

НАЦІОНАЛЬНА АКАДЕМІЯ НАУК УКРАЇНИ
Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова

«НАУКА І МЕТАЛУРГІЯ»

Електронне видання збірки наукових праць

Випуск 2

м. Дніпро
2018

Наука і металургія. Електронне видання збірки наукових праць. – Випуск 2. – Дніпро. 2018.

Редакційна колегія
випуску:

Бабаченко О. І.	д.т.н., директор ІЧМ НАНУ;
Вергун О.С.	д.т.н., заступник директора ІЧМ НАНУ;
Меркулов О.Є.	к.т.н., с.н.с., вчений секретар ІЧМ НАНУ;
Тогобицька Д. М.	д.т.н., проф., зав. відділу фізико-хімічних проблем металургійних процесів ІЧМ НАНУ;
Чернятевич А. Г.	д.т.н., проф., зав. відділу фізико-технічних проблем металургії сталі ІЧМ НАНУ;
Шевченко А. П.	д.т.н., с.н.с., зав. відділу позапічної обробки чавуну ІЧМ НАНУ;
Муравйова І. Г.	д.т.н., с.н.с., зав. відділу технологічного обладнання та систем управління ІЧМ НАНУ;
Приходько І. Ю.	д.т.н., с.н.с., зав. відділу обробки металів тиском ІЧМ НАНУ;
Луценко В. А.	д.т.н., с.н.с, пров. наук. співроб. відділу термічної обробки металу для машинобудування ІЧМ НАНУ;
Нестеров О. С.	к.т.н., с.н.с. зав. відділу металургії чавуну ІЧМ НАНУ;
Тубольцев Л. Г.	к.т.н., с.н.с. зав. відділу прогнозу та інформаційно-технічних досліджень в металургії

Електронне видання збірки наукових праць «Наука і металургія» затверджене рішенням Вченої ради Інституту чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України від 11.09.2018 р. протокол № 8.

Адреса редакції: 49107, м. Дніпро, пл. Академіка Стародубова, 1,
Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України,
Тел.: +38 (056)776-53-15,
Тел/факс: +38 (056) 790-05-12,
E-mail: office.isi@nas.gov.ua,
www.isi.gov.ua

ЗМІСТ

АНАЛИЗ ПРОРАБАТЫВАЕМОСТИ СТРУКТУРЫ СТАЛИ 09Г2С В ПРОЦЕССЕ ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКИ НЕПРЕРЫВНОЛИТОЙ ЗАГОТОВКИ Дёмина Е. Г., Дементьева Ж. А., Миргородская А. С., Гунченко Д. В.....	4
ДОСЛІДЖЕННЯ ВТОМНИХ ВЛАСТИВОСТЕЙ ЗАЛІЗНИЧНИХ ОСЕЙ, ВИГОТОВЛЕНИХ НА ПАТ «ІНТЕРПАЙП НТЗ» ЗА АМЕРИКАНСЬКИМ СТАНДАРТОМ Бабаченко О. І., Кононенко Г. А., Дьоміна К. Г., Хулін А. М., Шпак О. А...	19
РОЗРОБКА І ВПРОВАДЖЕННЯ НОВИХ ПІДХОДІВ ДО ДІАГНОСТИКИ ТА УПРАВЛІННЯ ДОМЕННОЮ ПЛАВКОЮ Шумельчик Є. І., Горупаха В. В., Семенов Ю. С.....	24

УДК: 669.15 – 194.2.017: 620.18: 621.771.2: 621.774.001.8

АНАЛИЗ ПРОРАБАТЫВАЕМОСТИ СТРУКТУРЫ СТАЛИ 09Г2С В ПРОЦЕССЕ ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКИ НЕПРЕРЫВНОЛИТОЙ ЗАГОТОВКИ

Е. Г. Дёмина¹, к.т.н., Ж. А. Дементьева¹, А. С. Миргородская², Д. В. Гунченко²

¹ Институт чёрной металлургии им. З. И. Некрасова НАН Украины, г. Днепр,

² Национальная металлургическая академия Украины, г. Днепр

Получил дальнейшее развитие метод оценки прорабатываемости металла в процессе деформации по изменению плотности следов дендритной структуры. Для установления зависимости уплотнения структуры в процессе деформации от величины фактической вытяжки предложен коэффициент прорабатываемости следов дендритной структуры K . Его использование даёт возможность анализировать технологические процессы обработки металлов давлением с заведомо высокой степенью неравномерности.

Дендритная структура, заготовка, горячая прокатка, деформация, прорабатываемость

The method of estimation of the deformability of metal during deformation process by the change in density of dendritic structure traces has been further developed. To establish the dependence of the structure compaction during the deformation on the value of the actual reduction, the coefficient of deformability of dendritic structure traces K was proposed. The coefficient use makes it possible to analyze the technological processes of metal forming even in cases when a high degree of unevenness.

Dendritic structure, billet, hot rolling, deformation, deformability

Современное состояние вопроса. Металлургическая промышленность Украины характеризуется значительными объёмами производства крупносортового проката и, в частности, профилей круглого сечения. Используются эти профили, как правило, в качестве заготовки для дальнейшей переработки. Поэтому к качеству передельных заготовок предъявляются повышенные требования.

Одним из способов повышения качества некоторых видов крупносортового проката, например, трубных заготовок и осей железнодорожных вагонов, является улучшение проработки структуры исходной литой заготовки в процессе горячей деформации. Под термином «проработка» или «прорабатываемость» понимается раздробление дендритной структуры литого металла в процессе деформации исходного слитка [1].

Заготовки круглого сечения диаметром от 120 мм производятся в несколько этапов на обжимных и заготовочных станах. Прокатка осуществляется в разнообразных системах сортовых калибров и сопровождается значительной неравномерностью деформации, которая обусловлена формой калибров и условиями высокими очагов деформации.

Как известно, при прокатке высоких полос (отношение начальной высоты прокатываемого сечения к диаметру валков, особенно в первых проходах, $H/D = 0,7 \div 1,0$) деформация металла имеет ряд особенностей [2]. Необходимая соизмеримость размеров сечения деформируемого раската и диаметров валков наряду с ограниченной возможностью естественного захвата металла валками определяет низкие значения величин относительных обжатий (до 15 %). Течение металла при этом имеет своеобразный характер: относительно небольшие обжатия слитка вызывают в нём явления поверхностной деформации, подобно той, которая наблюдается при осаживании под молотом поковок, массе которых не соответствует масса бабы. В этом случае по направлению к оси слитка пластическая деформация быстро затухает, и на определённой высоте от контактной поверхности сохраняются центральные слои, не подверженные пластическому сжатию. В результате такого характера деформации слитков металл в поверхностных слоях испытывает сжимающие напряжения, а в «недеформированных» средних по высоте слоях – продольные растягивающие напряжения, которые могут повысить предел прочности металла и вызвать нарушение сплошности раската на боковых гранях или внутри его.

Кроме неравномерности распределения деформации по высоте и ширине раската, проблема получения качественных изделий из крупного слитка (> 1 тонны) сопряжена с особенностями его

макроструктуры: неоднородностью размеров, формы и распределения кристаллов в объёме слитка, – и её пороками: пустотами, называемыми усадочными раковинами, пористостью, трещинами, химической неоднородностью и т. д. Причём с увеличением массы слитка многие из перечисленных дефектов получают большее развитие [3].

В настоящее время основная часть металлопродукции производится из непрерывнолитых заготовок (НЛЗ). Несмотря на все преимущества непрерывной разливки, неравновесные условия затвердевания и исключение операции прокатки на обжимных станах приводят к тому, что НЛЗ отличаются от катаных заготовок (блужков, слябов) низким комплексом механических свойств, наличием поверхностных и внутренних дефектов макроструктуры (осевой рыхлости, пористости, ликвации, кристаллизационных осевых и поверхностных трещин) [4, 5]. Полное устранение внутренних дефектов макроструктуры ввиду специфических условий затвердевания НЛЗ, особенно если речь идёт о заготовках крупных сечений, практически невозможно, а их зачистка для удаления поверхностных дефектов не всегда является выгодным мероприятием. Поэтому для получения высокого качества готового проката требуется определённая степень деформационной проработки непрерывнолитого металла, которая могла бы обеспечить уменьшение поверхностных и внутренних дефектов.

Изучение влияния степени деформации на проработку металла заготовок имеет большое значение для выбора рационального режима прокатки с точки зрения производительности оборудования и улучшения качества прокатной продукции. Особый интерес в связи с этим представляет изменение степени неравномерности деформации и характера её распределения в зависимости от величины обжатия и других факторов, а также изыскания путей для создания относительно равномерной деформации.

Анализ публикаций по теме исследования. Особенности процесса течения металла при горячей прокатке остаются интересными и актуальными для исследования уже на протяжении более ста лет. Несмотря на теоретическую и практическую значимость этих вопросов, методы их исследования не нашли должного освещения в литературе, вероятно, в связи со значительной стоимостью и чрезвычайной трудоёмкостью непосредственных экспериментов.

Известно несколько методов экспериментального исследования деформации металла при прокатке, которые в зависимости от подхода можно разделить на прямые и косвенные [6]. При прямых методах деформацию рассматривают как *процесс* течения материала, т. е. изучение последовательных перемещений и изменений формы отдельных элементарных объёмов полосы в пространстве и во времени при прохождении ими очага деформации. Косвенные методы рассматривают деформацию как *результат* формоизменения (течения) материала.

Основоположниками прямых методов исследования течения металла внутри прокатываемой полосы по праву считаются Голленберг и Н. Мец [7, 8]. Основная идея их методик заключалась во внедрении в прокатываемую полосу инородных тел (стержней). Характер перемещения стержней и изменения их формы в теле полос во время прокатки позволил авторам судить о протекании деформации металла в продольном и поперечном направлении. В дальнейшем метод Н. Меца получил название «Метод винта».

«Метод винта» позволяет не только определить степень деформации (относительные обжатие и уширение) в разных точках по высоте и ширине поперечного сечения, но и установить, на какую глубину распространяется деформация. Он также способен отобразить качественную картину напряжённо-деформированного состояния в различных точках поперечного сечения. Однако этот метод в практическом его применении пригоден только для изучения деформации образцов сравнительно малых сечений, так как его применение для изучения деформации в больших слитках чрезвычайно затруднительно вследствие технических трудностей, возникающих при нарезке резьбы в глубоких (до 600 мм) отверстиях.

К прямым методам исследования высотной деформации можно отнести метод Т. М. Голубева [9], разработанный для определения глубины проникновения деформации при прокатке крупных слитков на блюминге. Основной недостаток этого метода – невозможность точно определить глубину зоны пластической деформации, так как для этого потребовалось бы большое количество горизонтальных сверлений в теле слитка, что заметно нарушило бы монолитность металла в поперечном сечении. Поэтому в отношении точности определения глубины зоны пластической деформации метод Голубева уступает методу Меца. Кроме этого, в своей более ранней работе [10] Т. М. Голубев предложил формулу для определения глубины

проникновения деформации сжатия. Но, чтобы воспользоваться этой формулой, необходимо знать показатели полноты (m) и коэффициенты, характеризующие природу и пластичность материала (φ). Отсутствие опытных данных по указанным показателям делает эту формулу пока что практически малоприменимой.

Наиболее точным и одновременно охватывающим основные вопросы деформации крупных слитков является метод В. Л. Павлова [6, 11, 12], получивший название «Метод составных стержней». Он позволяет исследовать глубину распространения пластической деформации, степень неравномерности её распределения по ширине и высоте раската, характер уширения по ширине и высоте раската, напряжённое состояние в различных точках поперечного сечения в зависимости от технологических и геометрических параметров процесса прокатки крупных слитков. Также предложенная методика позволяет установить связь глубины проникновения деформации и неравномерности её распределения по высоте с неравномерностью распределения уширения металла по высоте раската. Несмотря на перечисленные возможности, данный метод является очень трудоёмким и, практически, неосуществимым в современных условиях производства.

Косвенным методом определения высотной деформации при прокатке слитков в работах [13, 14] служил способ, основанный на изучении характера уширения металла по высоте раската, т. е. изменения конфигурации его боковой грани. Авторы указанных работ считают, что глубина зоны пластической деформации равна высоте наплывов местного уширения. Для оценки степени «проработки» сечения раската при прокатке в первых проходах на блюминге и деформируемости различных марок сталей приняты относительные показатели m и δ , введенные В. М. Клименко [14]:

$$m = \frac{h_{\text{деф}}}{h} \quad \text{и} \quad \delta = \frac{\Sigma \Delta h}{h_{\text{деф}}},$$

где h – высота раската, выходящего из калибра;

$h_{\text{деф}}$ – высота зоны местного уширения;

$\Sigma \Delta h$ – суммарное обжатие за n проходов.

Чем больше δ , тем труднее должен деформироваться металл и медленнее проникает деформация от сжатия вглубь металла при прочих равных условиях (температуре, скорости прокатки и т. д.). Однако, авторы работы [11] считают, что для оценки деформируемости различных сталей лучше воспользоваться показателем n – величиной глубины распространения деформации, приходящейся на единицу обжатия, т. е. $n = \Delta h / h_{\text{деф}}$. Что же касается показателя m , то он определяет степень «проработки» выходящего сечения раската; при $m = 1,0$ деформация сжатия проникает на всю толщу металла.

Вместе с тем различная глубина распространения деформации по ширине поперечного сечения слитка, непостоянство отношения объёмов металла, идущих на уширение и удлинение, наличие утяжки посередине высоты слитка при прокатке в первых проходах блюминга – всё это приводит к существенным погрешностям в выводах о характере высотной деформации. Таким образом, этот метод даёт только приближённую качественную картину распределения высотной деформации в толще слитка.

Переход металлургического производства на получение слитка методом непрерывной разливки способствовал появлению большого количества исследовательских работ по влиянию степени деформации на структуру и механические свойства проката из непрерывнолитых заготовок. В работах [15 – 20] основное внимание уделено не особенностям течения металла и распределению деформации по сечению литой заготовки при прокатке, а изучению влияния изменения коэффициента вытяжки λ в широких пределах от 1,2 до 21,4 на качество макроструктуры – устранение литой, дендритной, структуры и её пороков, – и комплекс механических свойств полуфабриката и готовой металлопродукции. При этом показателями достаточной прорабатываемости металла являются изменение в направлении прокатки рисунка макроструктуры с узорчатого, дендритного, на полосчатый, уменьшение степени развития дефектов кристаллизационного происхождения и снижение анизотропии механических характеристик в продольном и поперечном направлениях.

Авторы работы [1], изучая поведение неметаллических включений, смогли качественно и количественно судить о местных степенях деформации и прорабатываемости различных зон

слитка массой 39,5 т из стали 38ХНЗМФА в результате прямого прессования. Для характеристики распределения деформаций в металле введён показатель прорабатываемости a , определяемый как частное от деления относительной площади F , занимаемой неметаллическими включениями, к их количеству n . Несмотря на то, что полученная зависимость показателя прорабатываемости a от коэффициента вытяжки λ имеет неоднозначный характер, важность данного исследования в том, что его авторы показали возможность оценки прорабатываемости различных поковок по металлографической характеристике. То есть при соответствующей методике металлографического анализа структура стали способна отразить влияние деформационного воздействия на её составляющие.

По результатам выполненных в Институте чёрной металлургии им. З. И. Некрасова НАН Украины исследований было определено влияние деформационного воздействия на параметры первичной, дендритной, структуры конструкционных сталей и разработан метод оценки её прорабатываемости [21, 22]. В качестве показателя прорабатываемости была принята металлографическая характеристика – плотность «следов» дендритной структуры*, которая определяется как количество структурных элементов в объёме стали. Её изменения в полной мере отображают деформированное состояние металла в любом месте сечения и полуфабриката, и готовой металлопродукции. При этом среднее относительное изменение плотности «следов» дендритной структуры по сечению заготовок в исходном (до деформации) и деформированном состоянии хорошо согласуется с коэффициентом фактической вытяжки λ .

Для развития данного метода представляло интерес определить зависимость между величиной фактической вытяжки заготовки и уплотнением структуры её слоёв (естественная вытяжка) в процессе горячей прокатки. В качестве примера был выбран процесс горячей деформации НЛЗ сечением 335 × 400 мм из стали 09Г2С методом продольной прокатки для получения заготовки с круглым поперечным профилем Ø 250 мм на трубозаготовочном стане 900 / 750 в условиях ПАО «Днепропетровский металлургический комбинат».

В связи с этим, **цель** данного исследования заключалась в анализе влияния деформации на параметры дендритной структуры непрерывнолитой заготовки сечением 335 × 400 мм и неравномерности её распределения по сечению трубной заготовки Ø 250 мм из низколегированной стали 09Г2С.

Материал и методики исследования. Материалом для исследования были образцы НЛЗ сечением 335 × 400 мм и трубной заготовки (ТЗ) Ø 250 мм из стали 09Г2С производства ПАО «Днепропетровский металлургический комбинат». Химический состав низколегированной стали 09Г2С приведен в таблице 1.

Схема вырезки образцов из НЛЗ сечением 335 × 400 мм и трубных заготовок Ø 250 и 180 мм показана на рис. 1.

Следы дендритной структуры выявляли травлением в специальном металлографическом реактиве [23], который позволяет выявить химическую микронеоднородность кремния (дендритную ликвацию, твердофазную сегрегацию), приводя к потемнению участков с его повышенным содержанием. Для обеспечения более высокой точности результатов

Здесь и далее в статье речь идёт не о самой дендритной структуре, а об её «следах» в виде химической неоднородности, образовавшейся в результате дендритной ликвации кремния и марганца и выявленной с помощью травления в специальном металлографическом реактиве.

Таблица 1. Химический состав исследуемой стали 09Г2С

Содержание химических элементов, % масс.							
C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Cu
0,09	1,43	0,55	0,023	0,022	0,02	0,02	0,03
Требования ГОСТ 19281 – 89 «Прокат из стали повышенной прочности»							
≤ 0,12	1,3 – 1,7	0,5 – 0,8	≤ 0,035	≤ 0,040	≤ 0,30	≤ 0,30	≤ 0,30

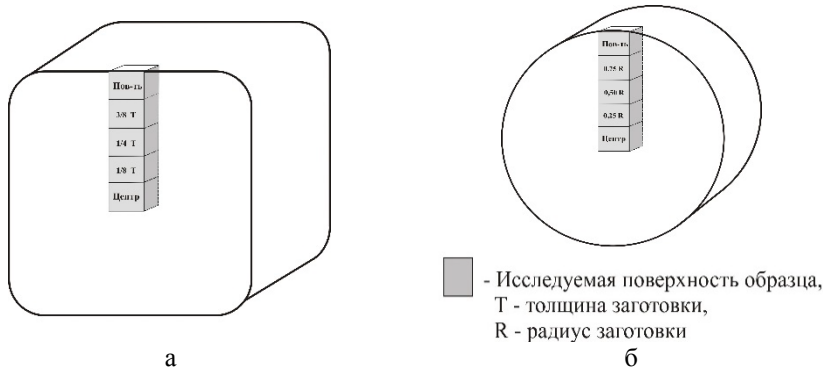


Рис. 1. Схема вырезки и маркировка образцов НЛЗ (а) и ТЗ (б)

измерений определение металлографических характеристик (параметров «бывшей» дендритной структуры) в образцах производили на шлифах, приготовленных и в поперечном, и в продольном сечении (рис. 1).

Металлографические исследования выполнены на микроскопе «Axiovert 200 M MAT» производства фирмы «Carl Zeiss», количественный анализ выполнен в программе «AxioVision 4.6.3» в полуавтоматическом режиме.

Микрорентгеноспектральный анализ (МРА) выполнен с помощью растрового электронного микроскопа «Supra 40 WDS» производства фирмы «Carl Zeiss» (Германия) с приставкой для микроанализа «INCA Penta FETx3» производства компании «OXFORD Instruments» и возбуждением характеристических рентгеновских лучей в малом объеме сфокусированным до диаметра 0,3 мкм электронным пучком.

Результаты исследований и их обсуждение. Для того чтобы оценить прорабатываемость следов дендритной структуры трубной заготовки в процессе горячей прокатки на трубозаготовочном стане (ТЗС) 900 / 750, рассмотрим сначала особенности их строения в исходной, литой, структуре стали 09Г2С и как они изменяются по мере продвижения по сечению НЛЗ 335 × 400 мм от поверхности к центральным слоям.

Согласно диаграмме Fe – С по содержанию углерода сталь 09Г2С соответствует первичноферритной (до 0,10 % С) и доперитектической (0,10 – 0,16 % С) фазовым областям кристаллизации. Ранее [24] было установлено, что низколегированная сталь 09Г2С даже при минимальном содержании углерода и марганца находится в области доперитектической кристаллизации. Её затвердевание с образованием аустенитной структуры происходит по реакциям:



В результате перитектической кристаллизации в поверхностных слоях заготовки наблюдаются, в основном, следы дендритов δ -феррита как равноосной, хлопьевидной, так и столбчатой формы (рис. 2, поверхностные слои). По мере снижения температуры жидкости стали в кристаллизаторе и в зоне вторичного охлаждения и продвижения от поверхности к центральным слоям заготовки завершение перитектической кристаллизации происходит с образованием дендритов аустенита

[24]. «Следы» бывших дендритов аустенита показаны на рис. 2 в слоях на расстоянии $\frac{1}{4}$ толщины НЛЗ и в её центральных слоях.

Основными характеристиками бывшей дендритной структуры являются размеры дендритных ветвей (осей) и междендритных пространств, их плотность и объёмные доли, а также коэффициент дендритной ликвации химических элементов. Результаты количественного металлографического анализа следов дендритной структуры и определения их плотности приведены в табл. 2 и 3.

Объёмные доли дендритных ветвей и междендритных пространств, ликвационных участков, обогащённых легирующими и примесными элементами (в исследуемой стали это кремний и марганец), в направлении от поверхности к центральным слоям увеличиваются незначительно, на 10,4 %. Учитывая, что ширина зоны минимальных столбчатых дендритов и дендритов δ -феррита хлопьевидной формы (рис. 2, поверхностные слои) при размере граней НЛЗ 335 и 400 мм не превышает 5,0 мм, значениями объёмных долей составляющих дендритной структуры в поверхностных слоях можно пренебречь. При этом разница в количестве ликвационных участков и участков без ликвации в дендритной структуре стали 09Г2С между поверхностными и центральными слоями составляет всего 6,5 %.

С помощью МРА и расчёта коэффициента дендритной ликвации K_d – отношения содержания элемента в межосном (междендритном) пространстве к его содержанию в дендритной оси (ветви) [25] определено, как изменяется содержание кремния и марганца в дендритной структуре стали 09Г2С в поверхностных слоях, на расстоянии $\frac{1}{4}$ толщины заготовки и центральных слоях НЛЗ 335 × 400 мм. Установлено, что для кремния K_d составляет

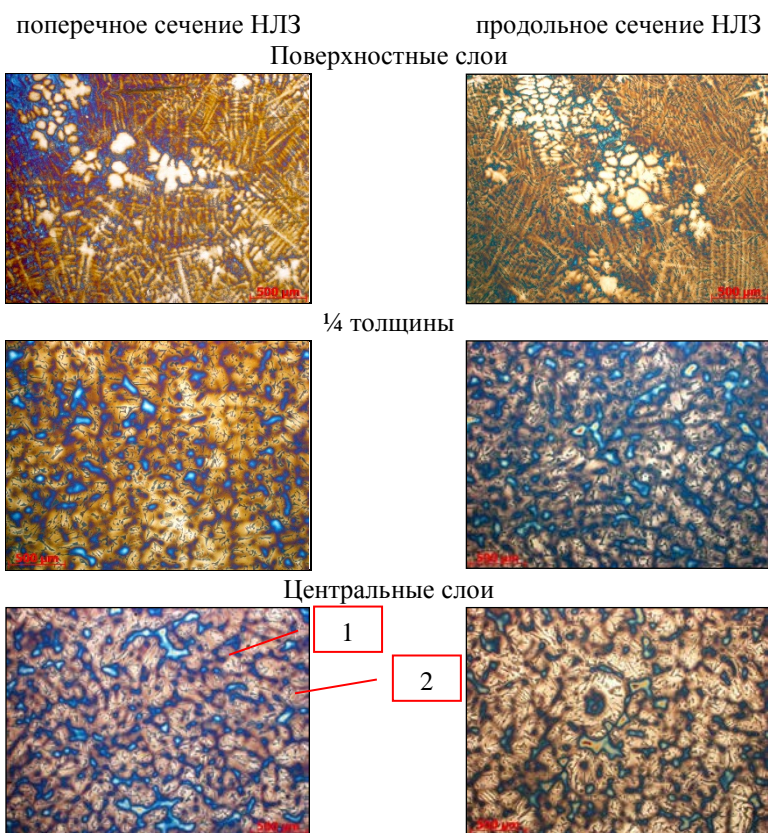


Рис. 2. Изменение следов дендритной структуры по сечению непрерывнолитой заготовки 335 × 400 мм, × 50:

- 1 – ликвационные участки (тёмные участки, синего цвета),
2 – участки без сегрегации (светлые участки)

1,43, 1,48, 1,52, для марганца K_0 – 1,36, 1,47, 1,48 в поверхностных слоях, на расстоянии ¼ толщины и в центральных слоях заготовки соответственно, т. е. эти два химических элемента распределены по сечению НЛЗ достаточно равномерно.

Средний размер дендритной структуры в направлении от поверхности к центральным слоям НЛЗ изменяется от 41,1 до 230,7 мкм. Поскольку разница в значениях среднего размера дендритной структуры, определённого в продольном и поперечном сечении и непрерывнолитой, и трубной заготовки не превышала 10,0 мкм, в таблице 2 для каждой характеристики даны средние по двум направлениям значения D для каждого слоя. Это характерно для всех анализируемых слоёв и форм дендритных кристаллов,

Таблица 2. Результаты металлографического анализа образцов непрерывнолитой и трубной заготовок

Заготовка, мм	Расстояние от центра до поверхности, %	Описание следов дендритов	Объемная доля участков, %		Средний размер следов дендритной структуры D^1 , мкм	Изменение среднего размера дендритной структуры	
			сегрега- ционных	без сег- регации		ΔD^2 , мкм	ε , %
335 × 400	98	минимальные	17,90	82,10	36,36	–	–
	98	хлопьевидные	20,80	79,20	207,21	–	–
	90	столбчатые	21,77	78,23	87,36	51,00	–
	75	столбчатые	22,17	77,83	127,08	39,72	–
	50	столбчатые	24,53	75,47	189,51	62,43	–
	25	равноосные	26,51	73,49	204,52	15,01	–
	10	равноосные	28,32	71,68	230,69	26,17	–
Ø 250	98	минимальные	22,02	77,98	32,88	3,48	9,57
	98	хлопьевидные	22,56	77,54	98,03	109,18	52,69
	90	столбчатые	23,52	76,48	51,07	36,29	41,54
	75	столбчатые	25,55	74,45	69,87	57,21	45,02
	50	столбчатые	28,58	71,42	95,50	94,01	49,61
	25	равноосные	29,30	70,70	147,98	56,54	27,65
	10	равноосные	30,30	69,70	189,34	41,35	17,92

Примечания. 1. Средний размер дендритной структуры D – это сумма средних размеров дендритных ветвей I-го и II-го порядка (участков без видимой ликвации) и междендритных пространств (ликвационных участков). 2. ΔD в литой структуре – это разница в среднем размере дендритов между последовательно расположенными слоями заготовки; ΔD в деформированной структуре – это разница между исходным размером и размером после деформации для следов дендритов в каждом конкретном слое.

Таблица 3. Изменение плотности следов дендритной структуры по сечению непрерывнолитой и трубной заготовок

Заготовка, мм	Расстояние от центра до поверхности, %	Описание следов дендритов	Плотность следов дендритной структуры N, шт. / мм ²	Уплотнение следов дендритной структуры С, раз	Среднее по сечению уплотнение следов дендритной структуры	Коэффициент фактической вытяжки λ
335 × 400	98	минимальные	963,08	–	–	–
	98	хлопьевидные	29,65			
	90	столбчатые	166,83			
	75	столбчатые	78,84			
	50	столбчатые	35,45			
	25	равноосные	30,44			
	10	равноосные	23,92			
Ø 250	98	минимальные	1177,73	2,87 ¹⁾	2,70 ²⁾	2,73
	98	хлопьевидные	132,49			
	90	столбчатые	488,18			
	75	столбчатые	260,81	3,31		
	50	столбчатые	139,61	3,94		
	25	равноосные	58,14	1,91		
	10	равноосные	35,52	1,48		

Примечания. 1. Ввиду узкой ширины поверхностного слоя трубной заготовки, содержащего малое количество следов бывшего δ-феррита столбчатой формы минимальных размеров и хлопьевидной формы, значение уплотнения поверхностного слоя – это среднее арифметическое по трём формам следов бывших дендритов. 2. Относительная погрешность определения коэффициента вытяжки по среднему уплотнению следов дендритной структуры δ составила 1,1 %.

кроме минимальных столбчатых дендритов δ -феррита вблизи самой поверхности. Здесь разница между их размерами в продольном и поперечном направлении составила 30,0 %, что свидетельствует о более интенсивном теплоотводе в поверхностных слоях НЛЗ в продольном направлении за счёт бо'льшей площади её поверхности, соприкасающейся со стенками кристаллизатора. Далее, если не учитывать наличие минимальных столбчатых и хлопьевидных кристаллов δ -феррита в корковой зоне заготовки, то разница между средними размерами дендритной структуры в поверхностных и центральных слоях заготовки составила 2,64 раза. Необходимо отметить, что характер изменения среднего размера дендритной структуры D в направлении от поверхности к центральным слоям НЛЗ в полной мере отражает характер понижения интенсивности теплоотвода. По мере удаления от поверхности заготовки дендриты укрупняются. Если сравнивать последовательно каждый анализируемый слой, то рост интенсивности укрупнения дендритов (ΔD в табл. 2) наблюдается включительно до слоя, находящегося на расстоянии 75 % от центра заготовки. На расстоянии середины толщины заготовки значения ΔD уменьшаются в 4,16 раза, но уже в центральных слоях опять наблюдается увеличение ΔD .

Плотность линейных элементов в объёме сплава является известной металлографической характеристикой. Согласно [26], в двумерной структуре (на плоскости шлифа) следами линий являются точки их выхода на поверхность шлифа. Например, точками выхода дислокаций являются ямки травления, точками выхода рёбер полиэдров – тройные точки, в которых пересекаются три линии границ смежных зёрен. Этот параметр помог авторам [27] предложить метод определения скорости кристаллизации НЛЗ по дендритной структуре.

Авторы настоящей работы при анализе дендритной структуры предлагают оперировать не «линейными элементами», а «плоскостными фигурами», т. е. плотность дендритной структуры определять как количество дендритов N , сосредоточенных на 1 мм² площади шлифа металлографического образца. Несмотря на то, что в микроструктуре исследуемой НЛЗ и в продольном, и в поперечном сечении дендритные ветви имеют форму овала (рис. 2), для упрощения методики анализа, за форму дендритной ветви в любом сечении НЛЗ и в поперечном сечении проката (рис. 3) принимается круг. Для точного определения размера дендрита D , замеры его ветви должны быть выполнены минимум по двум (большой и малой) осям овала.

Плотность дендритной структуры стали 09Г2С в направлении от поверхностных к центральным слоям НЛЗ уменьшается в 7,2 раза, т. е. характер её зависимости от интенсивности теплоотвода является обратным характеру изменения среднего размера дендритов.

Таким образом, по сечению НЛЗ 335 × 400 мм дендритная структура стали 09Г2С имеет достаточно равномерное распределение кремния и марганца между междендритными (ликвационными) участками и дендритными ветвями (участками без ликвации) – средний коэффициент дендритной ликвации K_{δ} кремния равен 1,48, K_{δ} марганца – 1,44. При этом в направлении от поверхности к центральным слоям заготовки объёмная доля этих участков изменяется всего на 6,5 %, а средний размер дендритной структуры в таком крупном сечении – всего в 2,64 раза. Рассмотренные особенности дендритного строения стали 09Г2С в объёме непрерывнолитой заготовки позволяют провести аналогию со строением капиллярной системы, разветвлённая сеть которой полностью пронизывает человеческое тело и быстро реагирует на вмешательство извне (вещества, силы, воздействия). Принимая во внимание насколько чутко дендритная структура реагирует на внешнее воздействие (изменение интенсивности теплоотвода при затвердевании стали) и её континуум в объёме литой заготовки, можно ожидать, что поведение бывших дендритов под влиянием деформационного воздействия способно в полной мере отразить распределение деформации по сечению трубной заготовки.

Проанализируем, какие изменения дендритная структура стали 09Г2С испытала при пластической деформации НЛЗ 335 × 400 мм. В условиях ПАО «Днепропетровский металлургический комбинат» трубную заготовку Ø 250 мм получают методом продольной прокатки на ТЗС 900 / 750 в реверсивной клети 900 за 5 проходов [28]. Температура нагрева непрерывнолитых штанг длиной 6,0 метров в методической печи перед прокаткой составляет 1200 – 1220 °С, температура за время транспортировки по рольгангу к ТЗС за счёт их массивности падает незначительно и на входе в клеть 900 равна 1170 – 1190 °С. Температура конца прокатки ≥ 950 °С.

На рисунке 3 показано, как при прокатке исходной заготовки с коэффициентом вытяжки $\lambda = 2,73$ изменились следы бывшей дендритной структуры. Их форма в поперечном сечении стала более сжатой, а в продольном сечении – вытянутой. При прокатке в калибрах такое изменение формы дендритных ветвей и междендритных пространств чётко отображает действие по высоте и ширине заготовки сжимающих напряжений, а по длине – растягивающих напряжений.

Результаты металлографического анализа образцов трубной заготовки Ø 250 мм приведены в табл. 2 и 3. Деформация не привела к заметному изменению объёмных долей ликвационных участков (бывших междендритных пространств) и участков без видимой ликвации (бывших дендритных ветвей) в структуре стали 09Г2С. Без учёта слоя вблизи поверхности заготовки, в котором наблюдаются следы бывших минимальных столбчатых и хлопьевидных дендритов δ -феррита, разница в количестве ликвационных участков и участков без ликвации в дендритной структуре стали 09Г2С между поверхностными и центральными слоями после прокатки составила 6,8 %. В каждом анализируемом слое деформация способствовала незначительному увеличению объёмной доли ликвационных участков по сравнению с аналогичным слоем в литой структуре (табл. 2). При этом

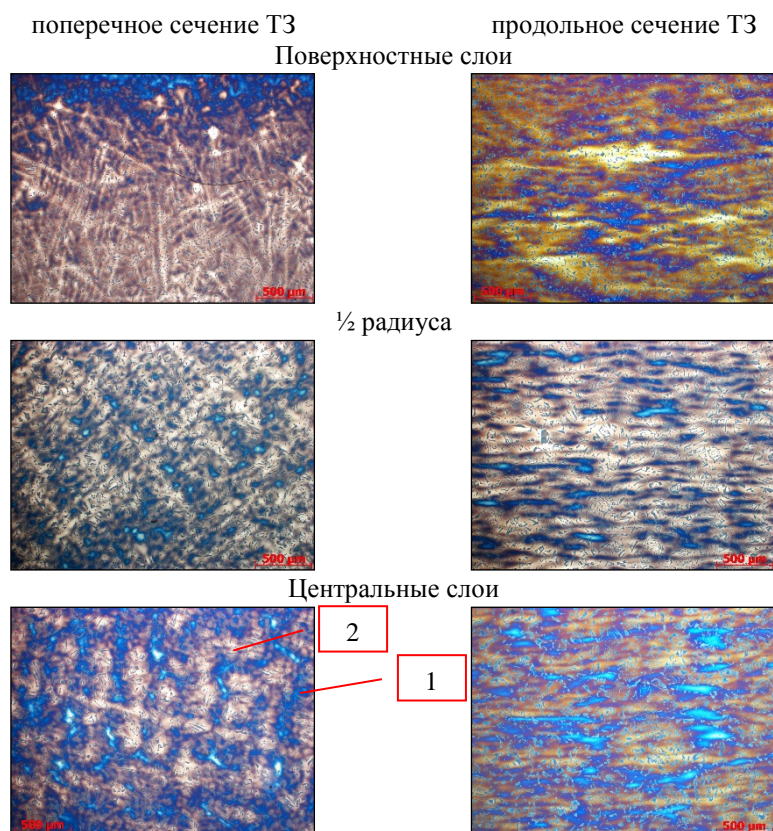


Рис. 3. Изменение следов дендритной структуры по сечению ТЗ \varnothing 250 мм, \times 50:
 1 – ликвационные участки (тёмные участки, синего цвета),
 2 – участки без сегрегации (светлые участки)

наибольшее увеличение на 3,38 и 4,05 % наблюдается на расстоянии 75 и 50 % радиуса заготовки.

Результаты МРА показали, что продолжительный нагрев НЛЗ не оказал влияния на содержание кремния и марганца в ликвационных участках и в участках без видимой ликвации. Определено, что для кремния K_{δ} составляет 1,36, 1,38, 1,42, для марганца K_{δ} – 1,33, 1,35, 1,43 в поверхностных слоях, на расстоянии $\frac{1}{2}$ радиуса и в центральных слоях заготовки, т. е. эти два элемента в микроструктуре стали 09Г2С по сечению трубной заготовки, как и по сечению НЛЗ, распределены также равномерно. Эти данные доказывают, что химическая неоднородность кремния и марганца, образовавшаяся в результате дендритной ликвации этих элементов, остаётся практически постоянной в микроструктуре низколегированной стали 09Г2С при продолжительном нагреве до высоких температур (1200 – 1220 °С) и пластической деформации методом горячей прокатки.

Пластическая деформация способствовала уменьшению размеров следов дендритной структуры по всему сечению трубной заготовки (табл. 2). Отсутствие разницы в значениях размеров бывшей дендритной структуры в продольном и поперечном направлении, как и в НЛЗ, характерно для всех анализируемых слоёв и форм следов дендритных кристаллов, кроме минимальных столбчатых дендритов δ -феррита вблизи самой поверхности. Здесь эта тенденция сохранилась, но при этом разница составила уже 20,0 %.

В среднем по сечению эта структурная составляющая низколегированной стали 09Г2С стала мельче в 1,62 раза.

По изменению среднего размера следов дендритной структуры относительно исходного размера до деформации, в литом состоянии, можно судить об их степени деформации ϵ . Если в среднем по сечению бывшие дендриты деформировались на 34,85 %, то для каждого анализируемого слоя и формы бывших дендритных кристаллов характерна своя степень относительной деформации. Её распределение по сечению имеет неоднозначный характер. Минимальная степень деформации $\epsilon = 9,57$ % характерна для следов столбчатых дендритов δ -феррита с наименьшими размерами. Наиболее деформированными при горячей прокатке оказались бывшие дендриты δ -феррита хлопьевидной формы $\epsilon = 52,69$ % и столбчатые кристаллы на расстоянии $\frac{1}{2}$ радиуса заготовки $\epsilon = 49,61$ %. Если, ввиду узкой ширины слоя минимальных кристаллов и единичных следов бывшего δ -феррита хлопьевидной формы, деформацию следов дендритной структуры рассматривать на расстоянии от центра до 98 % радиуса, то описать её распределение можно следующим образом. По мере удаления от поверхности к центральным слоям заготовки степень деформации следов дендритной структуры увеличивается, на расстоянии $\frac{1}{2}$ радиуса она достигает максимальных значений, а затем уменьшается и в центральных слоях ϵ достигает минимальных значений.

Для более полной картины распределения деформации по сечению трубной заготовки $\varnothing 250$ мм проанализируем, как после горячей прокатки изменилась плотность следов дендритной структуры. Как было показано в работах [21, 22] при разработке метода оценки деформированного состояния металла наиболее информативным показателем изменений, которые дендритная структура испытывает при влиянии различных факторов, была принята плотность её следов. В табл. 3 приведены её значения для каждого анализируемого слоя трубной заготовки. Заметно, что после прокатки тенденция изменения плотности следов бывшей дендритной структуры по сечению деформированной заготовки аналогична характеру её изменения по сечению литой заготовки до деформирования.

Для количественной оценки влияния пластической деформации на плотность следов дендритной структуры определена величина её уплотнения C (от англ. *compaction* – уплотнение, сжатие, прессование):

$$C = \frac{N_2}{N_1},$$

где N_1 – плотность следов дендритной структуре в исходном состоянии (до деформации);

N_2 – плотность следов дендритной структуре в деформированном состоянии.

С нашей точки зрения, этот параметр характеризует, как в процессе прокатки происходит естественная вытяжка для каждого анализируемого слоя заготовки и насколько её величина отличается от коэффициента фактической вытяжки λ . Уплотнение следов дендритной структуры стали 09Г2С изменяется по сечению трубной заготовки $\varnothing 250$ мм от 1,48 до 3,94 раза. По мере удаления от поверхности заготовки его значения увеличиваются, достигают максимума на расстоянии $\frac{1}{2}$ радиуса и уменьшаются в центральных слоях. При этом относительная погрешность определения коэффициента вытяжки λ по среднему уплотнению следов дендритной структуры δ составила 1,1 %.

В связи с изложенным выше, в качестве критерия оценки работы метода определения прорабатываемости структуры принят коэффициент вытяжки λ – отношение площади поперечного сечения заготовки до и после прокатки. Для установления зависимости уплотнения структуры в процессе деформации от величины фактической вытяжки предложен коэффициент прорабатываемости следов дендритной структуры K , определяемый по формуле:

$$K = 1 - \delta_\lambda,$$

где δ_λ – погрешность определения уплотнения следов дендритной структуры относительно коэффициента вытяжки λ .

Если $K < 1$, то при прокатке структура металла в этих слоях заготовки не претерпевает особого деформационного воздействия. Если $K > 1$, то при прокатке структура металла заготовки в таких микрообъёмах находится в зоне интенсивной пластической деформации.

Изменение коэффициента прорабатываемости следов дендритной структуры низколегированной стали 09Г2С по сечению трубной заготовки $\varnothing 250$ мм показано на графике (рис. 4). Данный график демонстрирует, что зона интенсивной пластической деформации распространяется от поверхности до середины радиуса заготовки. Можно полагать, что центральные слои заготовки после прокатки остались «непроработанными», т. е. они испытали на себе только действие растягивающих напряжений, и, вероятно, их деформация проходила в упругой области.

Полученные результаты хорошо согласуются с описанием распределения зон деформации в высоком очаге деформации [29]. Очевидно, что малая степень деформации ϵ следов мелких дендритных кристаллов в поверхностном слое – это следствие наличия зоны прилипания, узкой области затруднительной деформации I при контакте поверхности заготовки с прокатными валками. За областями I расположены области II наиболее интенсивной высотной и поперечной деформации, в которых напряжённое состояние описывается схемой всестороннего сжатия. Соотношение между сжимающими напряжениями таково, что пластическая деформация осуществляется. Продольные сжимающие напряжения по мере перехода от контакта с валками к горизонтальной плоскости симметрии заготовки уменьшаются и на границе между областями II и III становятся равными нулю. Поэтому металл области II, удлиняясь, как бы силой тянет за собой металл области III, который в свою очередь сопротивляется вытяжке. В результате прокатки исходной заготовки сечением 335×400 мм коэффициент естественной вытяжки области III (центральных слоёв) становится меньше коэффициента фактической вытяжки λ (табл. 3), и, следовательно, значения коэффициента прорабатываемости K – меньше 1 (рис. 4).

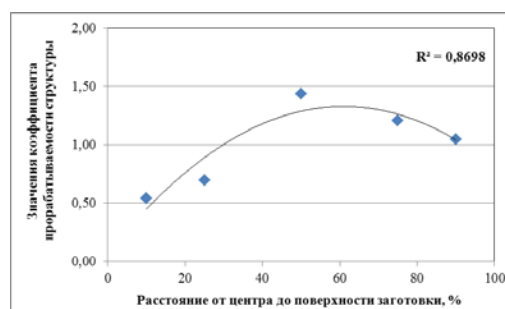


Рис. 4. Изменение коэффициента прорабатываемости следов дендритной структуры от центра до поверхности трубной заготовки Ø 250 мм

Таким образом, использование предложенного коэффициента прорабатываемости структуры даёт возможность анализировать технологические процессы обработки металлов давлением с заведомо высокой степенью неравномерности, что является особо актуальным для горячекатаного проката крупных сечений.

Выводы. Исследованы особенности дендритного строения в исходной, литой, структуре стали 09Г2С в объёме непрерывнолитой заготовки 335 × 400 мм. Определено, что дендритная структуры стали 09Г2С характеризуется достаточно равномерным распределением кремния и марганца в продольном и поперечном сечении НЛЗ. Между поверхностными и центральными слоями разница объёмных долей ликвационных участков и участков без ликвации составляет 6,5 %, среднего размера дендритной структуры – 2,64 раза.

Исследовано влияние деформации на параметры дендритной структуры непрерывнолитой заготовки сечением 335 × 400 мм и неравномерности её распределения по сечению трубной заготовки Ø 250 мм.

Пластическая деформация способствовала изменению формы бывших дендритов. В поперечном сечении она стала более сжатой, а в продольном сечении – вытянутой. При прокатке в калибрах такое изменение формы дендритных ветвей и междендритных пространств в полной мере отображает действие напряжений: сжимающих – по высоте и ширине заготовки и растягивающих – по длине заготовки.

Установлено, что коэффициенты дендритной ликвации кремния и марганца остаются практически постоянными и в литой, и в деформированной микроструктуре низколегированной стали 09Г2С и составляют в литом состоянии 1,48 и 1,44 для кремния и марганца соответственно; в горячедеформированном состоянии – 1,40 для обоих элементов.

Определено, что в процессе горячей прокатки следы бывшей дендритной структуры стали мельче в среднем по сечению в 1,62 раза. При этом разница объёмных долей ликвационных участков и участков без ликвации между поверхностными и центральными слоями трубной заготовки не изменилась и составила 6,8 %.

Показано, что величина естественной вытяжки (уплотнение следов дендритной структуры) изменяется по сечению трубной заготовки Ø 250 мм от 1,48 до 3,94 раза. По мере удаления от поверхности заготовки её значения увеличиваются, достигают максимума на расстоянии $\frac{1}{2}$ радиуса и уменьшаются в центральных слоях. Относительная погрешность определения коэффициента фактической вытяжки λ по среднему уплотнению следов дендритной структуры δ составляет 1,1 %.

Для установления зависимости уплотнения структуры в процессе деформации от величины фактической вытяжки предложен коэффициент прорабатываемости следов дендритной структуры K . Если $K < 1$, то при прокатке структура металла в этих слоях заготовки не претерпевает особого деформационного воздействия. Если $K > 1$, то при прокатке структура металла заготовки в таких микрообъёмах находится в зоне интенсивной пластической деформации.

Установлено, что при прокатке в калибрах под действием сжимающих напряжений пластическая деформация распространилась на глубину до $\frac{1}{2}$ радиуса трубной заготовки Ø 250 мм. От поверхности до середины радиуса заготовки коэффициент прорабатываемости K изменяется от 1,05 до 1,44. В центральных слоях заготовки его значение уменьшается до 0,54, то есть в процессе деформации они были подвержены только растягивающим напряжениям и остались непроработанными.

ЛИТЕРАТУРА

1. Лебедев В. Н. Определение степени прорабатываемости металла при деформировании / В. Н. Лебедев, В. П. Троицкий, Ю. М. Антошенков, В. М. Коровина // Известия вузов. Чёрная металлургия. – 1977. – № 3. – С. 109 – 111.
2. Чекмарёв А. П. Теория прокатки крупных слитков / А. П. Чекмарёв, В. Л. Павлов, В. И. Мелешко, В. А. Токарев. – М.: Металлургия, 1968. – 252 с.
3. Смирнов А. Н. Крупный слиток / А. Н. Смирнов, С. Л. Макуров, В. М. Сафонов, А. Ю. Цупрун. – Донецк: ДонНТУ, 2009. – 278 с.
4. Сладкошеев В. Т. Качество стали при непрерывной разливке / В. Т. Сладкошеев, В. И. Ахтырский, Р. В. Потанин [и др.]. – М.: Металлургиздат, 1964. – 200 с.
5. Чижиков А. И. Непрерывная разливка стали в заготовки крупного сечения / А. В. Чижиков, В. П. Перминов, В. Л. Иохимович [и др.]. – М.: Металлургия, 1970. – 136 с.
6. Павлов В. Л. Метод экспериментального исследования деформации металла при прокатке крупных слитков / В. Л. Павлов, Н. П. Спиридонов // Труды Института чёрной металлургии. Прокатное производство. – Киев: Издательство Академия наук Украинской ССР, 1957. – Том IX. – Выпуск 2. – С. 43–52.
7. Hollenberg. Bemerkungen zu den Vorgängen beim Walzen des Eisenes / Hollenberg // Stahl und Eisen. – 1883. – S. 121.
8. Мец Н. Горячая прокатка и калибровка (основанная на исследованиях течения металла в испытуемых полосах) / Н. Мец. – Москва – Ленинград: Главная редакция литературы по чёрной металлургии, 1937. – 332 с.
9. Голубев Т. М. Особенность деформации слитка при прокатке на блуминге / Т. М. Голубев // Труды Всесоюзного научного инженерно-технического общества металлургов (ВНИТОМ). – М.: Металлургиздат, 1954. – Том 2. – С. 57 – 73.
10. Голубев Т. М. Распределение деформации внутри прокатываемой полосы / Т. М. Голубев // Известия Академии наук СССР. Отделение технических наук. – 1950. – № 4. – С. 582 – 590.
11. Чекмарёв А. П. Глубина распространения пластической деформации сжатия при прокатке крупных слитков / А. П. Чекмарёв, В. Л. Павлов // Труды Института чёрной металлургии. Прокатное производство. – Киев: Издательство Академия наук Украинской ССР, 1957. – Том IX. – Выпуск 2. – С. 53–66.
12. Чекмарёв А. П. О неравномерности деформации металла и напряжениях при прокатке крупных слитков / А. П. Чекмарёв, В. Л. Павлов // Труды Института чёрной металлургии. Прокатное производство. – Киев: Издательство Академия наук Украинской ССР, 1957. – Том IX. – Выпуск 2. – С. 67–85.
13. Александров П. А. Противоречия в современном направлении развития блумингов и пути их разрешения / П. А. Александров // Сборник научных трудов. Обработка металлов давлением. – М.: Металлургиздат, 1953 – Выпуск 2. – 263 с.
14. Клименко В. М. К вопросу об определении деформируемости металла и распределении напряжения при прокатке крупных слитков / В. М. Клименко // Труды Института чёрной металлургии. Прокатное производство. – Киев: Издательство Академия наук Украинской ССР, 1957. – Том IX. – Выпуск 2. – С. 88 – 97.
15. Гладышев Н. Г. Качество горячекатаной стали, полученной из непрерывно литой заготовки / Н. Г. Гладышев, В. П. Дружинин, Е. В. Федорчук [и др.] // Бюллетень ЦНИИИТЭИЧМ. – 1965. – № 10 (510). – С. 42 – 43.
16. Чижиков А. И. Влияние величины деформации на качество сортового проката из непрерывнолитых заготовок / А. И. Чижиков, В. Л. Иохимович, Г. П. Рачук [и др.] // Бюллетень ЦНИИИТЭИЧМ. – 1966. – № 2 (526). – С. 36 – 37.
17. Энгельман В. Обработываемость давлением заготовок непрерывной разливки / В. Энгельман, Х. Фосс, Р. Кольп // Чёрные металлы. – 1967. – № 17. – С. 27 – 34.
18. Поляков В. В. Качество сортового проката из непрерывнолитых заготовок / В. В. Поляков, Ю. Е. Канн, О. В. Мартынов и др. // Бюллетень ЦНИИИТЭИЧМ. – 1967. – № 15 (563). – С. 53 – 54.
19. Подвинцев А. Д. Качество проката и штампованных изделий из непрерывных слитков крупного сечения / А. Д. Подвинцев, А. И. Чижиков, Ф. Д. Зезеев и др. // Проблемы стального слитка: труды III конференции по слитку. – М.: Металлургия, 1969. – С. 384 – 386.
20. Либерман Л. А. Минимальное обжатие непрерывнолитых заготовок для получения качественного проката / Л. А. Либерман, И. В. Дубровин, И. И. Таланов [и др.] // Металлург. – 1993. – №. 4. – С. 31 – 34.
21. Левченко Г. В. Оценка деформированного состояния металла по изменению параметров дендритной структуры / Г. В. Левченко, Е. Г. Дёмина, Воробей С. А. [и др.] // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2009. – № 5. – С. 71 – 75.
22. Дёмина Е. Г. Метод определения степени накопленной деформации в трубных и колёсных заготовках по изменению плотности «следов» дендритной структуры / Е. Г. Дёмина // Наука і металургія. Електронне видання збірки наукових праць. – Дніпро, 2017. – Випуск 1. – С. 44 – 61. Режим доступа: http://isi.gov.ua/wp-content/uploads/2018/03/НАУКА-І-МЕТАЛУРГІЯ_1_2017.pdf.
23. Коваленко В. С. Металлографические реактивы / Справочник под ред. В. С. Коваленко. – М.: Металлургия, 1981. – 102 с.

24. Дёмина Е. Г. Влияние углерода, кремния и марганца на морфологию дендритной структуры конструкционных сталей перитектического типа / Е. Г. Дёмина, Г. В. Левченко, Т. В. Грицай // Сборник научных трудов. Фундаментальные и прикладные проблемы чёрной металлургии. – Днепропетровск: «Візіон». – 2005. – Выпуск 10. – С. 213 – 231.
25. Голиков И. Н. Дендритная ликвация в сталях и сплавах / И. Н. Голиков, С. Б. Масленков. – М.: Металлургия, 1977. – 223 с.
26. Салтыков С. А. Стереометрическая металлография / С. А. Салтыков – М.: Металлургия, 1976. – 271 с.
27. Рутес В. С. Метод определения скорости кристаллизации непрерывнолитой заготовки по дендритной структуре / В. С. Рутес, Е. И. Акимова, Е. В. Филиппова // Бюллетень ЦНИИТЭИЧМ. – 1969. – № 16. – С. 51 – 53.
28. Прокатные станы. В 3-х томах. Том 1. Обжимные, заготовочные и сортопрокатные станы 500 – 950 / Справочник под ред. В. Г. Антипина. – М.: Металлургия, 1992. – 432 с.
29. Тарновский И. Я. Деформация металла при прокатке / И. Я. Тарновский, А. А. Поздеев, В. Б. Ляшков. – Свердловск: Государственное научно-техническое издательство по чёрной и цветной металлургии. Свердловское отделение, 1956. – 287 с.

УДК 621.771.294:620.17

ДОСЛІДЖЕННЯ ВТОМНИХ ВЛАСТИВОСТЕЙ ЗАЛІЗНИЧНИХ ОСЕЙ, ВИГОТОВЛЕНИХ НА ПАТ «ІНТЕРПАЙП НТЗ» ЗА АМЕРИКАНСЬКИМ СТАНДАРТОМ

О. І. Бабаченко д.т.н., Г. А. Кононенко к.т.н., К. Г. Дьоміна к.т.н., А. М. Хуліп к.т.н., О. А. Шпак

Інститут чорної металургії НАН України, м. Дніпро

Вивчена втомна міцність та мікроструктура залізничних осей марки F, виготовлених на ПАТ «ІНТЕРПАЙП НТЗ» за стандартом AAR M-101. Показано, що поверхневий шар осі має більш високі значення втомної довговічності в порівнянні з шаром на глибині 1/2 радіуса осі. Встановлено, що осі марки F за втомною довговічністю не поступаються осям марки EA1N (стандарт EN 13261), виготовленим на тому ж підприємстві з операцією кування і без нього. Показано, що причиною низької втомної міцності осьової сталі можуть бути такі дефекти її структури, як мікропори, точкові комплексні оксиди та структурна неоднорідність.

Залізнична вісь, втомна міцність, зразок, мікроструктура, твердість, мікропора, оксид, структурна неоднорідність, злам

The fatigue strength and microstructure of the grade F railway axles manufactured at PJSC “INTERPIPE NTZ” according to the standard AAR M-101 have been studied. It is shown that the surface layer of the axis has higher values of fatigue life in comparison with the layer at a depth of 1/2 radius of the axles. It has been established that the F axles is not inferior to the fatigue longevity of the EA1N (standard EN 13261), made at the same enterprise with a forging operation and without it. It is shown that the reason of low fatigue strength of an axle steel can be such defects of its structure as micropores, point complex oxides and structural inhomogeneity.

Railway axle, fatigue strength, sample, microstructure, hardness, micropore, oxide, structural heterogeneity, fracture

Залізнична вісь є високо навантаженою деталлю рухомого складу. В процесі експлуатації на залізниці вона піддається значним статичним, динамічним і циклічним впливам. Різноманіття напружень, що діють на колісну пару при її обертанні, може призвести до втомних пошкоджень цих виробів. Основною причиною непередбачуваних руйнувань осей при їх експлуатації на залізниці є втома металу. Такі руйнування призводять до великих матеріальних, а іноді і екологічних збитків. Тому дослідження втомної міцності осьової сталі є досить актуальним питанням.

За останні кілька років на ПАТ «ІНТЕРПАЙП НТЗ» була освоєна технологія виробництва залізничних осей марки F за стандартом AAR M-101. Дійсні дослідження присвячені вивченню втомної міцності поверхневих і внутрішніх шарів металу цих виробів в порівнянні з осями інших марок, для прогнозування їх працездатності на залізниці.

В роботі були випробувані зразки, хімічний склад яких наведено в табл. 1.

Таблиця 1. Хімічний склад досліджуваної осьової сталі

№ плавки	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Al	Cu	Ti	V
10746	0,49	0,21	0,86	0,012	0,002	0,09	0,11	0,024	0,14	0,001	0,04

Випробування проводили відповідно до ГОСТ 25.502 «Методи механічних випробувань металів. Методи випробувань на втому» [1] на циліндричних зразках з робочою частиною діаметром 8 мм (тип II за ГОСТ 25.502-79) з використанням випробувальної машини типу УБМ при чистому згині з обертанням (коефіцієнт асиметрії дорівнює -1). Випробування були проведені при максимальних напруженнях циклу 295 і 286 МПа.

Металографічні дослідження зразків на втомну довговічність після їх випробувань виконували на світлових мікроскопах «Neophot 30» і «Axiovert 200M MAT» після травлення зразків 4 % розчином азотної кислоти в етиловому спирті. Вміст неметалевих включень в зразках оцінювали за ГОСТ 1778. Твердість визначали за методом Роквелла (шкала С) на твердомірі ТК-2М.

Зразки для випробувань на втомну міцність були вирізані з шийки осі: з маркуванням 1, 2, 3, 4 були відібрані від поверхні осі; 5, 6, 7, 8 – на глибині 1/2 радіуса осі (рис. 1).

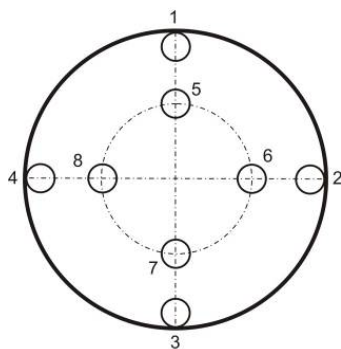


Рис. 1. Розташування зразків в поперечному перерізі осі

Метою досліджень було визначення втомної довговічності зразків, вирізаних з поверхневих і внутрішніх (1/2 радіуса) шарів металу осі. Результати втомних випробувань представлені на рис. 2, 3.



Рис. 2. Результати випробувань зразків при напруженні 286 МПа



Рис. 3. Результати випробувань зразків при напруженні 295 МПа

Як показали результати випробувань (рис. 2, 3), відмінність втомної міцності металу осі на її поверхні і у внутрішній частині (1/2 радіуса) при напруженні 295 і 286 МПа складає 15,0 і 46,4% відповідно. Більш висока втомна міцність поверхневого шару металу в порівнянні з 1/2 радіуса пояснюється тим, що при нормалізації осі в процесі її виробництва поверхневі шари металу охолоджуються з більшою швидкістю і мають в результаті цього більший рівень міцності. Це припущення підтвердили виміри твердості зразків методом Роквелла (рис. 4), які показали, що зразки, відібрані від поверхні осі, мають в середньому на 1,1 HRC (13,0%) більшу твердість, ніж зразки, відібрані від внутрішніх шарів (1/2 радіуса).

Як відомо [2], втомні характеристики сталі знаходяться в прямій кореляційній залежності з її властивостями міцності, так як для зародження втомної тріщини в більш міцній сталі необхідне або більш високе напруження, або більша кількість циклів навантаження.

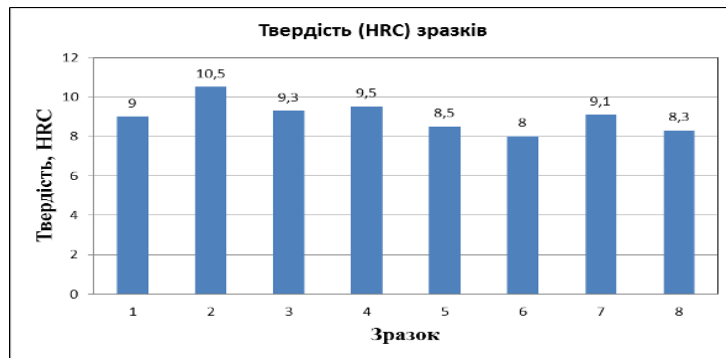


Рис. 4. Середня (за 6 вимірами) твердість по Роквеллу зразків, випробуваних на втомну міцність

Зразки №2 і №8 показали більш низькі значення втомної міцності (150 000 і 157 000 циклів відповідно) в порівнянні з іншими зразками, випробуваними при тих же навантаженнях, через присутність в їх мікроструктурі мікропор і підвищеного забруднення неметалевими включеннями.

Для визначення причини низької втомної міцності зразків №2 і №8 був виконаний мікроструктурний аналіз (рис. 5). В якості порівняльного був обраний зразок №3, який показав при випробуваннях на порядок більшу втомну міцність, ніж зразок №2 при однаковій напрузі випробування.

Аналіз показав, що метал зразків №2 і №8 має більший розмір комплексних оксидів, ніж зразок №3 (рис. 5, $\times 500$). Крім того, мікроструктура зразків №2 і №8 відрізняється від №3 більш вираженою структурною неоднорідністю: при збільшеннях 25-50 крат видна нерівномірність розподілу фериту і перліту.

Оскільки втомна тріщина при циклічному навантаженні зароджується біля концентраторів напружень (надрізи, тріщини, неметалеві включення, пори) або в місцях структурної неоднорідності, які є місцями стоку дислокацій під дією напружень [2, 3], то виявлені особливості мікроструктури в металі зразків №2 і №8 в порівнянні з №3 могли стати причиною малої кількості циклів навантаження зразків до їх руйнування.

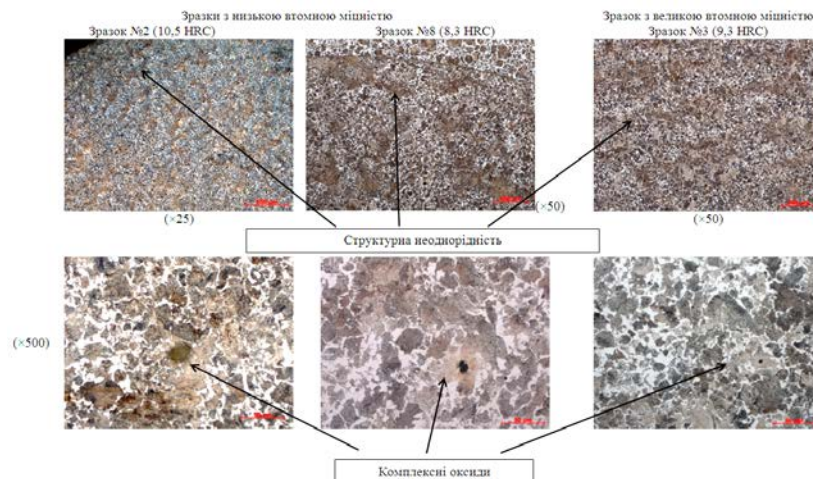


Рис. 5. Мікроструктура зразків з низькою і високою втомною міцністю

Додатково були досліджені зразки 1 та 4. Це зразки, відібрані від поверхні шийки осі, які мають велику різницю втомної міцності (84,2%) при однакових умовах випробувань (максимальне напруження циклу 295 МПа).

Було встановлено (рис. 6), що причиною більшої на 84,2% втомної міцності зразка №4 в порівнянні зі зразком №1 є перш за все менший в 6,8 разів розмір мікропор (51,9 мкм проти 7,6 мкм), а також більш висока його твердість (на 10,5%) і менш виражена неоднорідність структури. Забрудненість неметалевими включеннями для двох зразків знаходиться практично на однаковому рівні.

Як наслідок, лам зразка №4 має більш глибокий рельєф, більш виражені втомні борозенки і менший розмір зони доламу.

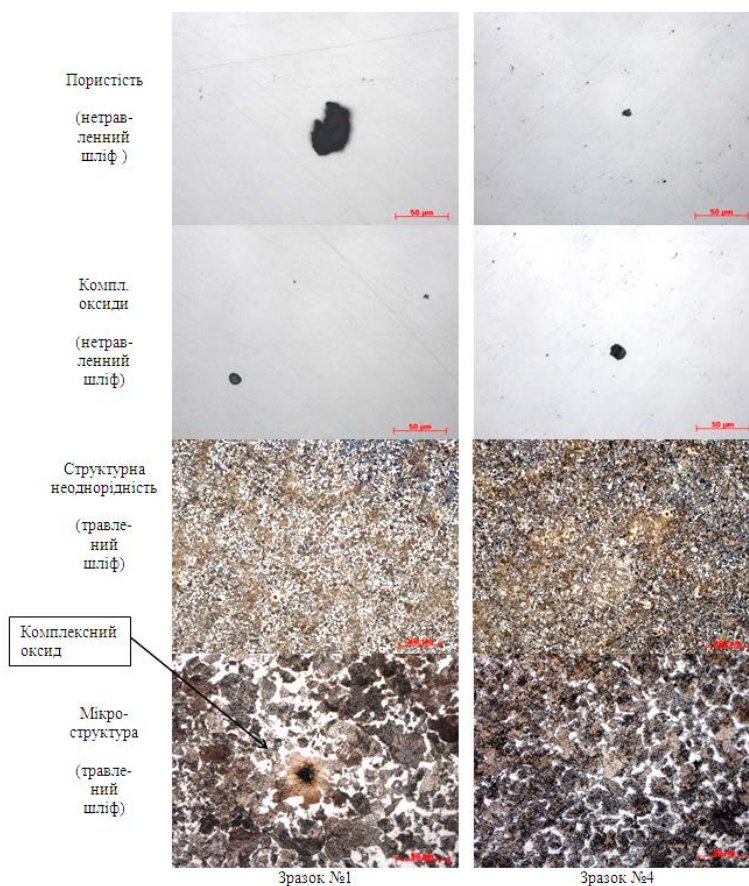


Рис. 6. Мікроструктура зразків 1, 4

Крім наведених вище зразків була також випробувана на втомну міцність друга партія зразків (8 шт.), відібрана від осі іншої плавки тієї ж марки (пл. 10745). Партія №2 зразків показала близькі до першої партії значення втомної міцності досліджуваної осьової сталі (рис. 7, 8).

Отримані дані втомних характеристик для осей марки F були зіставлені з даними для осей марки EA1N (рис. 7, 8), вироблених з операцією кування і без нього. Осі двох марок були випробувані в ІЧМ НАН України за однаковою методикою і на однаковому типі зразків.

Як видно з рис. 7 і 8, втомні характеристики осей марки F як на поверхні, так і на глибині $\frac{1}{2}$ радіуса знаходяться приблизно на однаковому рівні з відповідними показниками для осей марки EA1N, виготовленої з куванням і помітно перевищують втомні характеристики осей марки EA1N, виготовленої без операції кування.

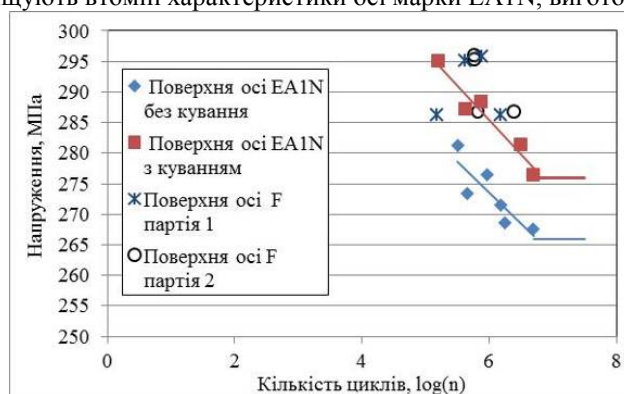


Рис. 7. Втомні характеристики поверхні осей марок F і EA1N виробництва ПАТ «ІНТЕРПАЙП НТЗ»

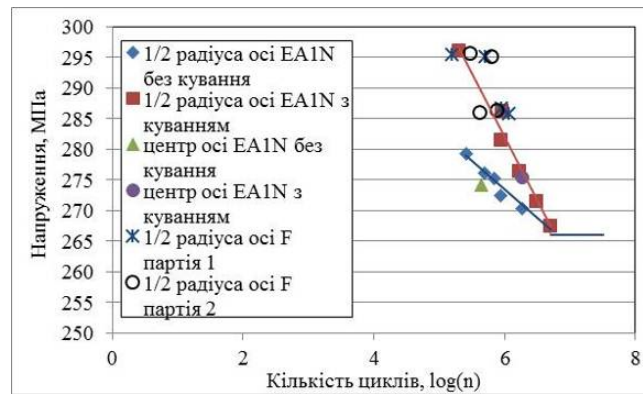


Рис. 8. Втомні характеристики осей марок F і EA1N на глибині $\frac{1}{2}$ радіуса і в центрі виробництва ПАТ «ІНТЕРПАЙП НТЗ»

В цілому можна сказати, що характеристики втомної довговічності осей марки F (стандарт AAR M-101), виробництва ПАТ «ІНТЕРПАЙП НТЗ», не поступаються осям марки EA1N (стандарт EN 13261), виготовленим на тому ж підприємстві з операцією кування і без нього.

ВИСНОВКИ

1. Результати втомних випробувань залізничної осі марки F (AAR M-101) виробництва ПАТ «ІНТЕРПАЙП НТЗ» показали, що при нарузі 295-286 МПа поверхневий шар виробу має на 15,0-46,4% більшу втомну міцність, ніж внутрішній шар на глибині $\frac{1}{2}$ радіуса поперечного перерізу осі.

2. Металографічний аналіз випробуваних зразків показав, що причиною низької втомної міцності осевої сталі можуть бути такі дефекти її структури, як мікропори, точкові комплексні оксиди та структурна неоднорідність.

3. Встановлено, що осі марки F (стандарт AAR M-101) виробництва ПАТ «ІНТЕРПАЙП НТЗ» за втомною довговічністю не поступаються осям марки EA1N (стандарт EN 13261), виготовленим на тому ж підприємстві з операцією кування і без нього.

ЛІТЕРАТУРА

- ГОСТ 25.502-79 Расчеты и испытания на прочность в машиностроении. Методы механических испытаний металлов. Методы испытаний на усталость. – [с 01.01.1981]. – ФГУП СТАНДАРТИНФОРМ. – 25 с.
- Золоторевский В. С. Механические свойства металлов: [учебник для вузов] / Золоторевский В. С. - [2-е изд.]. – М. : Metallurgiya, 1983. – 352 с.
- Гуляев А. П. Металловедение / А. П. Гуляев. – М. : Metallurgiya, 1977. – 648 с.

РОЗРОБКА І ВПРОВАДЖЕННЯ НОВИХ ПІДХОДІВ ДО ДІАГНОСТИКИ ТА УПРАВЛІННЯ ДОМЕННОЮ ПЛАВКОЮ¹

Шумельчик Є.І., к.т.н., Горупаха В.В., Семенов Ю.С., к.т.н., с.н.с.

Інститут чорної металургії ім. З.И. Некрасова НАН України, м. Дніпро

Для умов перехідних режимів доменної плавки з метою забезпечення її стабільності при зміні якісного і кількісного складу компонентів шихтових матеріалів, а також при зміні паливних добавок в дутті науково обґрунтовано комплексне використання інформації сучасних засобів автоматизованого контролю: стаціонарних термозондів і термопар футерівки по висоті і окружності доменної печі для виявлення нових закономірностей і зв'язків процесів з подальшим їх застосуванням для обґрунтування вибору управляючих впливів, а також запропоновано новий підхід до вибору енергоефективних режимів завантаження.

Доменна піч, програма завантаження, БЗП, термозонд, якість коксу, пиловугільне паливо, вміст окатишів в шихті, футерівка, задувка доменної печі.

For the conditions of the transitional modes of blast-furnace smelting in order to ensure its stability when changing the qualitative and quantitative composition of the components of charge materials, as well as when changing fuel additives in the blast, scientifically grounded comprehensive use of information of modern means of automated control: stationary thermo probes and thermocouples of the lining in height and circumference of the blast furnace to detect new patterns and connections of processes with their subsequent application to substantiate the choice of control influences, and also a new approach to choosing energy-efficient loading modes is proposed.

Blast furnace, loading program, IBD, thermal probe, coke quality, pulverized coal fuel, pellet content in the charge, lining, blowing blast furnace.

Сучасне доменне виробництво України, в порівнянні з провідними світовими виробниками чавуну: Китаєм, Японією та Індією, знаходиться в складному становищі – в умовах постійного зниження собівартості виплавки чавуну без необхідного обсягу інвестицій, спрямованого на модернізацію та реалізацію довгострокових інноваційних проектів, що дозволили б зайняти більш високі позиції в світовому рейтингу. Зниження собівартості виробництва чавуну здійснюється шляхом використання низькоякісних залізорудної сировини і коксу, а також при практично повній відмові від коштовного природного газу з переходом на технологію вдування пиловугільного палива (ПВП) [1–4]. В окремі періоди роботи доменних печей (ДП), у випадках зниження інтенсивності плавки з тих чи інших, часом кон'юнктурних, причин, переходять на технологію без природного газу із зволоженням дуттям, яка сприяє суттєвій витраті коксу на виплавку чавуну.

З метою виходу на прийнятні техніко-економічні показники плавки в такій ситуації актуальним стає розробка нових ефективних способів управління процесами доменної плавки в сформованих змінних шихтових і паливних умовах, а також в перехідні періоди роботи. Використання цих методів дозволяє отримати прийнятні техніко-економічні показники доменної плавки в сучасних умовах виробництва чавуну. Необхідною умовою розробки нових способів управління є оснащення доменних печей сучасними засобами контролю процесів (стаціонарні термозонди, термопари футерівки шахти, розпару та запличиків тощо), на підставі інформації яких встановлені нові залежності і зв'язки, що пояснюють протікання в об'ємі доменної печі різних процесів.

Представлені в роботі дослідження і розробки виконані на ДП №3 ТОВ «Метінвест Холдинг» (Україна) протягом періоду її роботи після реконструкції: з жовтня 2011 по грудень 2016 р. [3–18]. Вибір ДП №3 в якості основного об'єкта досліджень обумовлений застосуванням на ній технології зі змінним якісним і кількісним складом шихтових матеріалів в різних газо-дуттєвих і паливних режимах роботи. Так, в досліджуваних періодах роботи ДП №3 були використані різні паливні добавки до дуття в широких діапазонах їх зміни. На доменних печах використовували технології: з природним газом в дутті, без паливних добавок (т.зв. технологія на «безгазовій шихті») зі зволоженням дуттям, технологію спільної подачі природного газу і пиловугільного палива на початкових етапах освоєння ПВП, а також з витратами ПВП до 130 кг/т чавуну. Склад шихтових матеріалів характеризувався багатокомпонентністю і змінною якістю. Так, наприклад, вміст окатишів в суміші з агломератом змінювався від 10 до 90%, агломерат використовувався як виробництва місцевої аглофабрики зі значною кількістю в ньому вторинних ресурсів, так і привізний. У складі шихти також використовували різноманітні добавки: залізну руду, вапняк, конвертерний шлак, брикети з відсіву окатишів, марганцевмісні добавки, що володіють ефектом промивок горна, інші металодобавки. Якість коксу при цьому

¹ За матеріалами наукової роботи, представленої на здобуття премії Президента України для молодих вчених у 2018 р.

змінювалась в широкому діапазоні, використовували кокс як місцевого виробництва, так і привізний від широкого спектра постачальників.

Робота ДП №3 в таких умовах вимагала постійного коригування технології ведення доменної плавки: зміни режимів завантаження, забезпечення промивок горна для поновлення коксової насадки та коригування параметрів дуттєвого режиму. ДП №3 за рівнем оснащення сучасними засобами контролю відповідає світовим стандартам, що дозволяє з використанням їх інформації розробити нові методи контролю і управління доменної плавкою. Оснащення ДП №3 сучасним лотковим безконусним завантажувальним пристроєм (БЗП) фірми «Paul Wurth» дозволило використовувати на печі різні варіанти режиму завантаження, спрямовані на підвищення техніко-економічних показників плавки в змінних умовах виробництва [5, 7–9]. БЗП фірми «Paul Wurth», встановлене на ДП №3, по ряду основних параметрів і конструктивних особливостей не має аналогів в Україні, цей апарат являє собою одноконтурне БЗП, що передбачає можливість завантаження шихтових матеріалів з температурою до 400 °С.

В останній час доменне виробництво України, як взагалі вся металургійна галузь переживає важкі часи. Через брак сировини доменні цехи часто тривалий час простоюють. У зв'язку з чим, доменні печі зупиняють на термін, що перевищує допустимий, відповідно до вимог технологічних інструкцій ведення технології. У роботі представлені результати задувок доменних печей після їх тривалої зупинки із застосуванням нових удосконалених підходів, які дозволили безаварійно вивести печі на робочі показники [16]. Цей досвід, хоча і змушений, однак, на жаль, є актуальним для сучасних реалій виробництва чавуну в Україні.

Метою роботи є удосконалення та реалізація методів діагностики і управління доменною плавкою які забезпечують її енергоефективність при зміні шихтових і паливних умов.

Науково-технічні результати роботи.

1. Перед пуском сучасної доменної печі після її реконструкції виконано дослідження параметрів потоків шихтових матеріалів, що завантажуються в піч за допомогою безконусного завантажувального пристрою (БЗП), розподілу маси порцій і їх компонентів на колошнику, визначені витратні характеристики шихтового затвору бункера БЗП, а також дослідження формування профілю поверхні засипу шихти, гранулометричного і компонентного складів шару залізвмісних матеріалів по радіусу колошника. Виконаний комплекс досліджень дозволив після задувки печі визначити і реалізувати режими роботи механізмів БЗП, необхідні для ефективного застосування раціональних програм завантаження доменної печі [5].

2. Розроблено та реалізовано на доменній печі модельну систему для підтримки прийняття рішень по вибору і коригуванню програм завантаження, що дозволяє технологічному персоналу приймати адекватні управляючі рішення по зміні режимів завантаження печі. Крім основної функції, використання системи націлене було також на навчання технологічного персоналу в умовах освоєння нового завантажувального пристрою [6].

3. В умовах нестабільної якості шихтових матеріалів розроблено новий підхід до вибору раціональних програм завантаження БЗП, заснований на зменшенні кількості робочих кутових положень лотка і зміщенні від порції до порції в рамках циклу завантаження умовних «гребенів» (максимумів рудного навантаження) уздовж радіуса колошника. Позитивний досвід реалізації такої програми завантаження показаний на прикладі однієї з ДП ТОВ «Метінвест Холдинг», де понад три роки (з 2013 р.) вона з деякими коригуваннями використовувалася і забезпечувала поряд з іншими заходами високі техніко-економічні показники. На підставі запропонованого підходу були також розроблені та реалізовані варіанти програми завантаження для роздувочного періоду печі і для режимів роботи з високим вмістом окатишів в складі шихти [8, 9, 17].

4. Представлено досвід вибору раціональних кутів нахилу розподільного лотка БЗП при зміні конфігурації його футерівки. Розроблено заходи з оперативного управління периферійним газовим потоком, в тому числі при переході на технологію вдування пиловугільного палива. Розроблено та реалізовано рекомендації з управлінням окружним розподілом шихтових матеріалів на ДП, які дозволили зменшити нерівномірність температур футерівки верхніх горизонтів шахти доменної печі. Сформульовані і внесені доповнення в технологічну інструкцію по доменному виробництву вимоги до програми завантаження задувочної шихти після проведення капітального ремонту з шоткретуванням шахти [9].

5. Показано, що робота доменних печей печі на багатокомпонентній залізородній сировині при застосуванні ПВП обумовлює необхідність розробки технологічних прийомів і заходів, спрямованих на виключення можливості локалізації окремих матеріалів по перерізу ДП. Лабораторні дослідження і дослідно-промислове випробування показали, що в умовах роботи ДП на залізородній сировині з вмістом $Fe_{\text{общ}} \leq 56,0\%$ з високою часткою окатишів і при застосуванні ПВП, основність агломерату недоцільно підвищувати до величини, що перевищує 2,0 од. В умовах роботи ДП із застосуванням ПВП, розподілом компонентів залізородної частини шихти по перерізу колошника необхідно забезпечити підвищену концентрацію низькоосновної сировини в зоні локалізації частинок ПВП. Введення до складу шихтових матеріалів марганцевмісної добавки призводить до зниження температур плавлення суміші залізородних матеріалів, знижує в'язкість розплаву, знижує кількість розплаву завислого в коксовій насадці і підвищує технологічну стійкість доменного процесу [13].

6. Розроблено вимоги до розподілу газового потоку по радіусу печі, необхідні при його регулюванні в умовах вдування в горн ПВП для досягнення заданих або високих техніко-економічних показників плавки. Показано, що при управлінні газорозподілом по радіусу печі при вдуванні в горн ПВП необхідно забезпечити

достатню газопроникність периферійної зони, не допускаючи зайвого навантаження її залізородними матеріалами, забезпечити розвинений центральний газорозподіл з одночасним розвиненим взаємним перетіканням газів між периферією і центром, при розвиненому центральному газорозподілі для підвищення економічності плавки необхідно забезпечити вузьку осьову коксову віддушину [3, 13, 14].

7. Освоєння технології вдування ПВП на досліджуваних ДП в змінних шихтових умовах і з роботою на коксі зниженої якості при використанні раціональних режимів завантаження, формування порцій і раціонального шлакового режиму дозволили в 2016 р. довести витрату ПВП, в середньому, до 130 кг/т чавуну. Оперативний контроль показань термопар футерівки дозволив своєчасно здійснювати як гарнісажуєтворюючі заходи, так і коригувати розподіл компонентів шихтових матеріалів по радіусу і окружності печі. Реалізація змін програми завантаження згідно до розроблених вимог (див. п.6) і режиму формування порцій дозволила при роботі ДП без футерівки на початковому етапі освоєння ПВП знизити температури периферійного газового потоку по всій висоті печі, в середньому, на 13% і зменшити окружну нерівномірність температур на 11%. Використання в технології раціональних режимів завантаження при вдуванні ПВП дозволило до шоткретування забезпечити експлуатаційну стійкість системи охолодження і безаварійну роботу доменних печей [3].

8. Встановлено особливості зміни температури над поверхнею засипу шихти в залежності від витрати палива та вмісту окатишів в пристінній зоні, що відкриває можливість подальшого використання інформації термозондів для оперативного управління газовим потоком. Інформація, що отримується від стаціонарних термозондів, дозволяє контролювати вміст окатишів в периферійній зоні печі, що вкрай важливо при формуванні захисного гарнісажу в печі [11, 14].

9. В результаті досліджень встановлено відсутність впливу на характер розподілу температур газового потоку над поверхнею засипу по радіусу печі температури доменної шихти при її завантаженні, як в цілому, так і в окремих зонах перерізу печі по радіусу, температури газового потоку збільшуються пропорційно збільшенню кількості гарячого агломерату у складі шихти. Отримані результати дозволяють використовувати інформацію термозондів для управління завантаженням при різному компонентному складі шихтових матеріалів [11, 14].

10. Розроблено температурні показники розподілу газового потоку по радіусу доменної печі. Показники характеризують чотири основні характеристики температури газового потоку над поверхнею шихти: інтенсивність периферійного газового потоку, інтенсивність осьового газового потоку, газопроникність проміжної зони, ширину осьової коксової віддушину. Для доменних печей з БЗП і з конусним завантажувальним пристроєм (КЗП) встановлені їх оптимальні діапазони зміни при роботі доменних печей в різних газодинамічних і паливних умовах: при роботі з використанням в дутті збільшеної кількості водяної пари (на т.зв. «безгазовій шихті»), з природним газом, з природним газом та пиловугільним паливом, окремо з пиловугільним паливом. На основі запропонованих оптимальних діапазонів температурних показників розроблений та реалізований в автоматизованій системі управління експертний модуль коригування програми завантаження [14].

11. Виконано аналіз динаміки зміни температур футерівки заплечиків, розпару і шахти ДП за п'ять років її експлуатації – з грудня 2011 р. по вересень 2016 р. В результаті аналізу зміни температур футерівки виявлені технологічні чинники, що впливають на середньомісячні значення температури футерівки ДП. Так, на температури футерівки верхньої зони в більшій мірі впливає знос футерівки, на температури футерівки нижньої зони – формування стійкого гарнісажу. Встановлено фактори, що впливають на зміну середньоквадратичних відхилень температур футерівки по окружності печі: якість залізовмісних матеріалів і коксу, програма завантаження печі і режим формування порцій, захарашення горна і використання промивних матеріалів, параметри дуттєвого режиму з використанням різних паливних добавок, знос футерівки [10, 12].

12. Визначено граничні значення середньомісячних температур, які свідчать про частковий (~50%) або повний знос футерівки шахти, а також граничні значення температур нижньої зони печі, які характеризують наявність стійкого гарнісажу. Встановлено, що середньомісячна температура футерівки середини і верху шахти – 375–400 °С свідчить про її знос на ~50% (підтверджено геодезичними вимірюваннями двічі – в середині 2013 р., та на початку 2016 р.), потім руйнування футерівки сповільнюється. При перевищенні середньомісячною температурою значення 450 °С, як показали дві кампанії ДП, футерівка середини і верху шахти повністю відсутня. При середньомісячній температурі футерівки низу шахти, розпару та заплечиків – 300 °С має місце утворення в нижній зоні печі нестійкого гарнісажу, що вимагає прийняття рішень щодо коригування складу і режиму формування порцій шихти. Перевищення температурою футерівки нижньої зони значення 350 °С свідчать про повну відсутність захисного гарнісажу та (або) футерівки [12].

13. Прийнято, що одним з показників стабільного ходу печі можуть бути середньоквадратичні відхилення температур футерівки по окружності печі. Встановлено, що при порушеннях ходу печі середньоквадратичні відхилення температур перевищують величину $0,2 \cdot T_{\text{СЕР}}$, де $T_{\text{СЕР}}$ – середньомісячна температура футерівки шахти. Так, для рівнів установки термопар футерівки середини і верху шахти ДП величина середньоквадратичного відхилення температур по окружності печі не повинна перевищувати 60 °С, а допустима межа середньоквадратичного відхилення температур футерівки низу шахти, розпару та заплечиків становить 40 °С [12].

14. Виконано аналіз зміни температур, що реєструються термопарами футерівки шахти в періодах роботи доменної печі при практично повному зносі футерівки. Дана температура була ідентифікована як температура периферійного газового потоку і аналіз її зміни було виконано при роботі доменної печі в різних газодинамічних і паливних умовах: на «безгазовій шихті», з природним газом, з природним газом і пиловугільним паливом, з пиловугільним паливом. У досліджуваних різних газодинамічних і паливних умовах визначено екстремум кривої зміни температури периферійного газового потоку в нижній частині доменної печі, який прийнятий за положення кореня зони в'язко-пластичного стану. Результати, отримані раніше німецькими дослідниками свідчать на користь цієї гіпотези [15].

15. Розроблений і випробуваний метод обґрунтованого вибору розташування закритих повітряних фурм або повітряних фурм різного діаметру з використанням інформації про зміну температур футерівки по висоті і окружності доменної печі. В дослідних періодах роботи ДП, при використанні методу, в результаті зміни розташування закритих фурм зменшилися як окружна нерівномірність температур футерівки, так і середні значення температур. Так, середня температура футерівки низу шахти, розпару та заплечиків зменшилася на 33 °С – від 264 до 231 °С, а температура футерівки середини і верху шахти зменшилася на 88 °С – від 476 до 388 °С, що обумовлено перерозподілом інтенсивності газового потоку. Крім того, в результаті використання запропонованого методу перерозподіл газового потоку сприяв зменшенню питомої витрати коксу на 1,7% при практично незмінних витратах ПВП і коксового горіха, температури дуття, а також якісних та кількісних характеристик залізорудної сировини та коксу [18].

16. Розроблено основні технологічні вимоги до задувки доменної печі після її тривалої зупинки [16]. На підставі позитивного досвіду такої задувки після тривалої, понад нормативної, стоянки без випуску «козлового» чавуну і вигрібання матеріалів з печі, сформульовані наступні основні вимоги до задувки:

- зменшене, в порівнянні з традиційним, рудне навантаження на об'єм задувочної шихти (~ 0,10–0,15 т/т);
- використання в шихті першого об'єму і перших робочих шихт легкоплавких матеріалів невисокої основності (наприклад, доменний шлак 50–100%, плавиковий шпат в перших шихтах), в тому числі, передбачити можливість подачі легкоплавких матеріалів через повітряні фурми;
- секторна задувка з боку розташування чавунної льотки на малій кількості повітряних фурм (на початку задувки 1–2 фурми), забезпечення до початку задувки впевненого прогріву по висоті льотка-повітряна фурма, шляхом установа в чавунну льотку труб, через які подається природний газ і повітря для його горіння, забезпечення швидкості потоку дуття на виході з повітряної фурми не менше 150 м/с;
- низька інтенсивність нарощування газодуттєвих параметрів на початковому етапі задувки (витрата 1 м³ дуття/м³ об'єму на 5–7 добу та нарощування 1,6–1,8 м³ дуття/м³ об'єму через 10–15 діб);
- низька інтенсивність відкриття повітряних фурм в одному секторі (по 1–2 фурми на добу до досягнення 50% відкритих фурм через 7–10 днів) та перехід до секторного окружного відкриття фурм до кількості 75%, тривалістю 3–5 діб при забезпеченні нарощування кількості проплавленої шихти і газодинамічних параметрів дуття;
- зменшене, в порівнянні з прийнятим, рудне навантаження перших робочих шихт при пониженому вмісті заліза в шихті (1,0–1,5–2,0 т/т, що забезпечує утримання [Si] в чавуні ~ 5,0% в перші три доби, перехід на ливарний чавун в наступні 2–4 доби).

Заходи, виконані перед і в процесі задувок доменних печей ТОВ «Метінвест Холдинг» після тривалої стоянки сприяли виведенню печей на задані планово-економічні показники, забезпечили при цьому збереження вогнетривкої футерівки, конструкцій і обладнання

Наукова новизна результатів роботи. Обґрунтовано новий підхід до вибору раціональних програм завантаження, що забезпечує стабільний економічний хід доменної печі при зміні технологічних умов плавки; вперше розроблені температурні показники оцінки розподілу газового потоку по радіусу печі, встановлено їх раціональні діапазони зміни при роботі в різних газодинамічних і паливних умовах, вперше сформульовані вимоги до розподілу температур газового потоку по радіусу печі; вперше на основі аналізу температур футерівки по висоті печі протягом п'яти років її експлуатації встановлені граничні значення температур, при яких футерівка середини і верху шахти частково або повністю вироблена, для футерівки низу шахти, розпару і заплечиків встановлені: температура, яка свідчить про утворення в нижній зоні печі нестійкого захисного гарнісажу і температура, що характеризує повну його відсутність; вперше досліджено вплив дуттєвого режиму при використанні в ньому збільшеної кількості водяної пари, природного газу, природного газу із пиловугільним паливом та окремо пиловугільного палива на зміну форми кривої розподілу температури периферійного газового потоку по висоті печі від фурменної зони до колошника, що стало передумовою для розробки методу ідентифікації межі зони в'язко-пластичного стану в периферійній зоні печі.

Науково-практичне значення результатів роботи. Модельна система підтримки прийняття рішень по вибору і коригуванню програм завантаження; раціональні режими завантаження, які дозволили забезпечити стабільний і економічний хід плавки, а при використанні пиловугільного палива без футерівки шахти зменшити температури газового потоку периферійної зони по всій висоті печі та забезпечити збереження системи охолодження; експертний модуль коригування програми завантаження з використанням встановлених раціональних діапазонів зміни температурних показників розподілу газового потоку, метод обґрунтованого вибору розташування закритих повітряних фурм; нові положення задувки доменних печей

після їх тривалої зупинки, які дозволили вийти на планові показники і забезпечити збереження системи охолодження і броні печей.

Висновки.

Для умов перехідних режимів доменної плавки з метою забезпечення її стабільності при зміні якісного і кількісного складу компонентів шихтових матеріалів, а також при зміні паливних добавок в дутті науково обґрунтовано комплексне використання інформації сучасних засобів автоматизованого контролю: стаціонарних термозондів і термопар футерівки по висоті і окружності доменної печі для виявлення нових закономірностей і зв'язків процесів з подальшим їх застосуванням для обґрунтування вибору управляючих впливів, а також запропоновано новий підхід до вибору енергоефективних режимів завантаження. На підставі наведених основних положень задувок з урахуванням підготовчих заходів і технологічних особливостей розроблено регламент задувок доменних печей після тривалих зупинок без попереднього випуску «козлового» чавуну, які внесені доповненням в технологічну інструкцію по доменному виробництву.

1. *Большаков В.И.* Применение в Украине технологии доменной плавки с вдуванием пылеугольного топлива / В.И. Большаков // Сборник научных трудов ИЧМ «Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии». – 2011. – Вып. 23. – С. 30–36.
2. *Опыт и перспективы применения пылеугольного топлива на доменных печах Украины* / В.И. Большаков, А.Л. Чайка, В.В. Лебедь, А.А. Сохацкий // Металл и литее Украины. – 2013. – № 10. – С. 5–10.
3. *Introduction of Pulverized-Coal Injection at Yenakieve Iron and Steel Works* / Podkorytov A.L., Kuznetsov A.M., Zubenko A.V., Semenov Yu.S., Nesterov A.S., Shumel'chik E.I. // Steel in translation, May 2017, volume 47, issue 5, pp. 313–319.
4. *Особенности технологии доменной плавки с применением пылеугольного топлива* / Н.М. Можаренко, Ю.С. Семенов, В.В. Горупаха, Е.И. Шумельчик // Металлургическая и горнорудная промышленность, 2017. – № 5 – С. 2–9.
5. *Study of the Flow of Burden Materials and their Distribution on the Furnace Top of a Modern Blast Furnace* / V.I. Bolshakov, Yu.S. Semenov, N.G. Ivancha, V.I. Vishnyakov, E.I. Shumelchik, A.L. Podkorytov, I.Yu. Semion, A.M. Kuznetsov, A.V. Zubenko // Metallurgical and Mining Industry, 2012. – Vol. 4, № 3, pp. 158–165.
6. *Model system for selecting and correcting charging programs for blast furnaces equipped with a bell-less charging apparatus* / Yu.S. Semenov, E.I. Shumelchik, V.I. Vishnyakov, A.V. Nasledov, I.Yu. Semion, A.V. Zubenko // Metallurgist, January 2013, Volume 56, Issue 9-10, pp. 652-657.
7. *The Experience of the Implementation of Modern Blast Furnace Equipped with Bell-Less Top Charging Device under Conditions of Changing Quality of Charge Materials* / V.I. Bolshakov, Yu.S. Semyonov, A.M. Kuznetsov // Metallurgical and Mining Industry, 2013/2, pp. 56–64.
8. *Семенов Ю.С.* Выбор рациональных режимов загрузки доменной печи, оборудованной БЗУ, для условий работы с малой массой подачи и с нестабильным качеством шихтовых материалов / Ю.С. Семенов – «Черметинформация». Бюллетень «Черная металлургия», 2013. – № 12. – С. 14–19.
9. *Реализация энергосберегающей технологии загрузки современной доменной печи в конъюнктурных топливно-сырьевых и технологических условиях* / В.И. Большаков, Ю.С. Семенов, Е.И. Шумельчик, В.В. Горупаха, А.Л. Подкорытов, А.В. Зубенко // Металлургическая и горнорудная промышленность, 2014. – № 6 – С. 6–14.
10. *Effect of the Fuel, Raw Materials, and Process Conditions on the Behavior of Temperature Change in a Blast-Furnace Lining* / Yu.S. Semenov, N.M. Mozharenko, V.V. Gorupakha, E.I. Shumel'chik, A.V. Nasledov, A.M. Kuznetsov, A.V. Zubenko // Metallurgist, July 2015, Volume 59, Issue 3, pp. 290–299.
11. *Использование информации о температуре над поверхностью засыпи шихты для контроля доменной плавки* / В.И. Большаков, Ю.С. Семенов, Е.И. Шумельчик, В.В. Горупаха, А.В. Наследов // Металлургическая и горнорудная промышленность, 2015. – № 3 – С. 2–7.
12. *Monitoring Blast Furnace Lining Condition During Five Years of Operation* / Yu.S. Semenov, E.I. Shumel'chik, V.V. Gorupakha, A.V. Nasledov, A.M. Kuznetsov, A.V. Zubenko // Metallurgist, July 2017, Volume 61, Issue 3–4, pp. 291–297.
13. *Исследование процесса формирования жидких фаз при вдувании пылеугольного топлива в переменных шихтовых условиях* / А.С. Нестеров, Ю.С. Семенов, В.В. Горупаха, А.М. Кузнецов, А.Г. Коваленко, А.В. Зубенко // «Черметинформация». Бюллетень «Черная металлургия», 2017. – № 5. – С. 24–28.
14. *Using Thermal Probes to Regulate the Batch Distribution in a Blast Furnace with Pulverized-Coal Injection* / Yu.S. Semenov, E.I. Shumelchik, V.V. Horupakha, A.M. Kuznetsov, A.V. Zubenko, and A.G. Kovalenko // Steel in Translation, 2017. – Vol. 47, No. 6, pp. 389–393.
15. *Yu.S. Semenov.* Temperature Distribution of the Gas Flux in Blast Furnaces / Yu.S. Semenov // Steel in Translation, 2017. – Vol. 47, No. 7, pp. 473–477.
16. *The basic conditions of blowing of a blast furnace after its durable stopping for more than 80 days without tapping of freezing iron* / Yu.S. Semenov, V.V. Horupakha, E.I. Shumelchik // Chernye Metally, 2017. – Vol. 11, pp. 28–36.

17. *Efficient* Management of the Charging of Blast Furnaces and the Application of Contemporary Means of Control Over the Variable Technological Conditions / Yu.S. Semenov, E.I. Shumel'chik, V.V. Gorupakha // *Metallurgist*, March 2018, Volume 61, Issue 11–12, pp. 950–958.
18. *Blast* Furnace Shaft Thermal State Monitoring System / Yu.S. Semenov, E.I. Shumelchik, V.V. Horupakha // *Steel in Translation*, 2017. – Vol. 47, No. 11, pp. 728–731.