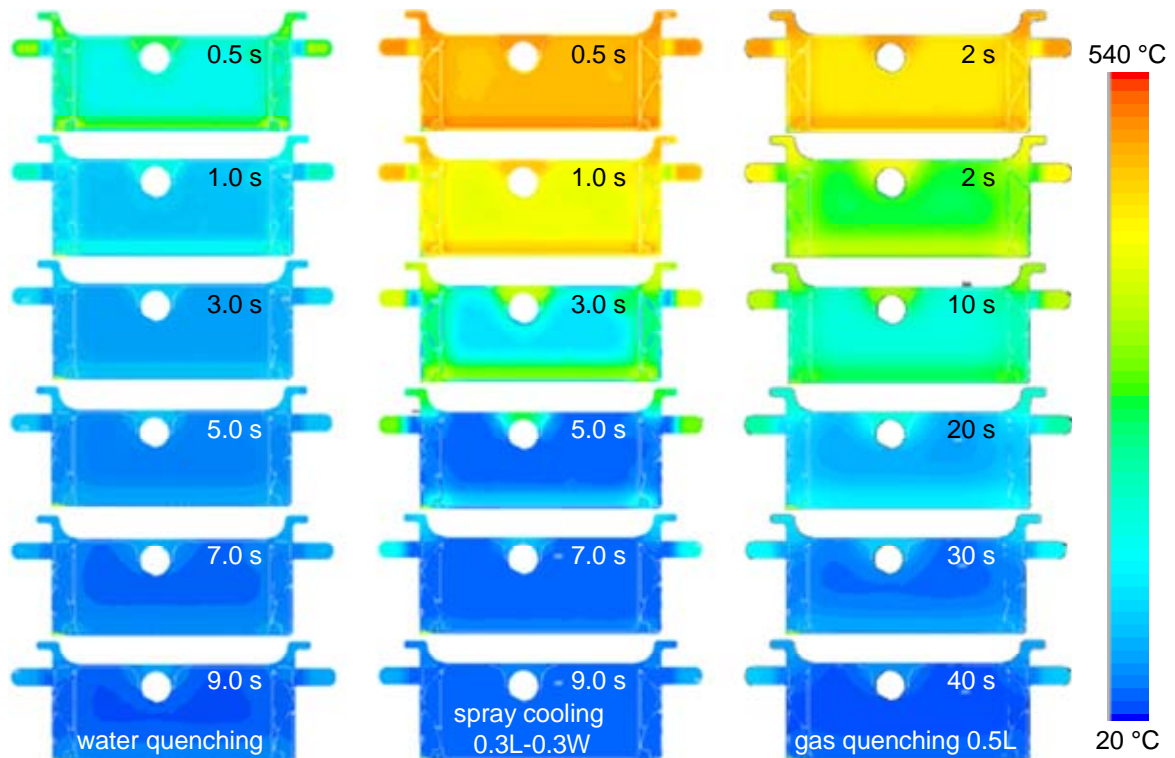


Fig. 5 - Temperature sequences for water quenching (left), spray cooling (0.3L-0.3W) and gas cooling (0.5L)

The influence of the three varied cooling conditions on the distortion of the chassis frame is depicted in fig. 6. For three different positions strains in x-, y- and z-direction are shown during the parts' heating and cooling. Distortion due to spray cooling is clearly reduced compared to water quenching. Both the range within which distortion occurs as well as the accumulated distortion values of all positions are lowered. Besides, distortion values due to spray cooling are similar to distortion values due to gas cooling.

**Discussion and conclusions**

The presented method was applied to calculate the cooling of aluminum chassis frames as well resulting thermal distortion. The following sub-steps were used:

- i) thermograppical measurement of the cooling of one-side spray cooled discs of the alloy AlSi11Mg,
- ii) calculation of the heat transfer coefficients by means of the lumped heat capacitance method,
- iii) implementation of the heat transfer coefficients into the finite element software ANSYS,
- iv) calculation of cooling, thermal stresses and thermal strains, respectively.

Realized subroutines written in APDL code can be changed with few expenses. Thus, e.g., modified geometries or varied heat transfer coefficients can easily be implemented. Calculation results reveal that spray cooling can be used for a fast cooling of aluminum parts of the alloy AlSi11Mg and is suited to accomplish a precipitation hardening.

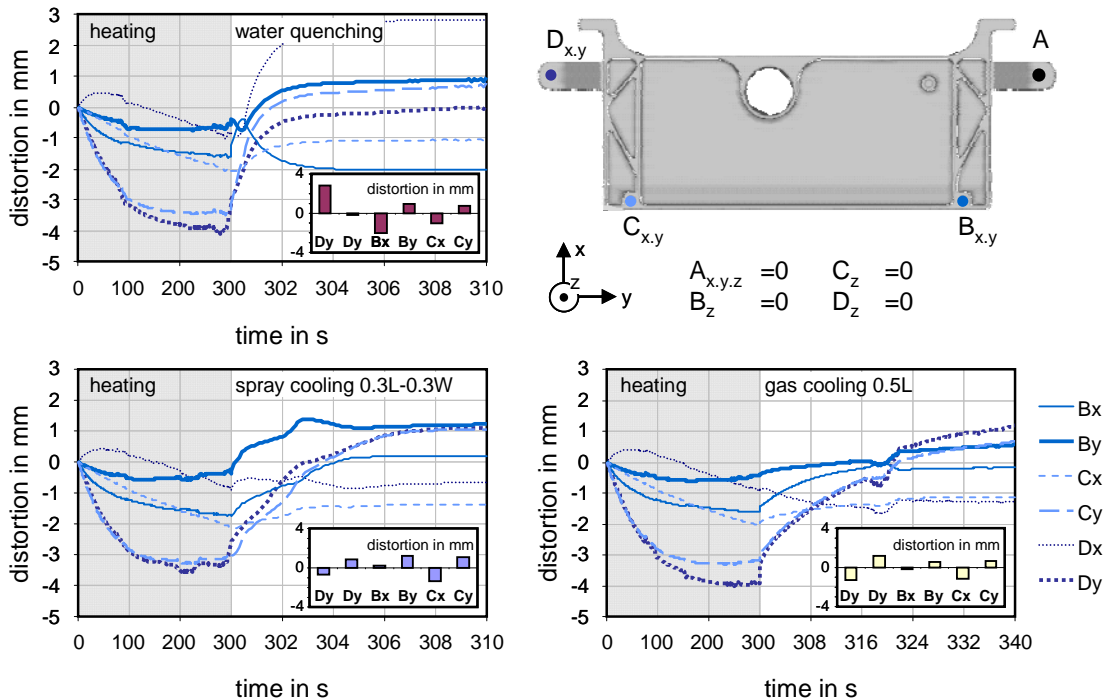


Fig. 6 - Strains in x-, y- and z-direction during the parts' heating and cooling at three different positions (B, C and D).



Thermal distortion during spray cooling is less than during water quenching. Distortion due to spray cooling is similar to distortion due to a comparatively slow gas cooling. Further work will be dedicated to validate the numerical simulation results by means of physical cooling experiments.

#### Acknowledgements

The authors would like to thank the German Research Foundation (DFG) for their financial support of the work carried out within the scope of the Collaborative Research Centre 489 “Process chain for the production of precision forged high-performance components”, subproject T1 “Heat treatment of aluminum chassis frames by spray cooling”.

#### LITERATURE

1. Bach, Fr.-W.; Nuernberger, F.; Broer, Chr.; Schaper, M.; Grydin, O.: Simulation of the microstructure transformation in quenched gears after precision forging of the tempering steel 42CrMo4. *Металлургическая и горнорудная промышленность* 232 (2005), 4, pp. 48-51.
2. Гридин А.Ю., Нюрнбергер Ф., Шапер М.: Математическая модель прогнозирования структуры и механических свойств стали после горячей деформации и термообработки. Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні: Темат. зб. наук. пр. ДДМА.-Краматорськ. – 2006, pp. 36-41.
3. Frolov, I.V.; Gretzki, Th.; Yu, Z.; Nuernberger, F.; Hassel, Th.; Bach, Fr.-W.: Surface Hardening Spline Geometries of Heat-Treatable Steel Cf53 using Water-Air Spray Cooling. *Обработка Материалов Давлением - Сборник Научных Трудов, Краматорск*, 20 (2009), 1, pp. 270-275.
4. Narazaki, M.; Totten, G.; Webster, G.: Hardening by Reheating and Quenching. In: *Handbook of Residual Stress and Deformation of Steel*. Editors: G. Totten et al., ASM International, Ohio, USA, 2002, pp. 248-295.
5. Holman, J.: *Heat Transfer*. 9th Edition, McGraw-Hill Companies Inc., New York, USA, 2002.
6. Krause, Chr.; Wulf, E.; Nurnberger, F.; Bach, Fr.-W.: Wdrmebergangs- und Tropfencharakteristik fur eine Spraykhlung im Temperaturbereich von 900 °C bis 100 °C. *Forschung im Ingenieurwesen* 72 (2008), 3, pp. 163-173.
7. Sarkar, J.; Prasad, Y.; Surappa, M.: Optimization of hot workability of an Al-Mg-Si alloy using processing maps. *J. Mat. Sci.* 30 (1995), pp. 2843-2848.
8. Besserlich, G.: Untersuchungen zur Eigenspannungs- und Verzugsausbildung beim Abschrecken von Zylindern aus den Stdhlen 42CrMo4 und Ck45 unter Bercksichtigung der Umwandlungsplastizitdt. *Universitdt Karlsruhe (TH), Diss.*, 1993.

## ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЧНОСТИ БРИКЕТОВ ИЗ ПРОКАТНОЙ ОКАЛИНЫ НА ЦЕМЕНТНОЙ СВЯЗКЕ

*В данной работе исследовано влияние влажности шихты на холодную прочность брикетов, из прокатной окалины с использованием цемента в качестве связующего. Получены зависимости влияния влажности шихты на прочность брикетов при выдержке в течение 28 суток. Установлено, что максимальная прочность 5,78 МПа на брикет достигается при влажности 6% от общей массы шихты.*

*Ключевые слова: прокатная окалина, цементная связка, вибропрессование, прочность брикетов.*

*У даній роботі досліджено вплив вологості шихти на холодну міцність брикетів, з прокатної окалини з використанням цементу в якості зв'язки. Отримано залежності впливу вологості шихти на міцність брикетів при витримці протягом 28 діб. Встановлено, що максимальна міцність 5,78 МПа на брикет досягається при вологості 6% від загальної маси шихти.*

*The major objective of this work is to develop cold bonded briquetting technology to use the recycling of mill scale. The influence of humidity on the strength of cold bonded briquettes, using cement as binder, was studied experimentally. The test results indicate that cold bonded briquette strength 5,78 MPa is feasible at levels of humidity up to 6.% of the total charge weight.*

**Состояние проблемы.** Производство брикетов из отходов металлургических предприятий является одним из наиболее актуальных направлений подготовки сырья для металлургических переделов.

Разработка составов шихт для производства брикетов осуществляется с учетом технологической ценности исходных материалов: содержание железа, марганца, оксида кальция,  $\text{SiO}_2$ ,  $\text{Al}_2\text{O}_3$ , а также влияние вредных примесей:  $\text{Na}_2\text{O}$ ,  $\text{K}_2\text{O}$ ,  $\text{ZnO}$ , соединение серы.

Введение в шихту связующих добавок является универсальным технологическим приемом при брикетировании. Требования к свойствам связующих в большинстве случаев заключается в высокой поверхностной активности, достаточно высокой скорости твердения, термостойкости.

Прокатная окалина - один из видов металлургических отходов с наибольшим содержанием железа, которую можно вернуть в производство с высокой эффективностью. Она представляет собой мелкодисперсный материал с содержанием  $\text{Fe}_{\text{общ.}}$  65 – 75 %. Прокатную окалину применяют как промывочный материал для горна доменной печи [1], наиболее рационально использовать ее в виде брикетов.

Выбор связующих добавок для получения брикетов должен обеспечить заданные требования к ним из конкретно используемых отходов. При производстве брикетов из прокатной окалины известно применение

неорганической добавки – портландцемента, который содержит необходимые компоненты для формирования прочности брикета и в дальнейшем формирования шлака в доменной печи. Недостатком этого связующего является дополнительное количество  $\text{SiO}_2$ , которое переходит в готовый продукт.

Брикеты из окалины широко применяются в шихте доменных печей. Технологии их производства достаточно разнообразны [2,3], но некоторые существенные аспекты остаются не исследованными. В частности, мало внимания было уделено такому важному фактору, как влажности шихты. Особенно это касается брикетов получения на цементной связке и возможности снижения расхода цемента.

**Анализ достижений и публикаций.** Брикетирование природных мелких руд и техногенных материалов с использованием различных связующих веществ применяется с XIX в. [4]. Впервые использовать портландцементную связку при производстве брикетов предложил Л. Юзбашев. В дальнейшем различными исследователями было показано, что оптимальный расход цемента лежит в пределах 8 – 10 % [5].

Железосодержащие брикеты на цементной связке, изготавливаемые из мелкодисперсных металлургических отходов производства (окалина, колошниковой пыли, шламов), должны иметь высокую холодную прочность (не менее  $40 \text{ кг/см}^2$ ) и противостоять нагрузкам, возникающим при восстановительно-тепловой обработке. Они не должны разрушаться при высокой скорости нагрева в восстановительной атмосфере под нагрузками, характерными для условий доменной печи [6].

**Постановка задачи.** Благодаря совершенствованию техники и технологии брикетирования, в настоящее время она находит применение при утилизации отходов и подготовки сырья для доменной плавки. Решение задачи требует углубленных знаний (для получения металлургических брикетов необходимой холодной прочности). Это относится к брикетам, получаемым на цементной связке методом вибропрессования.

В представленной работе проведено исследование влияния влажности шихты на холодную прочность брикетов. Прочность брикета достигается вследствие взаимодействия цемента с водой, что приводит к образованию гидросиликатов кальция, гидроалюминатов кальция, гидроалюмоферритов кальция, портландита ( $\text{Ca}(\text{OH})_2$ ) и других соединений сложного состава, которые обуславливают схватывание и твердение формуемой смеси [7].

**Методика исследования.** В качестве исходных материалов применяли: прокатную окалину и цемент М 400. Химический состав материалов приведен в таблице 1.

Таблица 1

Химический состав материалов

	Химический состав шихтовых материалов, %									
	Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	FeO	CaO	MgO	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	SiO <sub>2</sub>	MnO	S	P	C
Ока-лина	38,25	60,87	-	-	-	0,21	0,38	0,015	0,06	0,215
Порт-ланд-цемент	3	-	67	2,6	5	22,4	-	-	-	-

Минералогический состав цемента, %:

- трехкальциевый силикат 3CaO-SiO<sub>2</sub> (алит C<sub>3</sub>S) — 45;
- двухкальциевый силикат 2CaO-SiO<sub>2</sub> (белит C<sub>2</sub>S) — 20;
- трехкальциевый алюминат 3CaO-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> (C<sub>3</sub>A) — 4;
- четырехкальциевый алюмоферрит 4CaO-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> (C<sub>4</sub>AF) — 10.

Гранулометрический состав окалины был выбран как отношение крупной фракции (1–5 мм) к мелкой (0–1 мм) соответственно 70 % : 30 %. При таком соотношении наиболее оптимальна по сравнению с матер. ала, т.к. крупнее зерно, а также крупнее, м, зернам, .

Влажность шихты варьировали от 4 % до 9 %. Такой диапазон был выбран после анализа литературных данных по твердению цемента при производстве бетона [8]. Отношение воды к цементу важно для формирования свойств цементной связки. При производстве бетона используют такие материалы как песок, гравий или щебень. Для производства металлургических брикетов использовали первичную прокатную окалину, которая имеет другие характеристики по сравнению с компонентами для получения бетона. Например, геометрическую форму частиц (в основном пластинки), физико-химические свойства поверхности (смачиваемость) и гранулометрический состав. В частности при исследовании формирования холодной прочности брикета на цементной связке, важно установить зависимость прочности брикетов от влажности шихты, продолжительности выдержки сырых брикетов, а также роль подпрессовки шихты в пресс-форме.

При подготовке шихтовые материалы дозировали (по весу): окалины 90 %, цемента 10 %, смешивали в сухом виде, увлажняли и смешивали во влажном состоянии.

Брикеты изготавливали на лабораторном вибростоле в цилиндрической пресс-форме (высотой 52 мм и диаметром 36 мм). Перед загрузкой шихты форму смазывали солидолом, для предотвращения взаимодействия цементной связки со стенками пресс-формы. Уплотнение смеси производилось воздействием вибрации с частотой 50 Гц и амплитудой колебания 0,35 мм, а также серия экспериментов с одновременным воздействием нагрузки сверху (0,027 МПа) при аналогичных условиях.

После вибростола брикеты находились в пресс-форме в течение 1 суток. Далее брикеты вынимали из формы, после чего они набирали прочность в обычных условиях (t = 2° C и P = 760 мм.рт.ст.) на протяжении 28 суток.

На рис. 1 представлена концептуальна схема проведення дослідження по визначенню холодної міцності брикетів на цементній зв'язці.

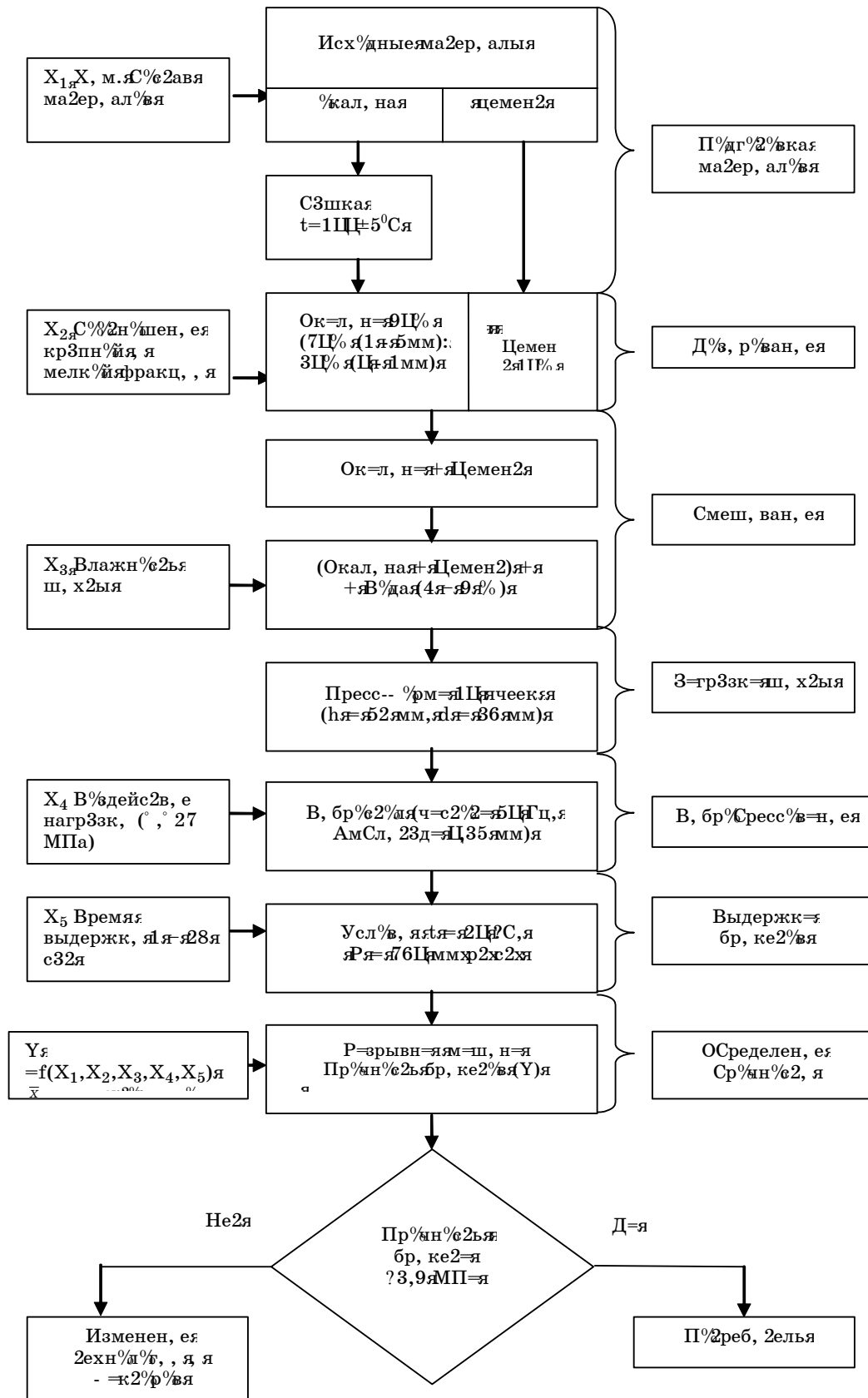


Рисунок 1 – Концептуальна схема проведення дослідження

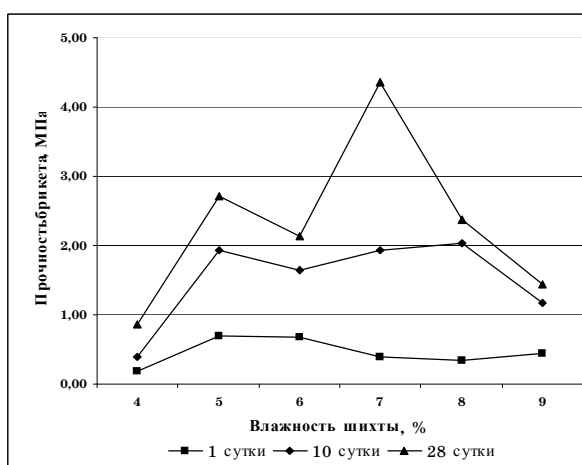
**Результаты исследования.** В таблице 2 приведены экспериментальные данные по прочности брикетов полученных из шихт с различным содержанием влаги.

Таблица 2

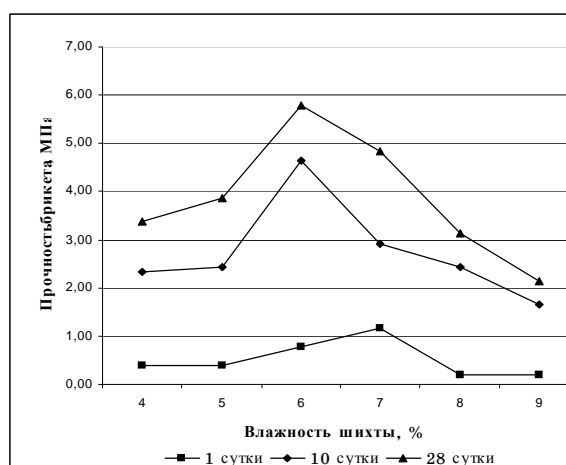
Экспериментальные данные по прочности брикетов

Влаж- ность, %	Прочность, МПа											
	Без нагрузки						С нагрузкой					
	4	5	6	7	8	9	4	5	6	7	8	9
Время Выдерж- ки, сут												
1	0,19	0,70	0,68	0,39	0,34	0,44	0,39	0,39	0,78	1,15	0,19	0,19
2	0,29	1,44	1,06	0,97	1,65	1,36	0,87	0,97	1,74	1,61	0,48	0,29
3	0,29	1,62	1,45	1,02	1,93	1,45	1,21	1,74	2,13	1,67	1,74	0,48
5	0,19	1,50	1,65	1,45	2,03	1,26	1,93	1,65	2,95	1,93	1,84	0,58
7	0,29	1,50	1,74	1,79	2,32	1,12	2,03	2,13	3,87	2,42	1,93	1,55
10	0,39	1,93	1,65	1,93	2,03	1,16	2,32	2,42	4,65	2,91	2,42	1,65
15	0,39	2,52	1,84	2,42	2,42	1,21	2,42	2,91	4,79	3,39	2,91	1,74
20	0,48	2,42	2,42	2,13	2,37	1,26	2,91	3,15	4,84	3,87	3,00	1,81
28	0,87	2,71	2,13	4,36	2,37	1,43	3,39	3,87	5,78	4,84	3,15	2,13

На рис. 2 представлена зависимость прочности брикетов от влажности шихты на 1, 10 и 28 сутки. Порошок портландцемента, состоящий из мономинеральных, полиминеральных частиц и силикатов кальция, активно взаимодействует с водой сразу же при смешивании.



1)я



2)я

Рисунок 2 – Изменение прочности брикета в зависимости от влажности шихты: 1) – без нагрузки, 2) – с воздействием нагрузки сверху

В начальный период гидратации (до 1 ч) доля прореагировавшего цемента не превышает 1 %, поэтому особых изменений в физическом строении уплотненных материалов не происходит – оно состоит из частиц цемента и межзернового пространства, заполненного водным раствором и единичными кристаллами  $\text{Ca}(\text{OH})_2$ . На частицах цемента образуются оболочки, придающие им хлопьевидную форму. Разрыв оболочек сопровождается образованием гидросиликатов, постепенно заполняющих пространство между зернами. Оболочки на частицах цемента утолщаются, и структура их дифференцируется: во внешней части оболочки растут мелкие игольчатые кристаллы, а в основной части оболочки продукты гидратации выделяются в микрокристаллическом состоянии. Межзерновое пространство постепенно заполняется частичками гидратов, между кристаллами которых возникают кристаллизационные и коагуляционные контакты. Определенная часть молекул воды адсорбируется на высокоразвитой поверхности образующихся кристаллогидратов. Эти процессы структурообразования в твердеющей связке приводят к потере подвижности формуемой смеси и приобретению прочности [9]. Протекание процесса гидратации сопровождается заметным уменьшением объема брикета, происходящим вследствие химического связывания части воды и уменьшения абсолютного объема твердеющей системы. Объем полученных брикетов за 28 суток уменьшился на 8 %.

Определенную роль в прочности брикета играет то, что гидратация цемента протекает благоприятно и достаточно полно лишь при некотором избытке воды по сравнению с тем количеством, которое необходимо для гидратации цемента. Уменьшение этого избытка ниже определенных пределов влечет за собой неполноту гидратации и, следовательно, понижение прочности брикета. При низком содержании воды 4 % смесь была практически сухой, и брикет ломался во время извлечения его из пресс-формы.

Большое количество влаги 9 % также отрицательно влияет на прочность брикетов. Избыточная вода, не вступающая в химическую реакцию с цементом, остается или испаряется, оставляя на своих местах воздушные поры [8].

Максимальная прочность лабораторных брикетов была достигнута с влажности шихты 7 % при воздействии на шихту только вибрации и составила 4,36 МПа. При аналогичных условиях с приложенной нагрузкой прочность брикета достигла 5,78 МПа, при влажности шихты 6 %.

Брикет с оптимальной влажностью представлен на рис. 3.



1

2

Рисунок 3 – Брикет с влажностью шихты 6 %:

1) – вид сверху; 2) вид с боку

Формование брикета производили по двум технологиям: вибропрессованием и вибропрессованием с одновременным воздействием на шихту дополнительной нагрузки.

Вибрация - это эффективное средство распределения, укладки и уплотнения смеси в пресс-форме. Основное достоинство вибропрессования состоит в том, что в процессе вибрирования резко понижается вязкость формовочной смеси. При воздействии нагрузки в аналогичных условиях получения брикетов, их прочность повысилась на 24,5 %. Нагрузка выдавливает излишек влаги в шихте. Вибропрессованием с одновременной подпрессовкой максимальная прочность достигается при меньшей влажности шихты (6 %). Одновременное воздействие вибрации и приложения нагрузки формирует более уплотненную структуру брикета. Высота брикета уменьшалась на 5 мм, а объем на 12.6 %. Приложение нагрузки снижает количество пустот в брикете, что положительно влияет на прочность брикета.

**Выводы.** Выполнено экспериментальное исследование влияние влажности шихты на прочность брикетов полученных с добавлением цемента методом вибропрессования. Анализ полученных результатов свидетельствует о том, что максимальная холодная прочность лабораторных брикетов достигается при влажности 6 % с приложением нагрузки и составила 5,78 МПа.

### ЛИТЕРАТУРА

1. Улучшение работы горна доменной печи / Л.Д. Никитин, С.Ф. Бугаев, Л.В. Портнов и др. // Бюллетень научно-технической и экономической информации. – Черная металлургия. – 2004. – № 6. – С. 25 – 30.
2. Курунов И.Ф., Большакова О.Г. Брикет для промывки горна доменной печи // Металлург. – 2007. – № 5. – С. 46 – 50.
3. Новая технология брикетирования металлургических отходов / В.А. Осипов, Л.В. Миронова, В.А. Гостенин и др. // Сталь. – 2005. – № 3. – С. 88 – 89.
4. Равич Б.М. Брикетирование в черной и цветной металлургии. – М.: Металлургия, 1975. – 232 с.



5. Исследование металлургических свойств брикетов из техногенного и природного сырья и оценка эффективности их применения в доменной плавке / Курунов И.Ф., Щеглов Э.М., Кононов А.И., Большакова О.Г. и др. // Бюллетень научно-технической и экономической информации. – Черная металлургия. – 2007. – № 12. – С.39 – 48
6. Белкин А.С., Юсфин Ю.С., Курунов И.Ф. Использование железококсовых брикетов на цементной связке в доменной плавке // Металлург. – 2003. – № 4. – С. 39 – 41.
7. Волженский А.В. Минеральные вяжущие вещества. – М.: Стройиздат, 1979. – 476 с.
8. Райхель В., Конрад Д. Бетон. – М.: Стройиздат, 1979. – 113 с.
9. Бутт Ю.М., Сычев М.М., Тимашев В.В. Химическая технология вяжущих материалов. – М.: Стройиздат, 1980. – 472 с.

УДК 538.9

N.V. Shevchenko, G. Gershteyn, M. Schaper, Fr.-W. Bach

## STRUCTURE INVESTIGATION OF AUSTENITIC STEEL AFTER COLD ROLLING DEFORMATION

*Transmission electron-microscopic investigations of the austenitic steel 316L and a TWIP steel after cold rolling and tensile plastic deformation at room temperature was carried out. It is shown that the basic deformation mechanisms are sliding dislocation, twinning and shear band formation. Possible conditions of forming mechanisms specified above are discussed.*

*Keywords: austenitic steel; cold rolling; twins; shear bands; TEM.*

*Проведено електронно-мікроскопічне дослідження аустенітної сталі після пластичної деформації прокаткою і розтягуванням при кімнатній температурі. Показано, що основними механізмами деформації є дислокаційне ковзання, двійниковання та утворення смуг ковзання, які локалізовані. Обговорюються можливі механізми формування зазначених вище станів.*

*Ключевые слова: аустенитная сталь, холодная прокатка, двойникование, локализованные полосы скольжения, ПЭМ.*

*Проведено електронно-мікроскопічне дослідження аустенітної сталі після пластичної деформації прокаткою і розтягуванням при кімнатній температурі. Показано, що основними механізмами деформації є дислокаційне ковзання, двійниковання та утворення смуг ковзання, які локалізовані. Обговорюються можливі механізми формування зазначених вище станів.*

*Ключові слова: аустенітна сталь, холодна прокатка, двійниковання, смуги локалізації деформації, ПЕМ.*

### Introduction

Severe plastic deformation (SPD) which occurs during technological processes like rolling leads to a submicro- and nanostructuring of materials. Knowledge of the physical laws and mechanisms of the plastic deformation at a high degree of deformation enable an improved processing. Due to the rotating material flow and the formation of shear bands during SPD different kinds of material structure will occur. Knowledge of the formation mechanism of the material structures allows the simulation of the forming process. Thereby, the classification of the material structures enables to parameterize the simulation. The aim of this work is to investigate the formation mechanism of the material structures of austenitic steels during rolling and tensile tests.

### Experimental procedure

For the research the alloyed steel 316L (Fe; 16.8 %Cr; 14.1 %Ni; 1 %Mn; 2.1 %Mo; 0.01 %N; 0.007 %C; 0.04 %Si) and a TWIP-steel (Mn < 24 %; C < 1.0 %; Al < 3 %; Si < 3%) were used.

Prior to their deformation, the specimens were recrystallized for one hour at 1100 °C. The steels were plastically deformed by rolling at room temperature to deformation values  $\varepsilon$  in the range from 10 % to 70 %.

Subsequent to the deformation, TEM specimens were prepared. The specimens with a diameter of 3 mm were extracted perpendicular to the rolling direction and finely grounded and polished until achieving thin sections with a thickness of approximately 100  $\mu\text{m}$  and a surface roughness of  $R_a < 1 \mu\text{m}$ . The 316L steel TEM foils were electropolished in an electrolytic solution composed of 450 ml orthophosphoric acid, 50 g chromium trioxide and 2 ml hydrogen peroxide; the TWIP steel foils were electropolished in the Elektrolyt A2, using a TenuPol 5 (made by the company Struers) with a current density of 100 mA/cmI. The microstructure and phase compositions were investigated by means of a JEOL JEM-2010 transmission electron microscope.

### Results

The transmission electron microscopic investigations carried out on the 316L steel showed that a high dislocation density already exists in the initial state.

Figure 1 shows a typical microstructure for the 316L steel after recrystallisation. One can discern a non-uniform distribution of straight and curved dislocations, accumulations of dislocations and stacking faults. Above all, some grains contain isolated annealing twins in the size of 1  $\mu\text{m}$  to 10  $\mu\text{m}$ . An estimate of the dislocation density  $\rho$  yields about  $10^9 \text{ cm}^{-2}$ . It is well known that this dislocation density increases with increasing the degree of deformation. Moreover, as already described in [1, 3 and 4] for fcc materials, one observes the substructures as cellular formations.

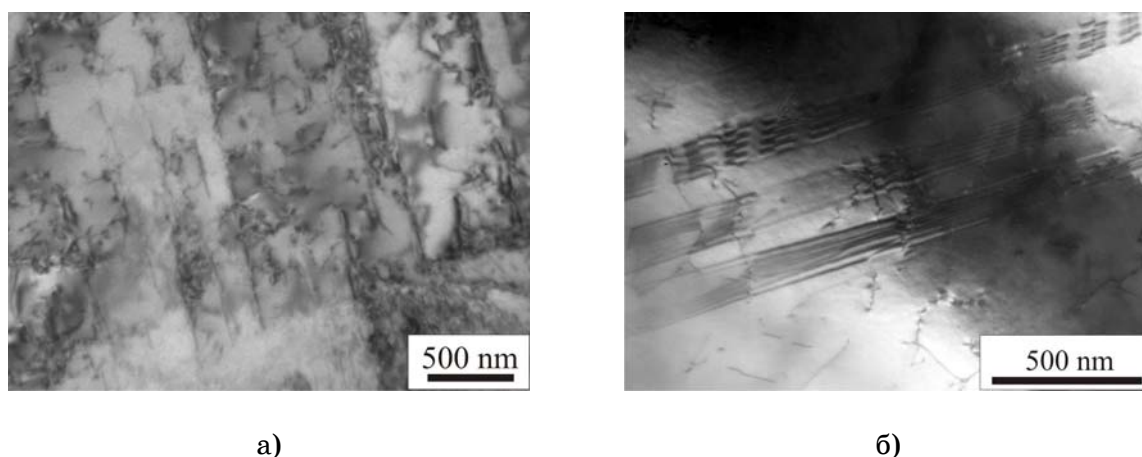


Figure 1 - Microstructure of the 316L steel in the initial state. Bright-field of the dislocation structure (a) and stacking-faults (b)

A similar structure can also be discerned in the TWIP-steel's initial state (figure 2). The grain size depicted here is approximately 10  $\mu\text{m}$ . Within the grain, one can observe random distributions of dislocations, dislocation groups

and stacking faults. The dislocation density is about  $10^9 \text{ cm}^{-2}$ . Furthermore, annealing twins having dimensions of tenths of micrometers can be detected within the grains.

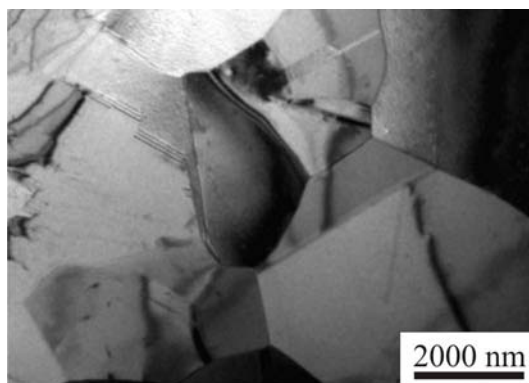


Figure 2 - Initial microstructure of the investigated TWIP steel

After a deformation  $\varepsilon$  of 30 % by rolling, one detects mixed types of substructures in the 316L (figure 3). Here, the fraction of material which is occupied by twin structures is comparatively small. Mechanical twinning is observed not only in this system but also in those of neighbouring systems. An estimate of the dislocation density yields  $10^{10} \text{ cm}^{-2}$ . Thus, subsequent to a given level of plastic deformation, the formation of twin structures and dislocation glide are the competing deformation mechanisms.

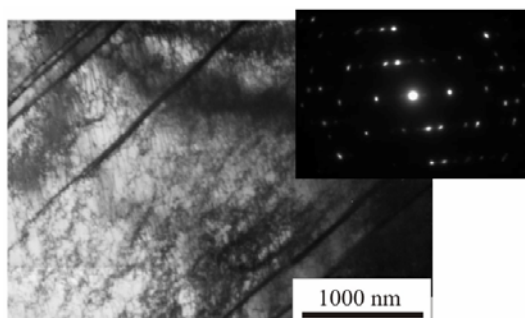


Figure 3 - Bright-field image and diffraction pattern of the mixed type of substructures following rolling to a true strain of  $\varepsilon \sim 30 \%$

On raising the deformation to  $\varepsilon \sim 50 \%$ , the influence of the mechanical twinning significantly increases. In figure 4 the microtwinning structures are depicted, which have formed as a consequence of deforming 316L steel to a strain  $\varepsilon$  of 50 %. The fraction of the material which is occupied by twin structures, significantly increases, whereas the cellular substructure in the material's lower layer was not observed. The TEM analysis revealed that the twins (figure 4) are approximately several tens of nanometers thick.

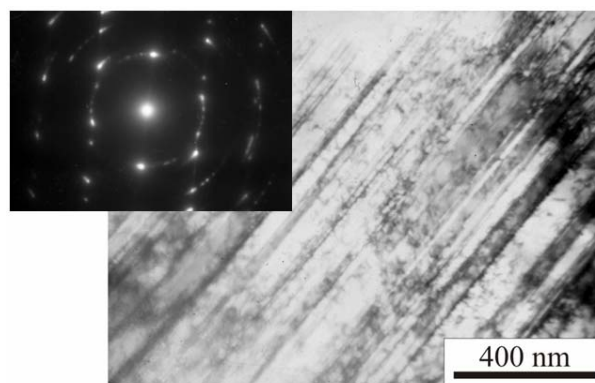


Figure 4 - Deformation of microtwins in the steel 316L subsequent to rolling to a true strain of  $\varepsilon \sim 50 \%$

The twins previously formed during deformation tend to invert in the course of additional deformation processes. As a rule, according to [3] this occurs with twins, which exist in favourably oriented grains, being translated in a plane which lies parallel to the rolling plane.

The investigations show that, following a deformation of  $\varepsilon \sim 50 \%$ , a predominant portion of the microtwin packets either lie parallel to or deviate by only a small angle from the rolling plane. Here, twin formation can be observed in a few grains in which the twin planes intersect. Subsequent to increasing the deformation to  $\varepsilon \sim 70 \%$  (figure 5), and in contrast to twin formation [4, 5], the regions adopt another structure in the form of localised shear bands.

The micro bands' common features are:

- Non-crystallographic slip; that is, the micro bands do not lie on slip planes;
- The width of the formed bands are in the micrometer range;
- The lengths are in the range of tenths of micrometers;
- The bands have developed an internally fragmented structure.

One such shear band can be seen in Figure 6

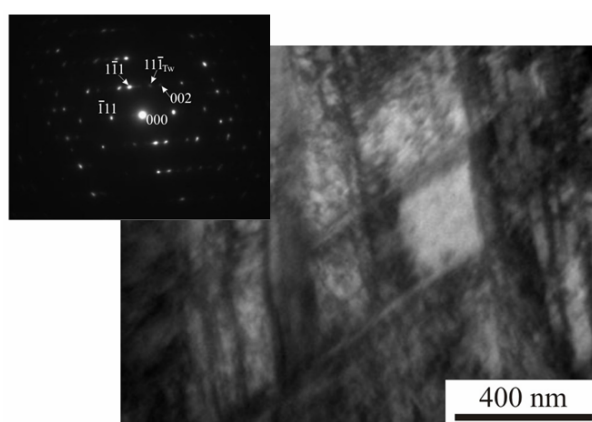


Figure 5 - Intersection of two microtwin systems following rolling to a deformation  $\varepsilon$  of about 70 %; bright-field image with diffraction pattern of the microtwin systems

As figure 6 makes clear, the localised deformation shear band extends into the microtwin's structure. The thickness of the microtwins is 10 nm to 100 nm. Within the shear band, a fragmented substructure is developed. The fragments are of the size of 10 nm to 100 nm. The main mechanism of substructure formation changes with increasing deformation.

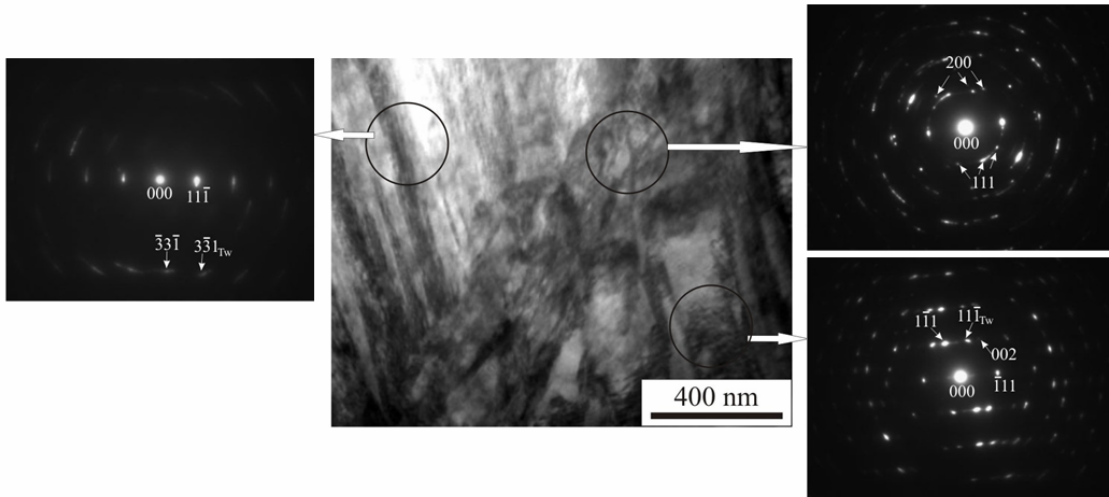


Figure 6 - Shear band in 316L steel following rolling to a deformation  $\varepsilon \sim 70 \%$ . Bright-field image depicting a shear band and its surrounding region; diffraction pattern of the localised shear band and of the deformation twins corresponding to the regions above and below the shear band

This is characterised by the formation of localised shear bands due to the "saturation" level of twinning. The shear bands' frequency of occurrence in the material increases with the degree of deformation. In this way, the dimensions of the fragments decrease and form the slip-bands' internal structure. Thus, the complex interactions which occur between the shear bands, the twin structures and shear bands of other systems lead to a continuous increase in the fraction of the fragmented structure

The investigation of the TWIP steel also shows system non-specific twinning between two or more systems following a deformation of  $\varepsilon \sim 50 \%$  [6, 7]. Figure 7 shows a localised shear band and clearly illustrates the internally fragmented structure which extends into the microtwin structure.

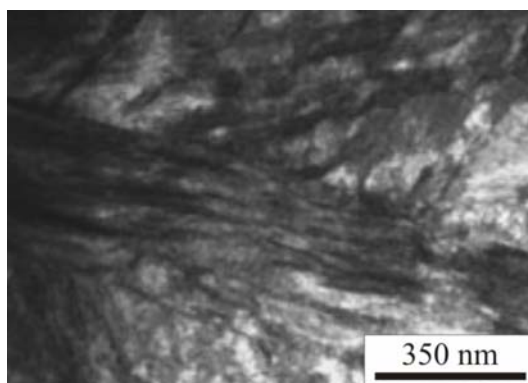


Figure 7 - A localised shear band in the TWIP steel and the surrounding microtwins following an applied deformation of up to  $\varepsilon \sim 50\%$

It is assumed that the influence of the different amounts of alloying elements in TWIP steel, compared to those in the 316L steel, caused the formation of localised shear bands.

### Summary

The TEM investigations demonstrated that mechanical twinning and the formation of localised deformation shear bands are the most important mechanisms for forming substructures in austenitic steels. These mechanisms are caused by plastic deformation during rolling at room temperature.

The mechanism of twinning dominates at low true strain levels but is replaced by the formation of locally deformed shear bands with increasing deformations. As a consequence a complex interaction between the microtwins and the locally deformed shear bands occurs.

By investigating and analysing the deformation patterns, information can be obtained that allows developing specifically adjusted microstructures which possess defined mechanical properties.

Moreover, it can be assumed that an analysis of changes in deformation patterns and plastic deformation mechanisms leads to the knowledge to form of nanostructural states.

### Acknowledgements

The presented investigations were carried out within the framework of the project cluster (PAK250) "Identification and modelling of material characteristics for the Finite Element Analysis of sheet forming processes" in the sub project TP5 supported by German Research Foundation (DFG). The authors would like to thank the DFG for the granted support. This work was made possible for the Institute of Strength Physics and Material Science SB RAS by the Russian Federation through the financial support MK-2909.2009.8.

### LITERATURE

1. Wang H.S., Wei R.C., Huang C.Y., Yang J.R. Cross-sectional transmission electron microscopy of ultra-fine wires of AISI 316L stainless steel // *Phil. Mag.*, Vol. 86, 2006, pp. 237 – 251.

2. Liao X.Z., Zhou F., Lavernia E.J. et al. Deformation mechanism in nanocrystalline Al: Partial dislocation slip // *Appl. Phys. Lett.*, 83, 2003, pp. 632 – 634.
3. Donadille C., Valle R., Dervin P., Penelle R. Development of texture and micro structure during cold - rolling and annealing of FCC alloys: example of an austenitic stainless steel // *Acta metal.*, 37, 1989, pp. 1547 – 1571.
4. Meyers M.A., Xu Y.B., Xue Q. et al. Microstructural evolution in adiabatic shear localization in stainless steel // *Acta Mat.*, Vol. 51, 2003, p. 1307 – 1325.
5. Morikawa T., Higashida K., Sato T. Fine-grained structures developed along grain boundaries in a cold-rolled austenitic stainless steel // *ISIJ International.*, Vol. 42, 2002, pp. 1527 – 1533.
6. Vercammen S., Blanpain B., De Cooman B.C., Wollants P. Cold rolling behaviour of an austenitic Fe-30Mn-3Al-3Si TWIP-steel: the importance of deformation twinning // *Acta Mat.* Vol. 52, 2004, pp. 2005 – 2012.
7. Hua Ding, Zheng-You Tang, Wei Li, Mei Wang, Dan Song. Microstructures and Mechanical Properties of Fe-Mn-(Al, Si) TRIP/TWIP Steels // *Journal of Iron and Steel Research, Int.*, Vol. 13, 2006, pp. 66 – 70.