

ВЕСТНИК
НАЦИОНАЛЬНОГО ТЕХНИЧЕСКОГО
УНИВЕРСИТЕТА "ХПИ"

ISSN 2079-5459

Сборник научных трудов

47'2011

Тематический выпуск "Новые решения в современных технологиях"

Издание основано Национальным техническим университетом «ХПИ» в 2001 году

Госиздание

Свидетельство Госкомитета по информационной политике

Украины КВ №5256 от 02.07.2001 г

КООРДИНАЦИОННЫЙ СОВЕТ

Председатель

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

Секретарь

К.А. Горбунов, канд. техн.наук, доц.

Координационный совет

А.П. Марченко, д-р техн.наук, проф.

Е.И. Сокол, д-р техн. наук, проф.

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

Л.М. Бесов, д-р техн. наук, проф.

Б.Т. Бойко, д-р техн. наук, проф.

Ф. Ф. Гладкий, д-р техн. наук, проф.

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

А.И. Грабченко, д-р техн. наук, проф.

В. Г. Данько, д-р техн. наук, проф.

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

И.Ф. Домнин, д-р техн. наук, проф.

Ю.И. Зайцев, канд. техн. наук, проф.

В.В. Елифанов, канд. техн. наук, проф.

О.П. Качанов, д-р техн. наук, проф.

В.Б. Клепиков, д-р техн. наук, проф.

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

В.М. Кошельник, д-р техн. наук, проф.

В.И. Кравченко, д-р техн. наук, проф.

Г.В. Лисачук, д-р техн. наук, проф.

В.С. Лупиков, д-р техн. наук, проф.

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

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

П.Г. Перерва, д-р энон. наук, проф.

В.А. Пуляев, д-р техн. наук, проф.

М.И. Рыщенко, д-р техн. наук, проф.

В.Б. Самородов, д-р техн. наук, проф.

Г.М. Сучков, д-р техн. наук, проф.

Ю.В. Тимофеев, д-р техн. наук, проф.

Н.А. Ткачук, д-р техн. наук, проф.

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ

Ответственный редактор

Е.И. Сокол, д-р техн. наук, проф.

Ответственный секретарь

А.В. Ивахненко, ст. преп.

Г.И. Львов, д-р техн.наук, проф.

А.С. Куценко, д-р техн. наук, проф.

И.В. Кононенко, д-р техн. наук, проф.

Л.Г. Раскин, д-р техн. наук, проф.

В.Я. Заруба, д-р техн. наук, проф.

В.Я. Терзиян, д-р техн. наук, проф.

М.Д. Узунян, д-р техн. наук, проф.

Л.Л. Брагина, д-р техн. наук, проф.

В.И. Шустиков, д-р техн. наук, проф.

В.И. Тошинский, д-р техн. наук, проф.

Р.Д. Сытник, д-р техн. наук, проф.

В.Г. Данько, д-р техн. наук, проф.

В.Б. Клепиков, д-р техн. наук, проф.

Б.В. Клименко, д-р техн. наук, проф.

Г.Г. Жемеров, д-р техн. наук, проф.

В.Т. Долбня, д-р техн. наук, проф.

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

П.Г. Перерва, д-р энон. наук, проф.

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

АДРЕС РЕДКОЛЛЕГИИ

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

Вісник Національного технічного університету "ХПІ". Збірник наукових праць.
Тематичний випуск: Нові рішення в сучасних технологіях.- Харків: НТУ „ХПІ» -
2011. - № 47. - 168 с.

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

Для научных работников, преподавателей, аспирантов, специалистов

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

Для наукових співробітників, викладачів, аспірантів, спеціалістів

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

Національний технічний університет „ХПІ” 2011

УДК 621.771

СТАЛИНСКИЙ Д.В., докт. техн. наук, проф., генеральный директор
РУДЮК А.С., канд. техн. наук, зам. генерального директора
МЕДВЕДЕВ В.С., докт. техн. наук, главный научный сотрудник
УкрГНТЦ «Энергосталь», Харьков

РЕСУРСОСБЕРЕЖЕНИЕ И ЭНЕРГОЭФФЕКТИВНОСТЬ В СОРТОПРОКАТНОМ ПРОИЗВОДСТВЕ

Выполнен анализ и даны рекомендации по наиболее перспективным ресурсо- и энергосберегающим технологиям при производстве сортового проката, включая прокатку профилей из непрерывнолитых заготовок, совмещение непрерывной разливки с прокаткой (горячий посад), использование гибких способов нагрева металла, оптимизацию сечений и массы исходных заготовок, температурных и деформационно-скоростных режимов прокатки, а также применение низкотемпературной и контролируемой прокатки и др.

Виконано аналіз і надано рекомендації з найбільш перспективних ресурсо- і енергозберігаючих технологій при виробництві сортового прокату, включаючи прокатку профілів з непрерывнолитих заготовок, поєднання безперервного розливання з прокаткою (гарячий посад), використання гнучких способів нагріву металу, оптимізацію перетинів і маси вихідних заготовок, температурних і деформаційно-швидкісних режимів прокатки, а також впровадження низькотемпературної і контрольованої прокатки та ін.

Analysis is executed and are given recommendations about the most perspective resource and energy saving technologies for section rolling production including rolling of profiles from continuous-casted billets, combination of continuous casting with rolling (hot charging), usage of flexible methods of metal heating, optimization of sections and mass of raw billets, temperature and deformative-speed modes of rolling, and also application of low-temperature and controllable rolling and other.

Одним из приоритетных направлений развития горно-металлургического комплекса Украины является создание и внедрение в производство новых ресурсо- и энергосберегающих технологических процессов и оборудования, которые обеспечивают не только снижение энергетических затрат, но и улучшают экологическую обстановку [1–5].

В черной металлургии сортопрокатное производство как одна из основных и завершающих стадий передела металла является значительным потребителем энергетических ресурсов (природного газа и электроэнергии), а также источником загрязнения окружающей среды.

Исходя из этого, передовыми ресурсо- и энергосберегающими технологиями в сортопрокатном производстве являются: прокатка сортового проката из непрерывнолитой заготовки; совмещение непрерывной разливки с прокаткой; применение индукционного нагрева металла перед прокаткой; использование рациональных сечений и массы исходных заготовок с одновременной оптимизацией температурных и деформационно-скоростных режимов прокатки; применение низкотемпературной и контролируемой прокатки; термическая обработка проката в потоке станов с использованием

тепла прокатного нагрева; использование современного менее металлоемкого оборудования, обеспечивающего снижение эксплуатационных затрат; создание мини-производств по переработке отходов и другие [6–7].

Следует отметить, что одним из основных мероприятий, направленных на снижение энергопотребления в сорто-прокатном производстве, является переход прокатных станов на использование непрерывнолитых заготовок, что позволяет увеличить на 12–18 % выход годного (на современных МНЛЗ выход годного составляет до 98,5 %), снизить расход стали на производство проката в среднем на 200–289 кг/т, уменьшить на 20–40 % затраты на топливно-энергетические ресурсы. Применение непрерывнолитых заготовок позволяет экономить до 170 кг условного топлива и около 80 кВтч на одной тонне готового проката [8].

По оценкам экономистов, 80 % энергии в прокатном производстве используется на обычный нагрев металла до 1200 °С, 17 % – на прокатку и только 3 % – на вспомогательные операции. Поэтому разрабатываемые мероприятия по энергосбережению следует направить в первую очередь на совершенствование технологии нагрева металла под прокатку и нагревательного оборудования.

В связи с этим весьма актуальным и экономически эффективным является совмещение процессов разлива заготовок и прокатки в едином литейно-прокатном комплексе (модуле) с обеспечением горячей посадки металла в нагревательные печи прокатных станов.

Тепловые расчеты нагрева металла в газовых печах показывают, что при горячей посадке заготовок с температурой 800 °С расход топлива уменьшается, по сравнению с холодным посадом, на 37 %.

Схемы совмещения МНЛЗ и прокатного стана могут быть различными [9], однако приоритет за разрывными схемами совмещения с буфером между МНЛЗ и прокатным станом. Для станов широкого размерного и марочного сортамента схема прямого совмещения МНЛЗ и прокатного стана практически не реализуема из-за технических проблем и организационных причин, связанных с различной производительностью МНЛЗ и прокатного стана, малотоннажностью партий поставки профилей, простоями стана при перевалках и переходах с калибра на калибр и т.д.

Требованиям нагрева металла в условиях работы литейно-прокатных комплексов с постоянно меняющимися ритмами разлива стали и прокатки удовлетворяют высокопроизводительные нагревательные печи с шагающим подом, которые позволяют снизить угар металла (до 1 %) и расход топлива, уменьшить неравномерность нагрева заготовок, повысить качество готового проката. Однако в наибольшей степени этим требованиям удовлетворяют мобильные безынерционные индукционные нагревательные устройства, которые особенно эффективны для мини-производств. Расчеты показывают, что стоимость тепловой энергии, получаемой сжиганием природного газа и затрачиваемой на нагрев металла, в 1,4 раза больше стоимости электроэнергии при индукционном нагреве. Преимущества электронагрева заключаются также в высокой скорости и качестве нагрева заготовок, отсутствии окалинообразования и вредных выбросов и др.

На стадии прокатки экономия энергоресурсов может достигаться путем использования на сортовых станах рациональных сечений исходных заготовок и оптимизации температурно-скоростных и деформационных режимов прокатки.

Для снижения расхода энергии на производство проката исходные заготовки должны иметь минимальное сечение. В этом случае суммарная работа деформации будет минимальной. Кроме того, при малых сечениях заготовок можно уменьшить диаметры рабочих валков и количество рабочих клетей, а следовательно, массу и стоимость оборудования стана в целом, что позволит повысить эффективность производства. Выбор сечения исходных заготовок в каждом конкретном случае осуществляется с учетом ограничений по технологии разлива стали, прокатке профилей заданной геометрической формы и уровню механических свойств.

Разработанные в УкрГНТЦ «Энергосталь» теоретические методы расчета деформационных, температурно-скоростных и энергосиловых параметров прокатки, алгоритмическое и программное обеспечение системы автоматизированного проектирования технологии прокатки (САПР «Сортовая прокатка») позволяют проектировать энергосберегающие технологии путем варьирования технологических режимов прокатки [10].

Проведенные многовариантные расчеты различных технологических схем и режимов прокатки показывают, что на сортовых станах возможно существенно снизить затраты энергии путем уменьшения в определенных пределах скорости прокатки в чистовых группах клетей. Снижение скорости прокатки в чистовых группах клетей непрерывных станов ограничено минимально допустимыми скоростями прокатки и значительным падением температуры металла в черновых клетях. В этом случае возможности изменений минимальны.

Иная ситуация на полунепрерывных станах, где производительность чистовой непрерывной группы клетей, как правило, значительно выше производительности обжимной клетки. Учитывая, что производительность полунепрерывных станов определяется пропускной способностью обжимной клетки, возможно уменьшение скорости прокатки в чистовых клетях и, следовательно, существенное снижение затрат энергии на прокатку. При уменьшении скорости прокатки существенно сокращается расход энергии и на холостой ход клетей.

Для компенсации потерь тепла раскатом малого сечения перед непрерывной группой целесообразно устанавливать неотопливаемый термостат.

Проведенные расчеты показывают, что расход энергии на прокатку при таком подходе может быть уменьшен на 10–20 %.

Весьма эффективной энергосберегающей технологией является низкотемпературная прокатка, при которой температура нагрева металла может быть на 200–250 °С ниже, чем при обычной прокатке. Проведенные в УкрГНТЦ «Энергосталь» исследования и расчеты показывают, что при снижении температуры нагрева металла с 1200–1270 °С до 1000–1050 °С экономия топлива составляет 110–130 кВт·ч/т (400–470 МДж/т). Однако при этом затраты электроэнергии на прокатку возрастают на 15–18 кВт·ч/т. Суммарная экономия энергоресурсов составляет 12–15 % [11].

Применение низкотемпературной прокатки на сортовых станах сопровождается ростом усилий и моментов прокатки, увеличением уширения металла в калибрах, увеличением износа прокатных валков и изменением других технологических факторов. Внедрению этой технологии должен предшествовать в первую очередь тщательный анализ изменения энергосиловых параметров прокатки и формоизменения металла в калибрах, что особенно важно при прокатке тонкостенных фасонных профилей. Низкотемпературная прокатка предполагает использование на прокатном стане более мощных рабочих клетей.

В определенных условиях низкотемпературной прокатки общий расход энергии может и не уменьшиться – все зависит от сочетания деформационно-скоростных параметров прокатки и реологических свойств прокатываемой стали.

Возможность использования низкотемпературной прокатки на станах, где производится термообработка профилей в потоке с прокатного нагрева, должна увязываться с изменением температуры конца прокатки и ее управлением [12].

К энергосберегающим технологиям следует отнести и термическую обработку профилей в потоке стана с использованием тепла прокатного нагрева. Устранение дополнительного нагрева металла под термообработку обеспечивает экономию энергоресурсов и снижение вредных выбросов.

За счет термической обработки повышаются служебные свойства металлопродукции, что ведет к экономии металла у потребителя. У металлургов сокращаются потери металла в окалину, что особенно актуально при производстве профилей с малыми размерами поперечного сечения. Применение термической обработки в потоке прокатных станов позволяет экономить производственные площади и сокращать капитальные затраты на их строительство. Наибольшее распространение эта технология получила при производстве мелкого сорта, особенно арматуры и катанки.

Существенную экономию энергии в сортопрокатном производстве обеспечивает технология термомеханической обработки и ее разновидности – контролируемая или регулируемая прокатка для получения профилей заданного уровня качества.

Изложенные в данной статье ресурсо- и энергосберегающие технологии используются (в зависимости от конкретных условий) в проектах УкрГНТЦ «Энергосталь» при создании новых и реконструкции действующих прокатных производств.

Так, например, с использованием этих технологий разработаны проекты новых мелкосортно-проволочных станов для ОАО «Волгоцеммаш» (г. Тольяти, Россия) и сталепрокатного завода в г. Белая Церковь (Украина), литейно-прокатного комплекса ЗАО «Сулинский металлургический завод» (г. Красный Сулин, Россия) и др.

В УкрГНТЦ «Энергосталь» на протяжении ряда лет ведутся работы по созданию эффективных металлургических мини-заводов небольшой мощности для производства сортового проката широкого сортамента из металлолома. В основу создания таких мини-заводов положены новые подходы, которые базируются на интеграции смежных переделов в единые модули, что обеспечивает их рентабельность. Характерной особенностью мини-заводов

являются новые ресурсо- и энергосберегающие технологические процессы и агрегаты, адаптированные для малых производств, а также высокая степень их функциональной совместимости между собой в едином технологическом цикле.

Выводы: в условиях рыночной экономики при создании новых и реконструкции действующих прокатных производств необходимо предусматривать технические решения, которые способны обеспечить высокий уровень технологии, качество готовой продукции и минимальную ее себестоимость. Такой подход обеспечит конкурентоспособность предприятий в течение длительного времени. Реализация этих задач возможна только при комплексном использовании новых ресурсо- и энергосберегающих технологий.

Список литературы: 1. *Сталинский Д.В.* Отраслевая программа энергосбережения как наиболее эффективная форма организации работ по снижению энергозатрат на предприятиях ГМК Украины / *Д.В. Сталинский, В.А. Ботштейн* // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. – 2006. – № 4. – С. 1–3. 2. *Большаков В.И.* Проблемы научно-технического развития черной металлургии / *В.И. Большаков, Л.Г. Тубольцев* // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. – 2001. – № 2. – С. 3–8. 3. Резервы энергосбережения на предприятиях горно-металлургического комплекса. Основные задачи и перспективы их реализации / *Д.В. Сталинский, В.А. Ботштейн, В.В. Лесовой* // *Экология и промышленность*. – 2006. – № 1. – С. 4–7. 4. *Большаков В.И.* Перспективы энергосбережения в черной металлургии Украины / *В.И. Большаков, Л.Г. Тубольцев* // *Металлургическая и горнорудная промышленность*, – 2007. – № 3. – С. 1–5. 5. Основные направления энергосбережения на предприятиях черной металлургии / *А.Б. Лоскутов* и др. // *Энергоэффективность: опыт, проблемы, решения*. – 2003. – Вып. 1. – 7 с. 6. Комплексное использование ресурсо- и энергосберегающих технологий при создании металлургических мини-заводов с объемом производства 200 тыс. тонн в год / *Д.В. Сталинский* и др. // *Сб. науч. статей XIX Международной научно-практической конференции «Инновационные пути решения актуальных проблем базовых отраслей, экологии, энерго- и ресурсосбережения»*, 6-10 июня 2011 г., г. Щелкино, АР Крым, Т.1. – Харьков. – 2011. – С. 178–184. 7. *Медведев В.С.* Энергосберегающие технологии производства сортовых профилей на литейно-прокатных комплексах металлургических мини-заводов / *В.С. Медведев* // *Экология и промышленность*. – 2008. – № 5. – С. 64–69. 8. *Колюпанов В.М.* Энерго- и ресурсосбережение при внедрении непрерывной разливки и внепечной обработке стали в проектах института «Гипросталь» / *В.М. Колюпанов, В.Ю. Кулак* // *Сб. науч. статей XIV Международной научно-практической конференции «Экология и здоровье человека. Охрана воздушного и водного бассейнов. Утилизация отходов»*, 5-9 июня 2006 г., г. Щелкино, АР Крым, Т. 1. – С. 219–225. 9. *Коновалов Ю.В.* Сортовые литейно-прокатные модули / *Ю.В. Коновалов, О.В. Дубина, А.В. Кекух, А.Г. Манишин* // *Металл и литье Украины*. – 2004. – № 8–10. – С. 19–27. 10. *Медведев В.С.* Комплексное автоматизированное проектирование калибровок валков для прокатки сортовых профилей на базе типовых программных модулей / *В.С. Медведев, С.Б. Стрюков* // *Труды пятой международной научно-технической конференции «Теоретические проблемы прокатного производства»* (г. Днепропетровск, 16-18 мая 2000 г.). *Металлургическая и горнорудная промышленность*. – 2000. – № 8 – 9. – С. 198–201. 11. *Вакула Л.А.* Энергосбережения при низкотемпературной прокатке та його вплив на якість металу і експлуатацію устаткування / *Л.А. Вакула, А.С. Рудюк* // *Экология и промышленность*. – 2007. – № 4. – С. 54–59. 12. *Жучков С.М.* Методы оперативного управления составляющими теплового баланса раската на непрерывном сортовом стане / *С.М. Жучков, А.П. Лохматов, Л.В. Кулаков* // *Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии : сб. науч. тр. ИЧМ НАН Украины*. – К. : Наукова думка, 2002. – Вып. 5. – С. 166–169.

МАРКОВ О.Е. канд. техн. наук, докторант, ДГМА, Краматорск

ИССЛЕДОВАНИЕ ПРИМЕНЕНИЯ УКОРОЧЕННЫХ ЗАГОТОВОК ДЛЯ КОВКИ ПРОКАТНЫХ ВАЛКОВ

В работе исследовано влияние технологической схемыковки слитков новой геометрии. Описано её воздействие при протяжке слитков на распределение деформаций. Использование специализированного слитка обеспечило получение требуемого распределения деформаций в объёме заготовки. Комбинированное технологическое решение даёт возможность повысить качество поковок и снизить затраты на ковку.

У роботі досліджено вплив технологічної схеми кування злитків нової геометрії. Описано її вплив при протяжці злитків на розподіл деформацій. Використання спеціалізованого злитку забезпечило отримання необхідного розподілу деформацій в об'ємі заготовки. Комбіноване технологічне рішення дає можливість підвищити якість поковок і знизити витрати на кування.

The technological scheme for forging of ingots a new configuration is investigated in the article. Its influence during the ingot drawing distribution of deformations is described. Appliance of specialized ingots provided receipt of metal required distribution of deformations in body workpiece. Combined technological solution gives the opportunity to improve the quality of forgings and reduce the cost of forging.

Тенденция повышения стоимости энергоносителей требует совершенствования технологий изготовления деталей в тяжелом машиностроении для обеспечения её конкурентоспособности. Основная доля затрат при производстве крупных поковок связана с металлургическим производством – получение слитка и его ковка. Низкое качество литой заготовки требует разработки специальных технологий для устранения дефектов металлургического происхождения. Это приводит к снижению производительности и к повышению стоимости поковок. При этом их качество не всегда отвечает технологическим условиям заказчика. Повышение качества производимых поковок достигается за счёт внедрения новых оригинальных конструкций слитков и изложниц для их изготовления, технологийковки, использования специальной оснастки [1]. Проанализировав существующие технологические процессыковки крупных поковок, установлено, что около 90% всех технологий включают в себя операцию осадки слитка [2]. Операцию осадку применяют для увеличения размеров поперечного сечения заготовки и возможности получения заданных размеров поковки. Однако при осадке происходит неравномерное распределение деформаций в теле заготовки, что приводит к появлению анизотропии механических свойств. При осадке в осевой дефектной зоне слитка, возникают растягивающие напряжения, которые приводят к раскрытию внутренних дефектов [3]. Осадка является самой энергоёмкой операцией из-за дополнительного подогрева заготовки и больших затрат энергии на деформирование. Основным направлением совершенствования технологииковки является исключение операции осадки из технологического циклаковки [4].

Для исключения этой операции возможно применение укороченных слитков с отношением высоты к диаметру $H/D=0,7...1,3$. Такое соотношение

размеров слитка позволит не применять дополнительную, нежелательную операцию – осадку, так как слиток будет иметь размеры осаженной заготовки, что позволит получать требуемые размеры поковок и заданные уковы. Исключение операции осадки позволит исключить один подогрев слитка, уменьшить затраты на ковку, применять менее мощное оборудование либо расширить номенклатуру производимой продукции.

Идея применения укороченных слитков появилась в середине 20-го века. Такие слитки характеризовались меньшей химической неоднородностью по сечению, однако они не нашли применения в тяжелом машиностроении. Известные ранее укороченные слитки имели развитую осевую рыхлость, которая образуется вследствие характерной для обычных слитков направленной кристаллизации от боковых стенок изложницы к центру, что приводило к вытеснению в осевую зону слитка неметаллических включений, примесей и газов. Такие слитки имели соотношение $H/D \approx 1,5$ и они не позволяли полностью исключить операцию осадку из технологического циклаковки [5].

Целью данной работы является исследование влиянияковки укороченных слитков с соотношением $H/D < 1,0$ на распределение деформаций в объёме поковки и качества укороченных слитков.

Объект исследования – технологический процессковки рабочего прокатного вала. Предмет исследования – влияние операции биллетировки и осадки на накопление деформаций в теле поковки.

Наиболее мощным теоретическим методом исследования на сегодняшний день является метод конечных элементов (МКЭ), который позволяет моделировать эти задачи и дает высокую сходимость с реальными процессамиковки крупных поковок по формоизменению, напряженно-деформированному и тепловому состоянию. Для решения задачковки МКЭ наиболее приемлемые результаты даёт программный продукт DEFORM-3D (временная лицензия для кафедры ОМД ДГМА) [6].

Температурный интервалковки для расчёта $1200-800^{\circ}\text{C}$, масса поковки 20950 кг. Моделировались и сравнивались два технологических процессаковки. По базовой технологии принимался обычный кузнечный слиток массой 32000 кг, с соотношением $H/D=2,4$, конусность на две стороны составляет 5%, коэффициент выхода годного 65,5%. Технологический процесс состоит из следующих основных операций: за первый нагрев производится биллетировка на диаметр 1170 мм при длине ≈ 2900 мм (рис. 1 а), осадка на 50% (рис. 1 б) до диаметра 1650 мм (уков 2), протяжка плоскими бойками на квадратное сечение 1200×1200 длина ≈ 2400 мм (рис. 1 в); за второй нагрев протяжка на круг диаметром 1010 мм через квадрат и восьмиугольник со сменой бойков на комбинированные длина ≈ 3700 мм, после чего подсекались и оттягивались донная и прибыльная шейки вала.

Новый исследуемый технологический процесс предполагает применение укороченного слитка массой 25000 кг с соотношением $H/D=0,7$ конусностью на две стороны 20%, при этом коэффициент выхода годного 83% (рис. 2 а). Новый технологический процесс состоит из следующих операций: нагрев слитка, протяжка плоскими бойками на квадратное сечение 1010×1010 (рис. 2 б), через

восьмигранник переходим на круг диаметром 1010 мм после чего засекали и протягивали донную и прибыльную шейки поковки (рис. 2 в).

Предлагаемый технологический процесс исключает применение таких операций, как: оттяжка цапфы и биллетировка, осадка слитка и связанный с этими операциями подогрев. Всё это снижает трудоёмкость и энергоёмкость процесса в среднем на 25-35%, повышается производительность процессаковки.

Полученные результаты показывают, что реализация нового технологического процессаковки укороченного слитка без осадки возможна за один нагрев. Средняя температура поковки по окончанииковки не снижается ниже минимальной границы температурного интервалаковки (рис. 2 в).

Исключение операции осадки и замена её протяжкой с применением укороченного слитка может привести к снижению качества поковок, за счет уменьшения укова и как результат - снижения проработки литой структуры слитка от меньшей степени деформации металла. Поэтому необходимо провести сравнение двух технологических процессовковки по базовой и новой технологии на предмет получения заданной проработки структуры. Проработку структуры металла можно оценить на основании данных о величине накопленной степени деформации в теле поковки на момент окончанияковки (рис. 3).

Для нового технологического процесса величина степени деформации в менее прокованной части поковки (бочке) составляет $\approx 2,7$ единиц (рис. 3 б), что соответствует уровню накопленной деформации базовой технологии (рис. 3 а). Шейки поковки для сравниваемых вариантов получают большую степень проработки в обоих случаях, чем бочка, с величиной деформации примерно 4,5 - 5,3 единиц.

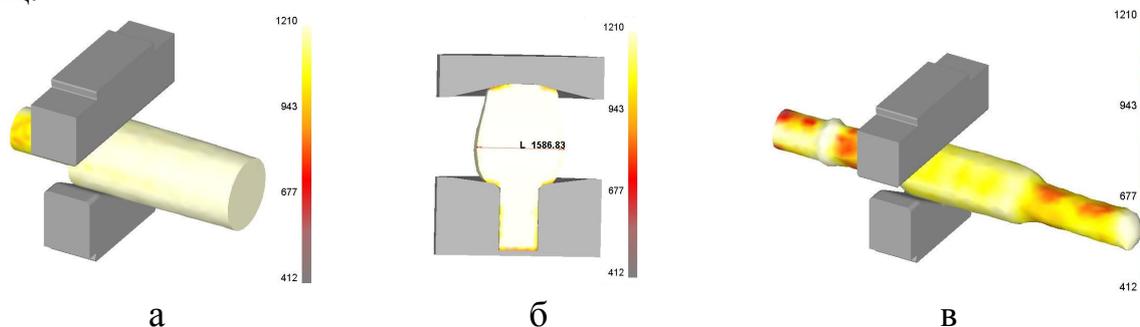


Рис. 1. Базовая технологияковки прокатного вала:

а) при длине ≈ 2900 мм; б) осадка на 50% до диаметра 1650 мм; в) протяжка плоскими бойками на квадратное сечение 1200×1200 длина ≈ 2400 мм

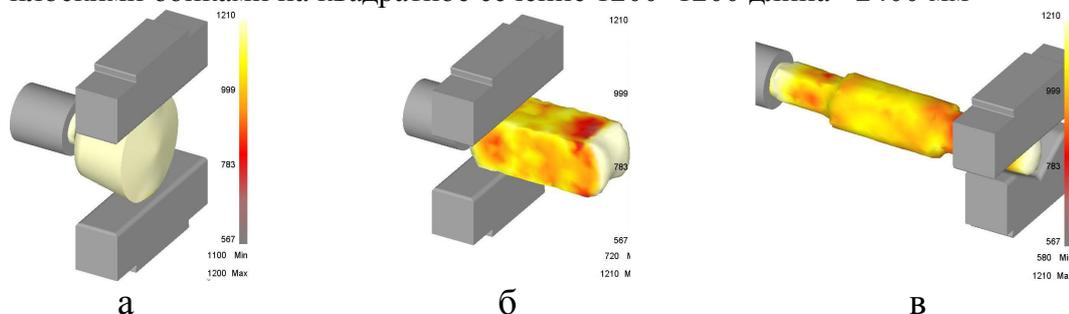


Рис. 2. Технологические переходыковки по новой технологи:

а) укороченный слиток массой 25т с соотношением $H/D=0,7$ конусностью на две стороны 20%; б) протяжка плоскими бойками на квадратное сечение 1010×1010 ; в) засечка и протяжка донной и прибыльной шейки поковки

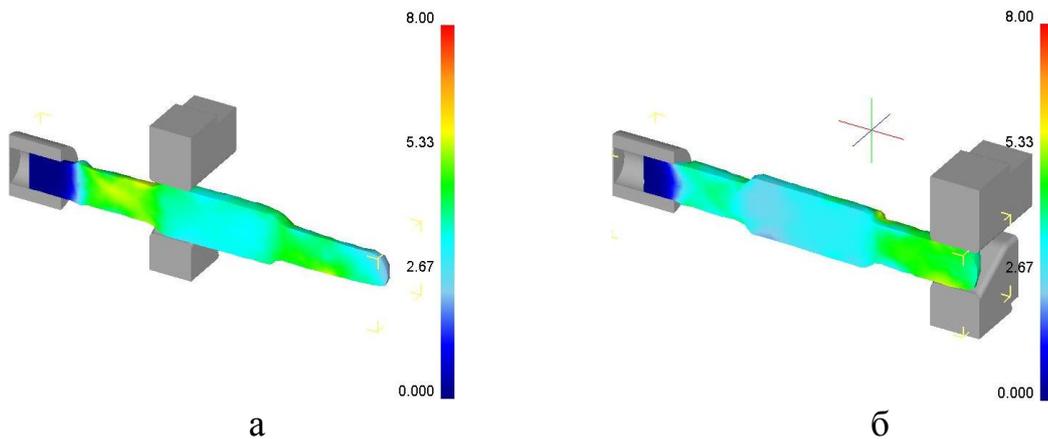


Рис. 3. Интенсивность распределения деформаций для базового (а) и нового (б) технологического процессаковки

Для нового технологического процесса характерно более равномерное распределение деформаций в объёме поковки, чем для базового варианта, что будет способствовать получению более равномерных механических свойств, в полученной поковке. Это позволяет сделать вывод, что обеспечить накопление высокого уровня степени деформации в теле поковки возможно без применения осадки, если применять укороченные заготовки с $H/D < 1,0$. Биллетировка и осадка не способствуют значительному повышению накопления деформаций в поковке, поэтому решающее влияние оказывает операция протяжка на величину и равномерность распределения деформаций.

Применение укороченных слитков, которые будут изготавливаться в обычных изложницах, может привести к образованию развитых осевых дефектов металлургического происхождения. Для исключения возможности формирования осевой рыхлости необходимо изменить условия кристаллизации. Устранение возникновения осевой рыхлости предлагается за счёт изменения направления кристаллизации металла. Для этого предлагается произвести утепление верхней и боковой поверхности изложницы [7], а отвод тепла обеспечить в сторону поддона. В данном случае фронт кристаллизации будет распространяться снизу вверх, что будет исключать образование осевой рыхлости и позволит вытеснить основную часть неметаллических включений, примесей и газов в верхнюю прибыльную часть слитка.

Проведение экспериментальных исследований на натуральных слитках по определению температурных полей и формирования внутреннего строения в слитке потребует значительных материальных затрат, а на уменьшенных моделях - не дадут адекватных результатов в связи с сильным влиянием масштабного фактора на условия кристаллизации стали. Приемлемым инструментом исследования формирования внутренней структуры кузнечного слитка в процессе кристаллизации может быть теоретическое исследование при помощи КЭ моделирования.

Объектом исследования является укороченный кузнечный слиток из валковой стали 9ХФ весом 25 тонн (рис. 4). Совместно с ЗАО «Новокраматорский машиностроительный завод» было проведено моделирование процесса получения стального слитка с направленной кристаллизацией в программном продукте MAGMA [8].

Важным результатом исследования будет тепловое состояние слитка в момент полной кристаллизации металла. Эти результаты позволят сделать вывод о форме и расположении усадочной раковины в слитке. По результатам расчетов время кристаллизации слитка составляет 15,6 часа. Рассмотрим тепловое состояние металла слитка и распределение пористости металла литой заготовки в этот момент (рис. 4).

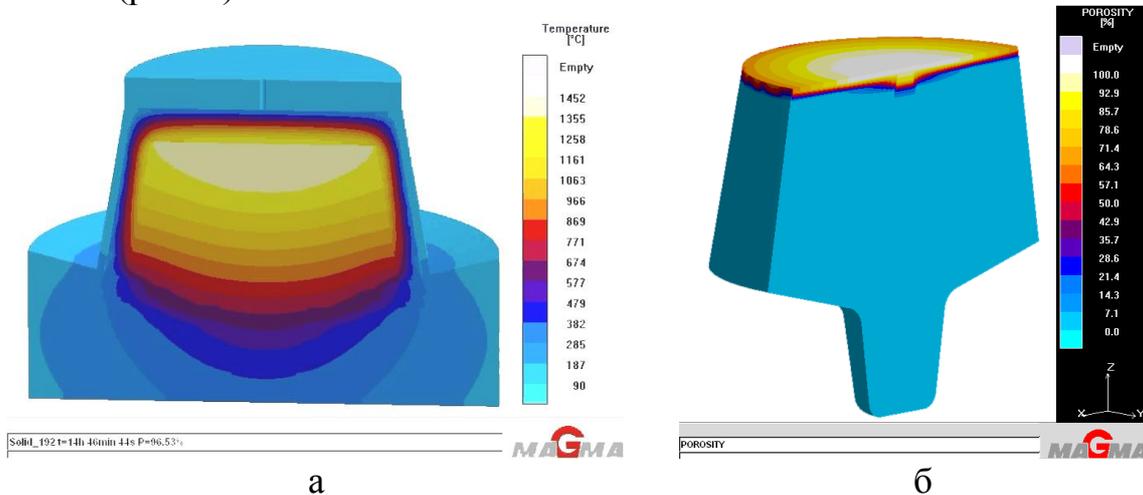


Рис. 4. Температура (а) и распределение пористости (б) в слитке

Тепловое состояние слитка по расчетам в MAGMA рис. 4 а подтверждает направленный теплоотвод от поддона к крышке, так как максимальная температура (тепловой центр кристаллизации) располагается в верхней части слитка, что приведет к формированию в этом месте усадочной раковины (рис. 4 б). Температура донной части составляет $\approx 750^{\circ}\text{C}$, а теплового центра кристаллизации – 1377°C . Полученный слиток будет иметь плотное строение (рис. 4 б) без осевой пористости. Усадочная раковина будет располагаться в верхней прибыльной части в виде воронки глубиной 100...150 мм.

Выводы: Сравнение технологических процессовковки прокатных валков из обычного слитка с применением операции осадки и укороченного слитка с $H/D=0,7$ без осадки показало, что уровень накопленных деформаций в теле поковки для двух схем отличается примерно на 10%. Это позволяет исключить нежелательную энергоёмкую операцию осадку, заменив её протяжкой укороченных слитков, что в свою очередь позволит исключить один подогрев заготовки, уменьшить число смен инструмента и повысить производительность процессаковки на 25-35%. Данные мероприятия позволят снизить себестоимость крупных поволоков на 20-30%. Предложенная геометрия слитка с направленной кристаллизацией позволяет получать кузнечные заготовки с плотным строением без осевой рыхлости с локализованной усадочной раковиной в верхней части. Проведённые исследования позволили усовершенствовать технологические процессыковки поволоков типа валов.

Список литературы: 1. Скобло С.Я., Козачков Е.А. Слитки для крупных поволоков. М.: Машиностроение, 1973. – 248с., ил. 2. Алиев И.С., Марков О.Е., Олешко М.В., Злыгорев В.Н. Применение способа осадки слитков кольцами в процессахковки валов //Обработка материалов давлением: Сб. научн. трудов. – Краматорск: ДГМА, 2010. – № 2(23). – С. 94-98. ISSN 2076-2115. 3. Турин В.А. Некоторые методы управления качеством металла крупных

поковок // Кузнечно-штамповочное производство. – 1977. - №11. – С.35-39. **4. Марков О.Е., Янчук С.В.** Применение укороченных слитков при ковке крупных поковок // X Всеукр. науч.-практ. конф. «Технология – 2007» – Северодонецк, 2007. – С. 8. 19-20 квітня 2007 р. **5. Дурьинин В.А., Солнцев Ю.П.** Исследование и совершенствование технологии производства с целью повышения ресурса стальных изделий из крупных поковок ответственного назначения. – СПб.: ХИМИЗДАТ, 2006. – 272с.: ил. ISBN 5-93808-127-0. **6. Марков О.Е.** Совершенствование технологического процессаковки крупных валов на базе DEFORM – 3D // «Инженерные системы – 2011»: Сб. научн. трудов. – Москва, 5-8 апреля 2011. – Том №1. – М.: РУДН, 2011. С. 142-146. ISSN 978-5-209-04053-8. **7. Пат. 13809** Україна, МКИ5 В 22 D7/06. Виливниця для відливання злитків. / **Марков О.Є., Алієв І.С.** Заявл. 31.10.05.; Опубл. 17.04.06. Бюл. №4. **8. Марков О.Е., Олешко М.В., Гордеев А.Е.** Исключение операции осадки при ковке крупных поковок за счёт применения укороченных слитков // Интеллект молодых производству – 2007: V Междунар. науч.-практ. конф. НКМЗ. – Краматорськ, 2007. – С. 4-5.

УДК.62.762

ГАПОНОВ В.С., докт.техн.наук, проф., НТУ “ХПИ”, Харьков
МУЗЫКИН Ю.Д., канд.техн.наук, проф., НТУ “ХПИ”, Харьков
СТОЛБОВОЙ А.С., канд.техн.наук, проф., НТУ “ХПИ”, Харьков
ТАТЬКОВ В.В., канд.техн.наук, вед. научн.сотр., НТУ “ХПИ”, Харьков
ВЫШНИВЕЦКИЙ С.М., зам.нач. ЦГПТЛ, ОАО “Запорожсталь”
ТЕЛЮК Д.В., начальник ОТОФ ОАО “Запорожсталь”

ОПРЕДЕЛЕНИЕ РЕЖИМОВ РАБОТЫ СИЛОВОГО РЕДУКТОРА ЧИСТОВОЙ КЛЕТИ ТОНКОЛИСТОВОГО СТАНА ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКИ «1680»

Рассмотрены результаты фактического нагружения силового редуктора и определен закон изменения режимов его работы. Представленные результаты могут быть использованы при оценке надежности работы прокатного стана в целом.

Розглянуті результати фактичного навантаження силового редуктора та визначено закон змінювання режиму його роботи. Подані результати можуть бути використані при оцінці надійності роботи прокатного стану у цілому.

The empirical-formula dependence of change of a torque in time is obtained, which one allows to determine duration of operating of different loads applied (put) to the reduction gearbox

Для определения остаточного ресурса работы зубчатой передачи силового редуктора прокатного стана используется принцип линейного суммирования повреждений за конкретный период работы [1], а это возможно только при знании закона распределения этих повреждений, который может быть установлен экспериментально. Повышение надежности работы высокотехнологического оборудования, каким является непрерывный тонколистовой стан горячей прокатки «1680», установленный в ЦГПТЛ Запорожского металлургического комбината «Запорожсталь», возможно лишь при учете всех эксплуатационных факторов, влияющих на эффективность работы как отдельных элементов, так и всей системы в целом. Чем сложнее функциональное назначение каждого

элемента и чем их больше в системе, тем больше вероятность возникновения отказов. Результаты наблюдений за надежностью работы отдельных механических элементов стана в период с 1998 г. по 2004 г. показали высокую частоту выхода из строя силового редуктора чистовой клетки № 5, что приводит к остановке стана и неоправданным экономическим потерям. Анализ причин выхода из строя силового редуктора показал, что наиболее серьезные отказы связаны с усталостным разрушением зубьев вал-шестерни, которые обусловлены деформацией изгиба.

С целью исключения аварийных ситуаций на стане по причине отказов силового редуктора клетки № 5 были изучены условия его нагружения с фиксацией в качестве интегрального показателя крутящего момента на ведущем валу. Для получения объективного показателя исследуемого параметра была рассмотрена репрезентативная выборка, включающая непрерывную работу клетки № 5 НТЛС «1680» в течение 5 дней. Выборка является случайной, т.к. вероятность ее образования из генеральной совокупности имеет равную возможность с другими выборками.

Анализ проводился по параметру крутящего момента на валу электродвигателя AMZ1600GF12MSBA, который непосредственно соединен с вал-шестерней редуктора, и фиксировался на диаграмме в реальном режиме времени. Обработка результатов измерений выполнена методами математической статистики.

В качестве исходных данных было установлено, что границы изменения крутящего момента лежат в пределах $T_{\min} = 40$ кНм; $T_{\max} = 165$ кНм. С учетом точности измерения, а также возможностей расшифровки принято 5 интервалов с шагом 25 кНм.

I интервал	40-65 кНм,
II интервал	65-90 кНм,
III интервал	90-115 кНм,
IV интервал	115-140 кНм,
V интервал	140-165 кНм.

Для каждого интервала произведен подсчет частот и частостей эмпирического распределения и построена гистограмма распределения непрерывной случайной величины крутящего момента и длительности работы на каждом интервале (рис. 1). Длительность работы на каждом интервале нагружения определялась в предположении, что возможность появления каждого импульса равновероятна, временной интервал их следования постоянен и равен 40,97 с. Такое предположение обосновано, т.к. исследуемая выборка включала 10550 независимых измерений за достаточно длительный промежуток времени в 120 часов.

Из рассмотрения гистограммы с учетом того, что непрерывная случайная величина крутящего момента является функцией большого числа взаимно независимых параметров, таких как температура сляба, марка катаемой стали, геометрические параметры листа и т.д., согласно теоремы Ляпунова следует, что исследуемый крутящий момент подчиняется нормальному закону распределения

[2]. Это позволяет провести обработку статистических данных и определить характеристики эмпирического распределения.

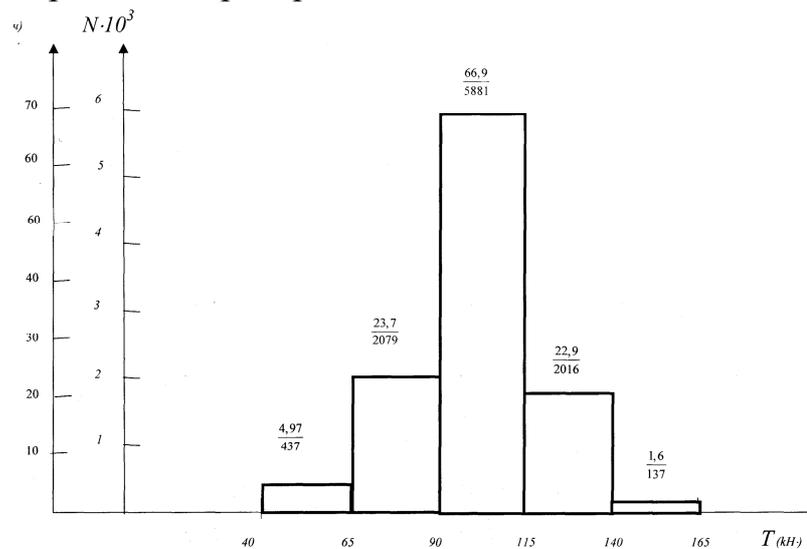


Рис.1. Эмпирическая гистограмма распределения крутящего момента и длительности работы на каждом интервале.

Произведем сопоставление эмпирического распределения с теоретическим нормальным. Так как рассматриваемая выборка является репрезентативной, можно принять, что среднее арифметическое значение случайной величины и ее среднее квадратическое отклонение для генеральной совокупности и для рассматриваемой выборки одинаковые, т.е. $\bar{X}_0 \approx \bar{X}$; $\sigma_0 \approx S$. Тогда

$$\bar{X} = \frac{\sum f_i X_i}{n}; \quad S = \sqrt{\frac{\sum f_i (X_i - \bar{X})^2}{n}},$$

где X_i - середина интервала; f_i - частота эмпирического распределения; n - суммарное число проведенных измерений.

По результатам расчета

$$\bar{X} = 101 \text{ кНм}; \quad S = 19,4 \text{ кНм}.$$

Для возможности сопоставления составим вспомогательную таблицу 1.

Таблица 1 Статистические параметры распределения

X		X_i	f_i	t_i	Z_t	$f' = \frac{nc}{S} Z_t$
От	до					
40	65	52,5	437	2,5	0,0175	238
65	90	77,5	2079	1,21	0,1919	2609
90	115	102,5	5881	0,077	0,3977	5407
115	140	127,5	2016	1,37	0,1561	2122
140	165	152,5	137	2,65	0,0119	162

$$t = \frac{|X_i - \bar{X}|}{S} - \text{промежуточный коэффициент,}$$

$$Z_t = f(t) - \text{характеристика нормального закона распределения,}$$

$f' = \frac{nc}{S} Z_i$ - теоретическая частота при нормальном законе распределения,

S - шаг интервала, равный 25 кНм.

Из рассмотрения соответствующих значений f_i и f'_i следует, что эмпирическое распределение и теоретическое нормальное хорошо согласуются. Покажем это визуально.

Построим по гистограмме полигон распределения крутящего момента и наложим на него теоретический нормальный закон распределения [3]. Для этого определим координаты характерных точек кривой нормального распределения (табл. 2).

Таблица 2. Дискретные значения нормального распределения

Абсцисса	$X = \bar{X}$	$X = \bar{X} \pm S$	$X = \bar{X} \pm 2S$	$X = \bar{X} \pm 3S$
Ордината	$f_{\bar{X}} = 0,4 \frac{nc}{S}$	$f_S = 0,242 \frac{nc}{S}$	$f_{2S} = 0,054 \frac{nc}{S}$	$f_{3S} = 0$

Результаты расчета показывают:

$$f_{\bar{x}} = 5438 \text{ кНм}, \quad f_S = 3290 \text{ кНм}, \quad f_{2S} = 734 \text{ кНм}, \quad f_{3S} = 0.$$

Сравнение эмпирического и теоретического нормального законов распределения представлено на рис. 2.

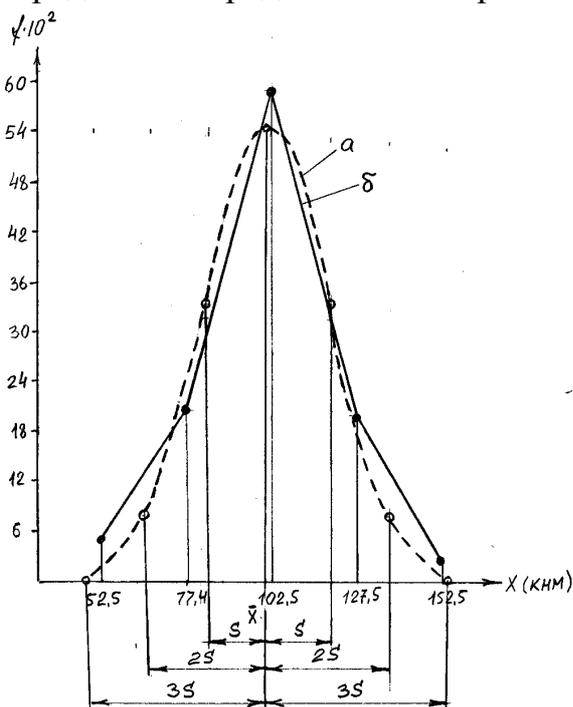


Рис. 2. Кривые нормального распределения

а) теоретическая; б) эмпирическая.

Сравнение полученных кривых свидетельствует о высокой степени их согласования, а это позволяет сделать вывод о том, что характер нагружения силового редуктора клетки № 5 подчиняется нормальному закону распределения. Следовательно, при оценке среднего значения крутящего момента, определяемого по диаграмме за рассматриваемый промежуток времени, его можно определять как средневзвешенное значение между максимальной и минимальной величиной крутящего момента.

Наличие временных характеристик на гистограмме (рис. 1) позволяет интерпретировать их как вероятностную зависимость длительности действия различных нагрузок, приложенных к редуктору

при определении его надежности, ресурса, срока службы и так далее.

Таким образом, анализ диаграмм крутящего момента на ведущем валу силового редуктора чистой клетки № 5 НТЛС «1680» показал, что при рассмотрении рабочих характеристик зубчатого зацепления можно принять, что режим его нагружения подчиняется нормальному закону распределения и

соответствует полученным гистограммам, а это позволяет устанавливать длительность действия различных нагрузок, приложенных к редуктору.

Выводы: на основании выполненных экспериментальных исследований по определению условий работы силового редуктора чистовой клетки непрерывного тонколистового стана горячей прокатной «1680» было установлено, что режим его нагружения подчиняется нормальному закону распределения, а, следовательно, при определении остаточного ресурса работы зубчатой передачи можно использовать принцип линейного суммирования повреждений. Полученный результат носит не частный, а общий характер, позволяющий при оценке надежности работы прокатного стана в целом использовать найденный закон распределения и для других элементов, так как условия нагружения силового редуктора можно считать интегральным показателем работы всего стана.

Список литературы: 1. ГОСТ 21354-87. Передачи зубчатые цилиндрические эвольвентные внешнего зацепления. Расчет на прочность. – М.: Изд-во стандартов. 1988.-127 с. 2. Солонин И.С. Математическая статистика в технологии машиностроения. – М.: Машиностроение, 1972.- 215 с. 3. Дисонсон Н., Лион Ф. Статистика и планирование эксперимента в технике. – М.: «Мир», 1981.

**ИССЛЕДОВАНИЕ
ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ
ПРОКАТНОГО ПРОИЗВОДСТВА**

УДК 621.771.23

БАЙКОВ Е.В., ст. преподаватель, ДонНТУ, Донецк

**ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОДОЛЬНОЙ РАЗНОТОЛЩИННОСТИ
ПОЛОС И ЛЕНТ ПРИ АСИММЕТРИЧНОЙ ХОЛОДНОЙ
ПРОКАТКЕ***

Приведены результаты исследования продольной разнотолщинности полос и лент при прокатке на непрерывном и реверсивных станах. Установлено, что при постоянном модуле жесткости клетки соотношение коэффициентов выравнивания продольной разнотолщинности при асимметричной и симметричной прокатке определяют соотношение модулей жесткости полосы при симметричном и асимметричном процессах и модуль жесткости полосы при асимметричной прокатке.

Наведено результати дослідження поздовжньої різновтовшинності штабів та стрічок при прокатці на безперервному і реверсивних станах. Встановлено, що при постійному модулі жорсткості кліті співвідношення коефіцієнтів вирівнювання поздовжньої різновтовшинності при симетричній та асиметричній прокатці визначають співвідношення модулів жорсткості штаби при симетричному та асиметричному процесам і модуль жорсткості штаби при асиметричній прокатці.

Variations in thickness sheet and strip are research on the continuous and reversings mills. It is set, that at constant the module inflexibility of stand relationship coefficients equalization of variations in

* Работа выполнена под руководством д.т.н., проф. Горелика В.С.

thickness at the asymmetric and the symmetric rolling is determined by relationship modules inflexibility of strips at the symmetric and the asymmetric processes and the module inflexibility of strip at the asymmetric rolling.

Конъюнктурные изменения на рынке металлопродукции вызывают необходимость в постоянном совершенствовании технологии производства, обеспечивающей повышение конкурентоспособности готовой продукции, т.е. улучшении качества и незначительном увеличении (а лучше даже снижении) затрат на производство. Это, в свою очередь, подталкивает к созданию новых и (или) совершенствованию уже существующих технологических процессов и приемов, позволяющих повысить конкурентоспособность готовой продукции.

Одним из путей повышения конкурентоспособности листового проката является снижение его продольной разнотолщинности.

На продольную разнотолщинность холоднокатаных полос оказывают влияние ряд технологических параметров, таких как колебание натяжения полосы, биение валков, всплытие подшипников. Но основной параметр - продольная разнотолщинность горячекатаного подката.

Изменение продольной разнотолщинности при прокатке оценивают величиной коэффициента выравнивания K_B

$$K_B = \frac{\delta h_0 / h_0}{\delta h_1 / h_1} \quad (1)$$

где $\delta h_0 / h_0, \delta h_1 / h_1$ - относительной разнотолщинности полосы до и после пропуска.

Известно, что на станах холодной прокатки коэффициент выравнивания составляет 1,6...0,6 [1], т.е. холодная прокатка позволяет не только уменьшить продольную разнотолщинность полос, а и увеличить. Для снижения продольной разнотолщинности применяют различные технологические приемы: сдвиг рабочих валков, их скрещивание, системы противоизгиба и гидрораспора, различные варианты асимметричной прокатки (неодинаковые диаметры и угловые скорости приводных валков, разные коэффициенты трения на верхнем и нижнем валке и т.п.).

Применение асимметричной прокатки, по сравнению с другими способами регулирования, имеет следующие преимущества. Во-первых, создание асимметрии не требует установки дополнительного оборудования, т.е. капитальные затраты на ее реализацию меньше. Во-вторых, асимметрия уменьшает подпирающее влияние сил трения на контакте валка с полосой на силу прокатки и, следовательно, снижает нагрузку на клеть (станины, валки, подшипники и т.д.).

Таким образом, при незначительных затратах на реализацию процесса использование асимметрии при прокатке позволяет снизить силу прокатки, расход энергии на прокатку и разнотолщинность листового проката [2-3]. Кроме того создание асимметрии при прокатке позволяет воздействовать как на форму листов и полос [4-5], так и на шероховатость их поверхности [6], а также влиять на текстуру деформации листового материала [7-8].

Целью данной работы является оценка изменения продольной разнотолщинности полос и лент при асимметричной прокатке.

Для решения поставленной цели сравним коэффициенты выравнивания продольной разнотолщинности при асимметричной и симметричной прокатке при прочих равных условиях. Следовательно, можно записать*

$$\delta h_{0C} = \delta h_{0A} = \delta h_0; \quad h_{0C} = h_{0A} = h_0; \quad h_{1C} = h_{1A} = h_1$$

Подставив эти равенства в уравнение (1) получаем

$$\frac{K_{BA}}{K_{BC}} = \frac{\delta h_{1C}}{\delta h_{1A}} \quad (2)$$

Теоретически коэффициент выравнивания определяют через модули жесткости клетки $C_{КЛ}$ и полосы $C_{П}$ по зависимости [9]

$$K_B = \left(1 + \frac{C_{КЛ}}{C_{П}}\right) \cdot \frac{1 - \varepsilon}{\alpha} \quad (3)$$

где ε - относительное обжатие; α - безразмерный коэффициент.

Из уравнения (3) можно записать

$$\frac{K_{BA}}{K_{BC}} = \frac{n}{1 + \frac{n-1}{1 + \frac{C_{КЛ}}{C_{ПА}}}} \quad (4)$$

где $n = \frac{C_{ПС}}{C_{ПА}}$ - коэффициент, определяющий изменение модуля жесткости

полосы за счет снижения силы прокатки ΔP (при прочих равных условиях) при асимметричной прокатке

$$\Delta P = \frac{\partial P}{\partial a} da$$

где $a = \frac{2 \cdot (V_1 - V_2)}{V_1 + V_2}$ - относительное рассогласование линейных скоростей

ведущего (V_1) и ведомого (V_2) валков.

Из уравнения (4) видно, что при значениях коэффициента $n > 1$ коэффициент выравнивания продольной разнотолщинности при асимметричной прокатке будет больше, чем при симметричной.

Приравняв правые части уравнений (2) и (4) можно записать

$$\frac{\delta h_{1C}}{\delta h_{1A}} = \frac{n}{1 + \frac{n-1}{1 + \frac{C_{КЛ}}{C_{ПА}}}} \quad (5)$$

Экспериментальные исследования изменения коэффициента выравнивания проводили при асимметричной прокатке полос на непрерывном четырехклетевом стане холодной прокатки 1700 и биметаллических и стальных лент на реверсивных станах холодной прокатки 250/750x500 и 400/1000x500.

На непрерывном стане асимметрию создавали в четвертой клетки разницей скоростей вращения двигателей главного привода, а на реверсивных – разницей диаметров приводных валков: рабочих валков на стане 400/1000x500 и опорных

* индекс «с» относится к симметричной прокатке, а индекс «а» - к асимметричной

на стане 250/750x500. Пары валков с разницей диаметров комплектовали за счет разбивки существующих.

Относительное рассогласования скоростей валков a определяли в процентах как отношение разницы и полусуммы их линейных скоростей. При проведении исследования относительное рассогласование линейных скоростей валков на стане 1700 составляло 2,71%, на стане 250/750x500 - 2,68 % и на стане 400/1000x500 - 2,6 %.

Толщину полосы и лент измеряли после пропуска в клетки, а сигнал с тощиномеров регистрировали при помощи самописцев. По результатам исследования была рассчитана частота отклонения толщины полосы и лент от заданного значения (рис. 1).

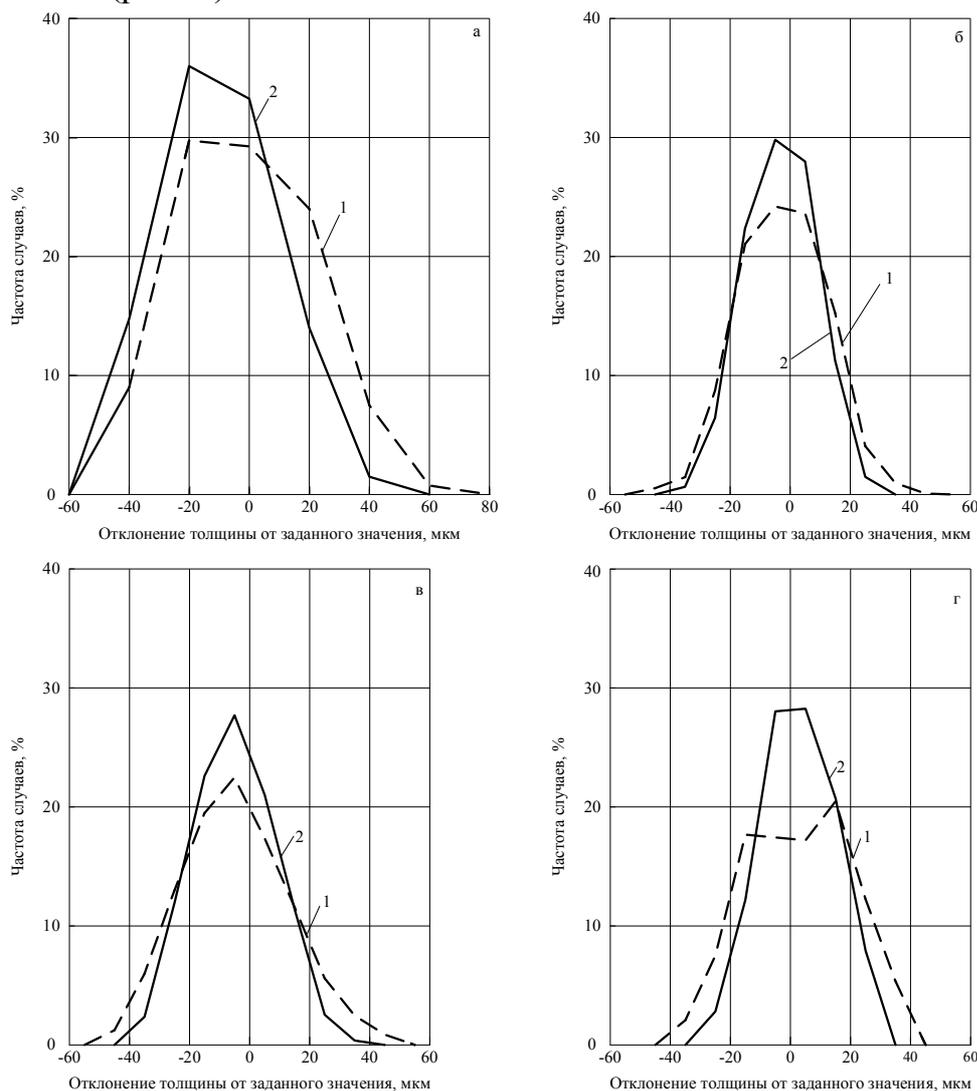


Рис. 1. Частотное распределение отклонения толщины полосы после прокатки на непрерывном четырехклетевом стане 1700 (а), биметаллической (б) и стальной (в) ленты на стане 250/750x1000 и стальной ленты на стане 400/500x1000 (г) после симметричной (1) и асимметричной прокатки (2)

Изменение коэффициента выравнивания продольной разнотолщинности полос и лент при асимметричной прокатке рассчитывали по формуле (2). При прокатке на стане 1700 для полос 0,5x1050 мм из стали Ст1кп оно составило - 1,22; на стане 250/750x500 для биметаллических лент 0,99x280 мм – 1,21, для

стальных лент 1,4x295 мм из стали 08кп – 1,32; на стане 400/1000x500 для стальных лент 1,0x295 мм из стали 08кп – 1,45.

Выводы: при асимметричной прокатке холоднокатаных полос и лент и на непрерывном, и на реверсивных станах коэффициент выравнивания продольной разнотолщинности увеличивается. Доля увеличения коэффициента выравнивания, при постоянном модуле жесткости клетки, зависит от изменения модуля жесткости полосы при асимметричной прокатке и его абсолютного значения.

Список литературы: 1. Рудской А.И. Теория и технология прокатного производства: Учебное пособие [Текст] / А.И.Рудской, В.А.Лунев. - СПб.: Наука, 2008. – 527 с. 2. Кулик А.Н. Влияние кинематической асимметрии на силу прокатки в чистовых рабочих клетях толстолистовых станов / А.Н.Кулик, А.В.Данько, К.Ю.Юрков, А.А.Фрайчак // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні: тематик. зб. наук. пр. – Краматорськ: ДДМА, 2008. – С. 269-273. 3. Максимов Е.А. Исследование нового механизма снижения давления и повышения обжатий при несимметричной прокатке / Е.А.Максимов // Металлообработка. - 2010. - № 1. - С. 46–49. 4. Агеев Л.М. Управляющие воздействия на форму полосы при прокатке / Л.М.Агеев // Труды 4 Конгресса прокатчиков, Магнитогорск, 16-19 окт., 2001. Т. 1. - М., 2002. - С. 192-197. 5. Максимов Е.А. Повышение качества и улучшение планшетности полос из коррозионностойкой стали при саморегулировании процесса несимметричной прокатки / Е.А.Максимов // Технология металлов. - 2010. - № 9. – С. 19-24. 6. Управление шероховатостью лент с помощью несимметричной прокатки / В.Е.Лунев, И.Г.Шубин, М.И.Румянцев и др. // Производство проката. - 2003. - № 6. - С. 28-29. 7. Влияние сдвиговой прокатки на текстуры деформации фольги из алюминия высокой чистоты / L.Aiqiang, J.Qiwu, W.Fu and ect. // Jinshu хuebao. - 2002. - 38. - № 9. - С. 974-978. 8. Sidorov Ju. Microstructural and crystallographic aspects of conventional and asymmetric rolling processes / Ju.Sidorov, A.Miroux, R.Petrov, L.Kestens // Acta materials. - 2008. - 56, № 11. - P. 2495-2507. 9. Меерович И.М. Повышение точности листового проката [Текст] / И.М.Меерович, А.И.Герцев, В.С.Горелик, Э.Я.Класен.- М.: Металлургия, 1969. - 262 с.

УДК 621.771.06-114.002.2

ПАЛАМАРЬ Д.Г., мл. науч. сотр.

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

ИЧМ НАНУ, Днепропетровск

СПОСОБ ПРОИЗВОДСТВА СОРТОВОГО ПРОКАТА В УСЛОВИЯХ НЕПРЕРЫВНЫХ МЕЛКОСОРТНЫХ СТАНОВ

Разработан способ производства сортового проката, обеспечивающий компенсацию неравномерного распределения температуры по длине раската путем создания обратного температурного клина при задаче заготовки в первую рабочую клетку стана. Предложенный способ производства сортового проката позволяет без усложнения технологического процесса и дополнительных затрат обеспечить снижение расхода энергии при производстве, а также повысить качество готовой металлопродукции.

Розроблено спосіб виробництва сортового прокату, що забезпечує компенсацію нерівномірного розподілу температури по довжині розкату шляхом створення зворотного температурного клину при задачі заготівки в першу робочу клітку стану. Запропонований спосіб виробництва сортового прокату дозволяє без ускладнення технологічного процесу і додаткових витрат

забезпечити зниження витрати енергії при виробництві, а також підвищити якість готової металопродукції.

The way of manufacture rolled the metal's of hire ensuring indemnification of non-uniform distribution of temperature on length of the roll by creation of a return temperature wedge at a task of preparation in first the worker rolling mill is developed. The offered way of manufacture rolled the metal's of hire allows without complication of technological process and additional expenses to ensure decrease of the charge of energy by manufacture, and also to raise quality ready the products of metal.

Постановка проблемы. В сложившихся условиях развития экономики перед металлургическими предприятиями с особой остротой стоят проблемы повышения конкурентоспособности проката на внутреннем и внешнем рынках при его производстве за счет снижения энергетических и материальных затрат, повышения качества готовых изделий и производительности труда. Качество металлопродукции формируется на всех металлургических переделах производственного процесса и определяется техническим уровнем оборудования и технологии. Вместе с тем наибольшее влияние на качество готового металла оказывают изменения в технологии и оборудовании сталеплавильного и прокатного производства, а также развитие оборудования и цехов четвертого передела, которое способствует повышению степени готовности металлопродукции к потреблению и приводит к снижению затрат металлопотребляющих отраслей на дополнительную обработку металла [1].

Современные непрерывные мелкосортные станы – это механизированные поточные линии с последовательным расположением клетей и комплексом вспомогательного оборудования, действующего синхронно со станом. Применение этих станов наиболее эффективно при значительных объемах производства проката массового назначения.

Установленные на металлургических предприятиях СНГ непрерывные мелкосортные станы с номинальным диаметром валков чистовых клетей 250-350 мм рассчитаны на максимальную скорость прокатки до 20 м/с [2].

Несмотря на то, что за период эксплуатации отечественных прокатных станов на них был реализован ряд реконструктивных мероприятий, направленных на повышение эффективности производства, в частности – повышение точности прокатки, увеличение производительности станов, повышение эксплуатационной стойкости и надежности работы технологического оборудования, необходимо отметить, что оно на сегодняшний момент, в большинстве своем, в значительной степени морально устарело и физически изношено. Вместе с тем, планами развития металлургических предприятий, в настоящее время предусматривается вложение основных средств в реконструкцию первых металлургических переделов – аглодоменного и сталеплавильного. Существенные капитальные вложения в реконструкцию прокатного передела, согласно планам металлургических предприятий, следует ожидать после 2015 года. Тем не менее, повышение эффективности производства сортопрокатной продукции, экономия энергетических и материальных ресурсов в процессе ее изготовления не теряет своей актуальности. И на сегодняшний день эти задачи решаются путем совершенствования существующих технологических режимов прокатки на действующих прокатных станах при незначительных объемах реконструктивных мероприятий.

Одной из основных особенностей процесса непрерывной сортовой прокатки является понижение температуры от передней к задней части заготовки вследствие различного времени охлаждения по ее длине при задаче в первую клетку стана. По мере прохождения заготовки через валки первой клетки задний конец ее остывает, что вызывает неравномерность распределения температуры по длине заготовки и приводит к изменению межклетьевых усилий и размеров раската по его длине. Совместное влияние изменения межклетьевых усилий и температуры прокатки по длине раската снижает точность размеров по длине готового профиля.

Различная температура конца прокатки приводит к изменению свойств и структуры по длине готового проката при постоянных параметрах охлаждения после стана [2–5]. Кроме того, снижение температуры металла от передней к задней части заготовки требует повышения температуры нагрева заготовок для предотвращения перегрузки линий главных приводов стана.

Неравномерность температуры по длине заготовки зависит от температуры нагрева металла в печи и времени прокатки заготовки в первой клетке, которое определяется суммарной вытяжкой, скоростью прокатки и длиной заготовки.

Проведенные исследования показали, что такой характер изменения температуры сохраняется на протяжении всего процесса прокатки на стане и совпадает с характером изменения величины тока двигателей приводных линий клеток стана, что создает трудности в настройке и поддержании режима минимального натяжения при прокатке [6, 7].

Известны различные подходы к производству сортового проката на типовом непрерывном мелкосортном стане, в которых сделана попытка компенсировать неравномерность распределения температуры по длине заготовки.

Согласно одному из них последнюю треть заготовки (ее хвостовую часть) нагревают перед прокаткой до более высокой температуры, чем переднюю [8].

К недостаткам этого подхода относятся:

- отсутствие регламента создаваемой температурной неравномерности в зависимости от деформационно–скоростных параметров прокатки и температурных условий нагрева заготовок;
- повышенный нагрев только последней трети заготовки не компенсирует температурную неравномерность, возникающую по длине всей заготовки;
- затруднение работы системы автоматического регулирования скоростного режима прокатки по клеткам стана, обеспечивающей стабильность межклетьевых усилий.

Другой подход предполагает коррекцию режима обжаты металла при прокатке [9]. Его реализация требует специальных систем автоматического регулирования режима обжаты на стане, что усложняет его применение.

Согласно третьему подходу скорость выдачи заготовок из печи устанавливают равной скорости ее задачи в первую клетку [10]. Реализация этого подхода из–за увеличенного времени нахождения заготовки перед станом увеличивает общие потери тепла, что влечет за собой увеличения расхода энергии при нагреве заготовок в печи или при прокатке их на стане.

Целью исследования является разработка способа производства сортового проката, обеспечивающего компенсацию неравномерного распределения температуры по длине раската (температурного клина) за счет создания регламентированного обратного температурного клина при задаче заготовки в первую клетку стана. Обратный температурный клин создается при нагреве заготовки в нагревательной печи, а его величина определяется в зависимости от деформационно–скоростного режима прокатки и условий нагрева заготовки в печи [11].

Это позволит снизить расход энергии на нагрев заготовок без перегрузки линий главных приводов стана, а также повысить точность геометрических размеров по длине и в партии готового проката, стабилизировать работу систем автоматического управления и регулирования процесса прокатки на стане и повысить стабильность свойств и структуры по длине готового проката.

Изложение основных материалов исследований. Суть предложенного способа состоит в том, что заготовку квадратного сечения, предназначенную для прокатки некоторого профиля с регламентированными деформационно–скоростными условиями, нагревают таким образом, чтобы при выдаче заготовки из печи имел место температурный клин, характеризующийся увеличенной температурой заднего конца заготовки по отношению к ее переднему концу. При этом температурный градиент при нагреве заготовки устанавливают исходя из соотношения:

$$\Delta t = \left(A - B \cdot \frac{F}{P} + C \cdot \frac{F^2}{P^2} \right) \frac{l_0}{v_0},$$

где $A = 5,965 \cdot 10^{-3} t_0 - 3,6491$; $B = 1,58 \cdot 10^{-4} t_0 - 0,07193$; $C = 1,3158 \cdot 10^{-6} t_0 - 3,158 \cdot 10^{-4}$;

t_0 – температура нагрева переднего конца заготовок, °С;

F – площадь поперечного сечения заготовки, мм²;

P – периметр заготовки, мм;

l_0 – длина заготовки, м;

v_0 – скорость заготовки на входе в стан, м/с.

Это соотношение получено в результате статистической обработки экспериментальных данных при производстве сортового проката широкого размерного сортамента из заготовок квадратного сечения размерами 80x80, 100x100, 125x125 и 150x150 мм на непрерывных мелкосортных и мелкосортно – проволочных станах.

В процессе проведения исследований температура нагрева заготовок варьировалась в пределах 850–1250°С, а скорость прокатки – от 10 до 20 м/с. Варьирование деформационно–скоростными параметрами прокатки μ_Σ и v_0 обеспечивалось использованием различных сечений и длин l_0 исходных заготовок при прокатке различных профилируемых проката в условиях указанных станов.

Так как время прохождения заготовки после захвата 1–й клетку определяется, как отношение $\tau = \frac{l_0}{v_0}$, то в процессе исследований заготовки нагревали со встроенными по сечению термопарами, затем заготовки

выдерживали перед станом и определяли падение температуры (Δt) в зависимости от времени τ для разных сечений (F/П). На основании статистической обработки результатов экспериментов была получена зависимость температурного градиента, как функции указанных параметров

$$\Delta t = f(F/P, t_0, \tau).$$

Диапазон исследований охватывает практически весь размерный сортамент исходной заготовки и готовой продукции современных мелкосортных станов. Это позволяет использовать предлагаемый способ на различных станах, причем особенно эффективно его использование при освоении новых профилеразмеров сортамента стана, реконструкции станов, предусматривающей, например, изменение температуры нагрева заготовок, скорости прокатки и размеров сечения исходных заготовок.

Указанный способ производства был опробован на непрерывных мелкосортных станах 250–1 и 250–5 ОАО «АрселорМиттал Кривой Рог» при прокатке арматурных профилей №12, №14, №16 и №18. Для производства арматурных профилей на этих станах используется заготовка сечением 80x80 мм и длиной 12 м. В качестве примера представлены данные для арматурного профиля №14 из стали марки Ст.3сп класса прочности А240С, произведенного на непрерывном мелкосортном стане 250–1. Условия прокатки этого профиля характеризуются суммарной вытяжкой $\mu_{\Sigma} = 40,506$, скоростью прокатки $v_{пр} = 15,0$ м/с, температурой начала прокатки 1150°C и температурой конца прокатки $\sim 1100^{\circ}\text{C}$. Температуру нагрева заготовки под прокатку t_0 варьировалась в диапазоне от 900 до 1200°C с шагом 50°C . Перепад температур между зонами нагревательной печи, определяющий температурный клин по длине заготовки от ее переднего конца к заднему, для условий прокатки арматурного профиля №14 при $t_0 = 900^{\circ}\text{C}$ составляет $\Delta t = 19,5^{\circ}\text{C}$; при $t_0 = 950^{\circ}\text{C}$ – $\Delta t = 24,4^{\circ}\text{C}$; при $t_0 = 1000^{\circ}\text{C}$ – $\Delta t = 29,4^{\circ}\text{C}$ при $t_0 = 1050^{\circ}\text{C}$ – $\Delta t = 33,6^{\circ}\text{C}$; при $t_0 = 1150^{\circ}\text{C}$ – $\Delta t = 44,1^{\circ}\text{C}$ при $t_0 = 1200^{\circ}$ – $\Delta t = 49,7^{\circ}\text{C}$. Условия реализации способа прокатки арматурных профилей на непрерывных мелкосортных станах 250–4 и 250–5 описываются номограммой, представленной на рисунке.

Например, при температуре начала прокатки 1150°C по действующей технологии производства арматурного проката диаметром 14 мм в линии непрерывного мелкосортного стана 250–5 перепад температур переднего и заднего концов заготовки составит $44,1^{\circ}\text{C}$. Плавочный химический состав низкоуглеродистой стали марки Ст.3сп. следующий (%): С=0,16; Мп=0,49; Si=0,21; S=0,030; P=0,014. Для прокатки отбирали заготовки от средней части слитка. Проведение контрольного анализа химического состава передней и задней частей заготовок показало совпадение содержания основных химических элементов и незначительно отличалось от плавочного (%): С=0,164; Мп=0,52; Si=0,22; S=0,030; P=0,016. Проведение механических испытаний на растяжение арматурного профиля №14 класса прочности А240С по ДСТУ 3760:2006 показало следующее. Прочностные характеристики стержневой арматуры, отобранные от переднего отрезка заготовки в среднем (средние значения из 40 испытаний) составляли: временное сопротивление разрыву $\sigma_B = 440 \text{ Н/мм}^2$, предел текучести $\sigma_T = 306 \text{ Н/мм}^2$, а отобранные от заднего отрезка этой же заготовки соответственно

$\sigma_B=457 \text{ Н/мм}^2$ и $\sigma_T=331 \text{ Н/мм}^2$. Средние значения пластических свойств арматурного проката, отобранные от переднего отрезка заготовки $\delta_5=42,4 \%$, а отобранные от заднего отрезка заготовки $\delta_5=40,4 \%$. Нормативные значения прочностных и пластических свойств арматурного проката класса прочности А240С по ДСТУ 3760:2006 составляют: $\sigma_B \geq 370 \text{ Н/мм}^2$, $\sigma_T \geq 240 \text{ Н/мм}^2$, $\delta_5 \geq 25 \%$. Полученные данные механических свойств в готовом прокате удовлетворяют требованиям ДСТУ 3760:2006 на этот вид металлопродукции. Вместе с тем необходимо отметить, что все значения механических характеристик арматурного профиля №14, отобранные от переднего и заднего концов одной заготовки отличаются. Это связано с перепадом температур переднего и заднего концов заготовки, нагретой в методической печи мелкосортного стана МС 250–5. Микроструктура образцов арматурного проката, отобранного от переднего и заднего отрезков одной заготовки, была одинаковой и представляла собой феррито–перлитную смесь.

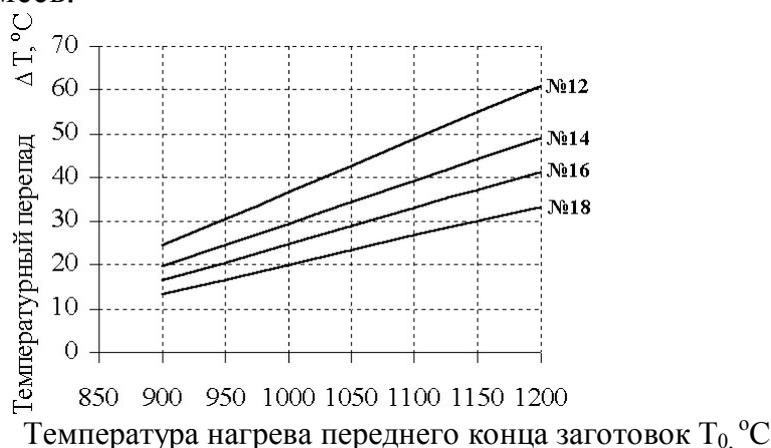


Рис. – Номограмма для определения необходимого температурного перепада по длине заготовки в зависимости от температуры нагрева на типовом непрерывном мелкосортном стане 250 для профилей различного сечения

Соблюдение указанного регламента нагрева исходных заготовок на типовом непрерывном мелкосортном стане 250 позволяет компенсировать температурный клин, образующийся при задаче заготовок в первую клетку стана, обратным температурным клином, создаваемым при нагреве заготовок в печи, что позволяет стабилизировать температуру прокатки в каждой клетке непрерывного мелкосортного стана. Проведение механических испытаний натуральных образцов арматурного проката, произведенного от одной заготовки после регламентации температурного режима нагрева заготовки в нагревательной печи МС 250–1 показало, что средние значения прочностных свойств стержневой арматуры, отобранных от передней части заготовки составило: временное сопротивление разрыву $\sigma_B=442 \text{ Н/мм}^2$, предел текучести $\sigma_T=310 \text{ Н/мм}^2$, а отобранные от заднего отрезка этой же заготовки соответственно $\sigma_B=444 \text{ Н/мм}^2$ и $\sigma_T=313 \text{ Н/мм}^2$. Средние значения пластических свойств арматурного проката, отобранные от переднего отрезка заготовки $\delta_5=41,4 \%$, а отобранные от заднего отрезка заготовки $\delta_5=41,0 \%$. Как видно разброс по механическим свойствам переднего и заднего отрезков от одной заготовки сведен к минимуму. Микроструктура образцов представляла феррито–перлитную смесь.

При этом несоблюдение перепада температур Δt в этом случае приведет к необходимости увеличения температуры нагрева заготовок, чтобы предупредить повышение нагрузок в линиях главных приводов стана при прокатке заднего охлажденного конца раската. Различная температура раската по длине приводит к изменению параметров очагов деформации в рабочих клетях стана, в частности, условия трения на контакте металла с валками, что вносит нестабильность в геометрические параметры готового проката. Причем превышение установленного Δt приведет к утонению заднего конца готового проката вследствие избыточной компенсации температурного клина, а уменьшение Δt ниже установленного приведет к утолщению заднего конца вследствие недостаточной компенсации указанного температурного клина. При этом, как в том, так и в другом случае увеличится разброс механических свойств по длине готового проката.

Выводы.

1. Разработан способ производства сортового проката, обеспечивающий компенсацию неравномерного распределения температуры по длине заготовки при задаче ее в первую клетку стана.

2. Проведенные промышленные эксперименты в условиях непрерывных мелкосортных станов МС 250–1 и МС 250–5 показали, что предлагаемый способ производства арматурного проката обеспечивает получение минимального разброса значений механических свойств по длине раската, получаемого от одной заготовки.

3. Реализация этого способа без усложнения технологического процесса и без дополнительных капитальных затрат на его реализацию обеспечивает снижение расхода энергии при производстве сортового проката, и способствует повышению точности размеров и стабилизации механических свойств и структуры металла по длине готового профиля, а также стабилизации работы систем автоматического управления и регулирования процесса прокатки на станах.

Список литературы: 1. Жучков С.М. Оптимизация расхода энергии при непрерывной сортовой прокатке / С.М. Жучков, А.П. Лохматов, Л.Г. Кулаков. – К.: Наукова думка, 2008. – 191 с. 2. Бочков Н.Г. Производство качественного металла на современных сортовых станах / Н.Г. Бочков. – М.: Металлургия, 1988. – 312 с. 3. Термическое упрочнение проката / [К.Ф. Стародубов, И.Г. Узлов, В.Я. Савенков и др.]. – М.: Металлургия, 1970. – 368 с. 4. Высокопрочная арматурная сталь / [А.А. Кузущин, И.Г. Узлов, В.В. Калмыков и др.]. – М.: Металлургия, 1986. – 272 с. 5. Управляемое термическое упрочнение проката / И.Г. Узлов, В.В. Парусов, Р.В. Гвоздев, О.В. Филонов. – К.: Техника, 1989. – 118 с. 6. Теряев В.А. Особенности использования пирометров излучения типа АПИР–С при исследовании температурных режимов прокатки на непрерывных сортовых станах // В.А. Теряев, А.П. Лохматов, С.М. Жучков, В.Л. Шibaев // Отраслевой сборник научных трудов. – Харьков. – УкрНИИМет. – С.61–68. 7. Жучков С.М. Калибровка валков и особенности технологии прокатки сортовых профилей на стане 320/150 Белорусского металлургического завода / С.М.Жучков, Л.В.Кулаков, Э.В.Сивак и [др.] // Бюллетень ин-та «Черметинформация». – 1989. – № 8. – С.58–61. 8. Мюллер П. Улучшение качества продукции прокатных станов для производства длинномерных изделий / П. Мюллер // Металлургический завод и технология (МРТ). – Изд-во: Штальайзен ГмбХ. – Дюссельдорф. – 1989. – С.39. 9. Заявка №61–19321 Япония МПК В21В 37/00.– 1983. 10. А. с. 984515 СССР МПК В21В 1/26.– 1982. 11. Пат. №75995 Украина. Способ производства сортового проката на непрерывном стане // 2006. Бюл. №6.

УДК 621.771.

НИКОЛАЕВ В.А., докт. техн. наук, проф., ЗНТУ, Запорожье
ПУТНОКИ А.Ю., канд. техн наук, первый зам. председателя правления –
технический директор ОАО “Запорожсталь”, Запорожье
НИКОЛЕНКО А.Г., нач. ЦХП-1 ОАО “Запорожсталь”, Запорожье
ВАСИЛЬЕВ А.Г., инженер, Запорожье
ВАСИЛЬЕВ А.А., оператор п/у ЦХП-1 ОАО “Запорожсталь”, Запорожье

ХОЛОДНАЯ ПРОКАТКА ПОЛОС НА НСХП ПОСЛЕ ПРЕДВАРИТЕЛЬНОЙ ПЕРЕМОТКИ ГОРЯЧЕКАТАНЫХ РУЛОНОВ

По результатам выполненных расчетов и промышленных экспериментов предложен технологический процесс прокатки с предварительной перемоткой полосы на 180^0 с выводом утолщенного (внутреннего) витка горячекатаного рулона на внешний виток горячекатаного рулона, обеспечивающий увеличение выхода годной продукции.

По результатам виконаних розрахунків і промислових іспитів запропоновано технологічний процес прокатки з попереднім перемотуванням штаби на 180^0 з виводом стовщеного (внутрішнього) витка гарячекатаного рулону на зовнішній виток гарячекатаного рулону, який забезпечує збільшення виходу годної продукції.

According to results of the calculation and industrial experiments, rolling production process of prerevinded strip (180^0) in which its swollen inner turn being located outside of the hot rolling strip is proposed. It gives increasing of satisfied production output.

Прокатка полос в холодном состоянии выполняется при наличии переходных процессов, в которых скорости валков существенно меньше, чем в установившемся процессе при максимальной их скорости. К таким переходным процессам, как известно, относят прокатку участка полосы со сварным швом, а также прокатку концевых участков. На пятиклетевых станах с бесконечной прокаткой скорость полосы в чистовой клети при прокатке заднего конца составляет $v_5=4...5$ м/с, а на четырехклетевых станах порулонной прокатки - $v_4 \leq 1,0$ м/с.

На станах порулонной прокатки передний и задний концы прокатывают на заправочной скорости. Причем, при проходе переднего конца полосы через стан нажимные винты опускают по продуктиметру следующим образом (НСХП 1680), мм: клеть №1 - 0,7...1,0; №2 - 0,5; №3 - 0,3. После выхода переднего конца полосы из чистовой клети (№4) нажимные винты возвращают в нулевое положение для прокатки в установившемся процессе, а после захвата переднего конца полосы моталкой увеличивают скорость прокатки до максимальной (v_y).

Торможение стана начинают в момент, когда на разматывателе остается 5...6 витков рулона и при прохождении заднего конца через клети №1 и №2 нажимные винты опускают (по продуктиметру) на 0,7...1,1 мм и 0,5...0,9 мм соответственно в зависимости от толщины прокатываемой полосы. Схема скоростного режима прокатки на НСХП 1700 (1680) представлена на рис.1, где $L_{ПК}$ - длина переднего конца прокатываемой полосы в период заправки; $L_{ЗК}$ - длина заднего конца прокатываемой полосы в период замедления в стане; $L_{рз}$ и $L_{мп}$ -

длина полосы между клетью №1 и на разматывателе, и на моталке соответственно; L_{yc} , L_{zm} -длина полосы в периодах ускорения и замедления соответственно; $v_{пк}, v_y, v_{зк}, v_x$ - скорости прокатки соответственно при заправке переднего конца полосы в моталку, максимальная в установившемся процессе, при выпуске заднего конца и скорость, соответствующая интенсивному изменению коэффициента трения (при $v_x < 5$ м/с коэффициент трения существенно увеличивается при уменьшении скорости прокатки).

Изменение скоростного режима в процессе прокатки полосы оказывает определенное влияние на все параметры деформации металла. Так, уменьшение скорости прокатки вызывает увеличение коэффициента трения, силы прокатки и толщины полосы [1-3]. Потому толщина полосы на концевых участках всегда больше, чем в установившемся процессе.

При заправке переднего конца в стан на полосу воздействует только заднее натяжение, а при выпуске заднего конца полосы из клетей на полосу воздействует только переднее натяжение. Степень влияния переднего и заднего натяжений на напряженное состояние металла в очаге деформации различна [1,3-5], что обуславливает и некоторое различие в толщине переднего и заднего концов. Кроме того, толщина заднего конца горячекатаной полосы (подката), как правило, больше толщины переднего конца и эта наследственная продольная разнотолщинность вносит свое влияние на увеличение толщины заднего конца холодной полосы. Ниже представлена оценка доли влияния указанных факторов на приращение толщины заднего конца полосы.

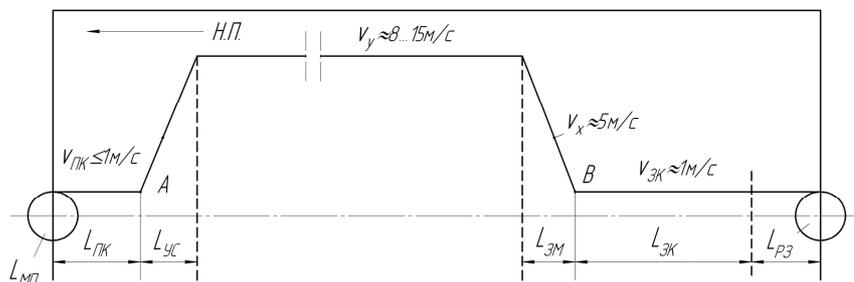


Рис.1. Диаграмма скоростного режима прокатки рулона в чистой клетии НСХП

Используя разработанные ранее и проверенные по практическим данным расчетные модели [2,6-9] определены значения коэффициента трения, напряжения течения металла, длина дуги контакта с учетом упругих деформаций валков и полосы, среднего нормального контактного напряжения и силы прокатки. Приращение толщины полосы в любом процессе прокатки по сравнению с базовым рассчитывали с использованием формулы [3,4]

$$\delta h_{п} = \frac{P_i - P_0}{M_k - \frac{\partial P}{\partial h}}, \quad (1)$$

где $\delta h_{п}$ - приращение толщины (продольная разнотолщинность); P_0 - сила прокатки при базовом режиме (при минимальной силе прокатки по длине полосы

в установившемся процессе); P_i - сила прокатки в любом ином процессе; M_K - модуль жесткости клетки; $\frac{\partial P}{\partial h}$ - текущий модуль жесткости полосы.

В случае определения приращения δh_{II} относительно базовой (минимальной) толщины h_0 полосы (при минимальной силе прокатки), допустимо принимать $\partial P / \partial h = -\delta M_{II}$ (δM_{II} - приращение модуля жесткости полосы в i -ом процессе относительно базового модуля жесткости). Параметр δM_{II} определим из условия (при $M_{Pi} > M_0$) [7,8]

$$\delta M_{II} = M_{Pi} - M_{P0}, \quad (2)$$

где M_{P0} и M_{Pi} - модули жесткости полосы в базовом режиме и в i -ом процессе (например, при выпуске заднего конца полосы из стана).

Модули жесткости полосы определим по методу [3]:

$$M_{P0} = \varphi_0 \cdot P_0 / \Delta h_0; \quad M_{Pi} = \varphi_i \cdot P_i / \Delta h_i, \quad (3)$$

$$\varphi_i = [0,6 + 2,25(\varepsilon - 0,1)^2](0,6 + 0,45f\sqrt{R/H}) \cdot (0,55 + 1,5 \cdot \varepsilon),$$

где Δh_0 и Δh_i - абсолютные обжатия в базовом и i -ом режимах; φ_i - коэффициент; ε - относительное обжатие; f - коэффициент трения; R - радиус жестких валков.

Формула для расчета φ_i получена из данных работы [3].

С учетом выражений (1) и (2) получим

$$\delta h_{II} = \frac{P_i - P_0}{M_K + \delta M_{II}}. \quad (4)$$

Среднее нормальное контактное напряжение с учетом различной степени влияния переднего и заднего напряжений рассчитывали с учетом размеров зон отставания и опережения из формул [2,5,9]:

$$p_{cp} = \sigma_\phi \left[\xi_0 \left(1 - \frac{\gamma}{\alpha} \right) + \xi_1 \frac{\gamma}{\alpha} + C_H \cdot f_{II} \cdot l_C / h_{cp} \right]; \quad (5)$$

$$\frac{\gamma}{\alpha} = \frac{2f_{II}\sqrt{\frac{R_C}{h}} \cdot \arctg\sqrt{\frac{\Delta h}{h}} - \ln\left(1 + \frac{\Delta h}{h}\right) - \frac{\sigma_0}{\sigma_\phi} + \frac{\sigma_1}{\sigma_\phi}}{4f_{II} \cdot l_C / h_{cp}}, \quad (6)$$

где σ_ϕ - сопротивление металла деформации; l_C и R_C - длина дуги контакта и радиус валков с учетом влияния упругих деформаций валков и полосы; h и Δh - соответственно толщина полосы после прокатки и абсолютное обжатие; f_{II} - показатель трения; h_{cp} - средняя толщина полосы в очаге деформации; α и γ - соответственно углы контакта и критического сечения; C_H - коэффициент, учитывающий интенсивность влияния контактного трения; ξ_0 и ξ_1 - соответственно коэффициенты, учитывающие влияние заднего и переднего натяжений:

$$\xi_0 = 1 - \frac{\sigma_0}{\sigma_\phi}; \quad \xi_1 = 1 - \frac{\sigma_1}{\sigma_\phi},$$

где σ_0 и σ_1 - соответственно напряжения заднего и переднего натяжений.

Расчеты выполнили для условий прокатки полосы $0,9 \times 1250$ мм из стали марки 08кп на НСХП 1680 ОАО меткомбината “Запорожсталь” (без дополнительного обжатия концов). Толщина горячекатаного подката на основной длине равна $H=2,7$ мм, а напряжения натяжения $\sigma_{II} = \sigma_3 = 150$ Н/мм². Заднее натяжение перед клетью №1 принимали равным $\sigma_0 = 20$ Н/мм², а переднее натяжение за клетью №4 - $\sigma_1 = 40$ Н/мм². Скорость прокатки в клети №4 при заправке и выпуске концов принимали равной $v_{ПК} = v_{ЗК} = 1,0$ м/с. Во всех расчетах толщину переднего конца горячекатаного подката принимали равной таковой на основной длине подката $H_{ПК} = H = 2,7$ мм, а толщину заднего конца горячекатаного подката изменяли в пределах $H_{ЗК} = 2,5 \dots 3,0$ мм, имитируя приращение толщины поката на широкополосном стане горячей прокатки. Принятые исходные параметры позволяют оценить влияние скорости прокатки и толщины концевых участков горячекатаного подката на приращение их толщины.

Расчетные параметры прокатки представлены в табл.1 и на рис.2. Как следует из табл.1, при прокатке в установившемся процессе коэффициент трения от первой к последней (чистой) клети заметно уменьшается, среднее нормальное контактное напряжение p_{cp} изменяется в пределах $p_{cp} \approx 667,05 \dots 820,61$ Н/мм² вследствие одновременного влияния упрочнения металла, уменьшения коэффициента трения, разогрева металла и увеличения скорости деформации. Сила прокатки от клети №1 к клети №4 уменьшается вследствие уменьшения длины дуги контакта, а модуль жесткости полосы возрастает в связи с упрочнением металла. Изменение толщины полосы соответствует фактическому межвалковому (заданному) зазору в клетях.

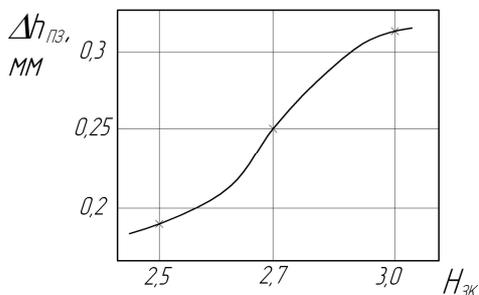


Рис.2. Зависимость влияния толщины заднего конца горячекатаного подката $H_{ЗК}$ ($H_{ПК} = \text{const}$) на приращение толщины полосы на заднем конце после клети №4

приращение толщины полосы на переднем ($\delta h_{ПП}$) и заднем ($\delta h_{ПЗ}$) концевых участках. Расчетами установлено, что при одинаковой по всей длине толщине горячекатаного подката ($H = H_{ПК} = H_{ЗК} = 2,7$ мм) приращение толщины на переднем и заднем концевых участках примерно одинаково ($\delta h_{ПП} = 0,250$ мм, $\delta h_{ПЗ} = 0,238$ мм). Это свидетельствует о незначительном влиянии направления воздействия напряжений натяжений на концевые участки. Очевидно, это следует объяснить

Толщину полосы в установившемся процессе, для оценки приращения толщины концевых участков принимали за базовую при разнотолщинности $\delta h_{П} = 0$ (в табл.1 представлены данные для заднего концевого участка полосы (кроме $\delta h_{ПП}$)).

При прокатке концевых участков сила прокатки существенно увеличивается во всех клетях стана, что вызывает увеличение упругих деформаций валков и клети, а также

отсутствием при расчете p_{cp} учета упрочнения металла. В практических условиях влияние переднего и заднего натяжений может быть более заметным.

Из расчетных данных следует, что существенное влияние на приращение толщины на заднем конце оказывает толщина заднего конца на горячекатаном подкате. При этом увеличение толщины подката на заднем конце ($H_{3К}$) от 2,5 до 3,0мм приводит к увеличению толщины заднего конца на готовой полосе на 0,126мм. Анализ расчетных данных показывает, что наибольшее влияние на величину приращения концевых участков оказывает отсутствие натяжений концевых участков и меньше концевые утолщения горячекатаного подката.

Однако, кроме рассмотренных факторов на среднюю толщину концевых участков прокатанных при $v_x \leq 1$ м/с оказывают имеющиеся различия условий их прокатки, при разной длине переднего и заднего концевых участков (рис.1).

Таблица 1 – Расчет параметров деформации полос с учетом разогрева и скорости деформации металла на четырехклетевом стане холодной прокатки 1680, полоса ст..08кп 2,7-0,9×1200

Номер клетки	v, м/с	h, мм	Δh , мм	$\delta h_{П}$, мм	f	p_{cp} , Н/мм ²	P, МН	M _{пи} МН·мм,	l _c , мм	γ/α
Установившейся процесс (базовое значение)										
1	4,63	1,75	0,95	0	0,081	667,05	14,50	11,61	17,72	0,388
2	6,23	1,3	0,45	0	0,069	820,61	14,30	18,88	14,47	0,297
3	7,94	1,02	0,28	0	0,053	766,25	11,32	20,69	12,27	0,385
4	9	0,9	0,12	0	0,049	794,15	9,35	32,13	9,93	0,377
Толщина переднего конца подката $H_{ПК}=2,7$ мм ($v_4=1,2v/c$)										
1	0,62	2,04	0,66	0,292	0,226	1021,82	20,21	28,65	16,51	0,426
2	0,83	1,581	0,459	0,283	0,097	923,04	16,11	21,42	14,96	0,300
3	1,06	1,3	0,280	0,280	0,075	891,01	13,48	24,67	12,84	0,367
4	1,2	1,150	0,150	0,250	0,089	980,38	12,54	41,67	10,72	0,419
Толщина заднего конца подката $H_{3К}=2,5$ мм ($v_4=1,2v/c$)										
1	0,62	1,896	0,604	0,146	0,227	940,29	17,14	27,05	15,10	0,456
2	0,83	1,480	0,414	0,180	0,097	919,55	15,74	23,24	14,02	0,377
3	1,06	1,222	0,26	0,202	0,076	901,67	13,20	26,44	12,17	0,474
4	1,2	1,093	0,129	0,193	0,087	1068,05	13,74	52,64	10,71	0,470
Толщина заднего конца подката $H_{3К}=2,7$ мм ($v_4=1,2v/c$)										
1	0,62	1,99	0,71	0,240	0,218	941,37	18,39	24,94	16,16	0,447
2	0,83	1,558	0,432	0,256	0,095	923,60	16,13	22,25	14,29	0,375
3	1,06	1,28	0,278	0,260	0,075	892,25	13,34	24,75	12,43	0,472
4	1,2	1,14	0,14	0,240	0,086	1058,10	13,86	48,52	10,91	0,468
Толщина заднего конца подката $H_{3К}=3,0$ мм ($v_4=1,2v/c$)										
1	0,62	2,136	0,864	0,386	0,209	933,39	19,83	22,31	17,55	0,438
2	0,83	1,674	0,461	0,374	0,092	915,79	16,39	20,55	14,65	0,375
3	1,06	1,375	0,299	0,355	0,073	873,58	13,34	22,47	12,69	0,472
4	1,2	1,219	0,155	0,319	0,086	1032,93	13,84	43,14	11,16	0,465

Из табл.1 также следует, что при равенстве толщин на переднем и заднем концах ($H_{ПК}=H_{ЗК}=2,7\text{мм}$) величина утолщения на переднем конце больше, чем на заднем ($\delta h_{ПП}=0,25\text{мм}$, $\delta h_{ПЗ}=0,24\text{мм}$). Такое, вроде бы несоответствие известным представлениям о формировании продольной разнотолщинности, обусловлено тем, что передний конец полосы при заправке в стан подвергается в первой клети натяжению равному $\sigma_0=20\text{ Н/мм}^2$, а на задний конец полосы при выпуске из стана в первой клети действует переднее натяжение равное $\sigma_1=150\text{ Н/мм}^2$, которое существенно больше напряжения заднего натяжения. При этом толщина полосы на переднем конце составила $h_{ПП}=2,04\text{мм}$, а заднего $h_{ПЗ}=1,99\text{мм}$, что и определило в итоге большее приращение толщины полосы на переднем конце.

Выше отмечали, что длина переднего и заднего участков, прокатываемых при заправке и выпуске полосы различны.

Определим длины переднего и заднего концов готовой полосы, прокатываемых на малой скорости (рис.1). Для стана типа 1700 имеем (м):

$$L_{МП} \approx 6,5; L_{РЗ} \approx (6,0 \cdot 2,7) / 0,9 = 18; L_{ПК} \approx 6,0.$$

Длина полосы ($L_{ЗК}$), выходящей из клети №4 стана при выпуске на скорости $v_{ЗК}$ равна

$$L_{ЗК} = \frac{H + h}{2 \cdot h} \cdot L_{СТ},$$

где H и h - толщина соответственно горячекатаного подката и готовой полосы; $L_{СТ}$ - расстояние между осями первой и чистовой клетями (для стана 1700 имеем $L_{СТ} \approx 16\text{м}$).

Тогда, общая длина переднего конца при заправке ($L_{П}$) и заднего конца при выпуске ($L_{З}$) (принимая $L_{УС} \approx L_{ЗМ}$) равна ($H=2,7\text{мм}$, $h=0,9\text{мм}$):

$$L_{П} = L_{МП} + L_{ПК} = 6,5 + 6,0 = 12,5\text{м};$$

$$L_{З} = L_{РЗ} + L_{ЗК} \approx 18 + \frac{2,7 + 0,9}{2 \cdot 0,9} \cdot 16 = 50\text{ м},$$

где $L_{П}$ - общая длина переднего конца готовой полосы, прокатываемой при скорости $v_{ПК}$; $L_{З}$ - общая длина заднего конца готовой прокатываемой полосы, при скорости $v_{ЗК}$ ($v_{ПК}=v_{ЗК} \approx 1,0\text{м/с}$).

Таким образом, длина заднего конца полосы, прокатываемого в чистовой клети на небольшой скорости ($v_{ЗК} \leq 1,0\text{м/с}$) в четыре раза больше, чем переднего конца полосы. На участках ускорения ($L_{УС}$) и замедления ($L_{ЗМ}$) средняя толщина полосы примерно одинаковая. Известно (см выше), что при прокатке с небольшими скоростями ($v_{ЗК}(v_{ПК}) < 5\text{м/с}$) (рис.1) по сравнению с прокаткой при скорости $v_{У}$ существенно увеличиваются коэффициент трения, сила прокатки, толщина полосы и, следовательно, продольная разнотолщинность (приращение толщины концевых участков полосы).

При прокатке длинного заднего конца условия деформации ухудшаются еще и вследствие того, что толщина горячекатаной полосы на $0,1 \dots 0,3\text{мм}$ больше, чем толщина в середине длины полосы и толще, чем на переднем конце. При заправке полосы в моталку, длина конца полосы, прокатываемой на уменьшенной скорости ($v_{ПК}$) существенно меньше, чем длина заднего конца полосы, прокатываемой в период выпуска ее из стана. Поэтому целесообразен и

более эффективен технологический процесс, в котором утолщенный задний конец горячекатаной полосы будет прокатываться в качестве переднего (заправочного) конца полосы. Этот технологический процесс возможно осуществить, если горячекатаный рулон до или после травления перемотать с выводом утолщенного (внутреннего) витка горячекатаного рулона на внешний виток горячекатаного рулона.

В этом случае этот утолщенный конец горячекатаной полосы будет являться заправочным и около 37м из 50м утолщенного участка горячекатаной полосы будет прокатываться в установившемся процессе при максимальной скорости, при меньшем влиянии на процесс деформации внешнего трения. Уменьшение силы прокатки на этом участке по сравнению с силой прокатки при выпуске его при $v_{зк} \leq 1,0\text{м/с}$, обеспечит уменьшение фактической толщины полосы и увеличение выхода годной продукции.

Один из вариантов выполнения перемотки горячекатаного рулона на агрегате ППА (промежуточный перемоточный агрегат – поз. 4-6 на рис.3) представлена на рис.3 [10]. Из непрерывно-травильного агрегата (НТА) 1 травленую горячекатаную полосу подают к свертывающей машине 2 для формирования рулона, который по транспортеру 3 передают в разматыватель 4, из которого при помощи задающих роликов 5 полосу перемотывают в моталку 6 в новый рулон с переформированием его заднего конца с внутреннего в наружный (внешний) виток; после этого вновь сформированный рулон посредством передающих устройств 7,8 и поворотного устройства 9 устанавливают в разматыватель 10 перед станом и прокатывают по известному переменному деформационно – скоростному режиму в прокатном стане 11 со смоткой полосы в моталку 12 и последующей уборкой со стана устройством 13.

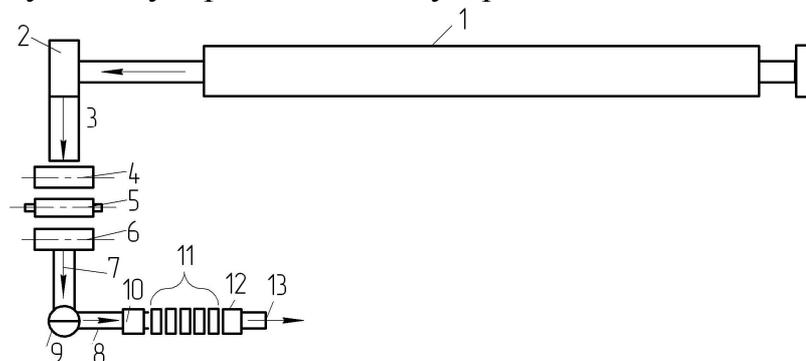


Рис.3. Схема обработки горячекатаной полосы перед холодной прокаткой: 1 - непрерывно-травильный агрегат (НТА); 2 - свертывающая машина; 3 – транспортер; 4 - разматыватель; 5 - тянущие ролики; 6 – моталка; 7,8 - передающие устройства; 9 - поворотное устройство; 10 – разматыватель; 11 - прокатный стан; 12 – моталка; 13 – уборочное устройство

Промышленное опробование* нового технологического процесса выполнено на НСХП 1680 ОАО меткомбинат “Запорожсталь”. В опробовании новой технологии перемотку горячекатаных рулонов выполнили (на данном этапе без дополнительного обжатия толщины полосы) на реверсивном стане 1680. После перемотки трех рулонов их прокатывали на непрерывном стане холодной прокатки 1680 по существующему режиму с заправкой в моталку заднего конца (внешнего витка) горячекатаной полосы.

*) В проведении опытной прокатки принимал участие инж. Пчела Н.И.

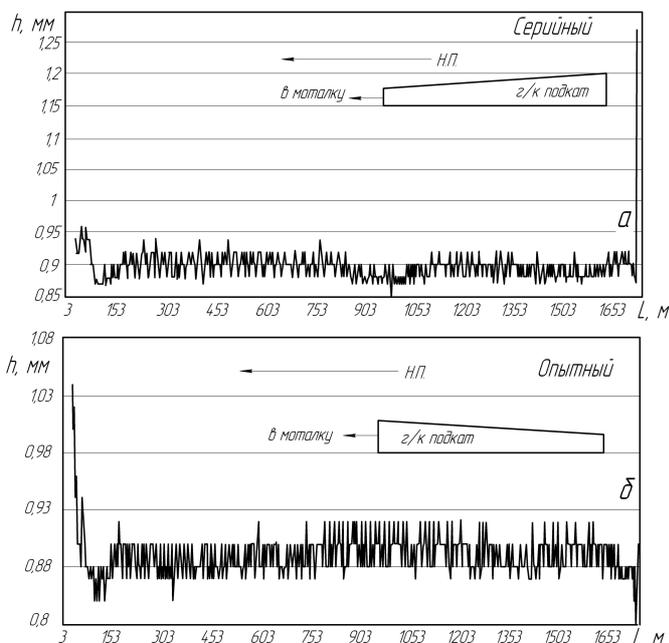


Рис.4. Профилограмма толщины по длине полосы 0,9×1000мм (ст. 08кп): а – серийная прокатка; б – новая технология с перемоткой рулона (Н.П. – направление прокатки)

на участке полосы длиной ~4м толщина его возрастает на 0,37мм выше номинальной толщины.

Таблица 2 – Параметры прокатки полос 0,9×1000мм (Ст. 08кп, пл.1211527, 08.08.2011г.) по серийной и опытной (с перемоткой рулонов) на НСХП 1680

Номер рул.	Средняя толщ.	Метры без толщинумера	Класс точн.	Брак, м		Физический, вес	Длина полосы общая, м	% годного	Увеличение годного, %	Примечание
				-	+					
5550	0,889	24	АТ	21	19	11,06	1527	95,57	-	Серийные
5551	0,898	27	АТ	0	19	11,66	1594	96,91	-	
5552	0,901	29	АТ	0	21	11,70	1594	96,58	-	
5553	0,891	16	АТ	16	19	11,59	1597	96,64	0,92	Опытные
5554	0,893	21	АТ	3	13	11,57	1592	97,58		
5555	0,894	24	АТ	0	5	11,25	1546	98,04		
5556	0,885	32	АТ	0	13	11,14	1546	96,86	-	Серийные
Средние параметры										
-	0,893	28	-	5,2	18	11,39	1565	96,47	-	Серийные
-	0,893	20,3	-	6,3	12	11,47	1578	97,39	0,92	Опытные

На опытном рулоне (рис.4,б) характер профилограммы изменяется. В данном процессе передний конец полосы прокатан с утолщением $\delta h_{П} = 0,14$ мм против номинальной ($h = 0,9$ мм). В установившемся процессе толщина полосы находится в пределах $h \approx 0,9$ мм, однако полоса на заднем конце на длине ~ 18м прокатана в минусовом поле допусков ($h = 0,87$ мм). Таким образом,

суммарное уменьшение толщины концевых участков при прокатке опытного рулона составила

$$\delta h_{\text{П.УМ}}=0,06+0,37-0,14+0,1=0,3\text{мм.}$$

Выводы. Таким образом, предложенный технологический процесс оказывает положительный эффект (вследствие уменьшения влияния внешнего трения на переднем конце) на уменьшение приращения толщины на конце полосы и за счет обжата температурного клина по толщине горячекатаного подката. Положительные результаты нового технологического процесса подтверждаются данными компьютерной регистрации основных параметров прокатки серийных и опытных рулонов (табл.2). Как следует из усредненных данных:

- количество метров, прокатанных без измерения толщины составляет 20,3м против 28м (серийные);
- брак по толщине уменьшился с 23,25м до 19,02м;
- общая длина полосы в допуске (годная продукция) увеличилась с 1565м до 1578м;
- количество годного металла увеличилось с 96,47% до 97,39%, т.е. на 0,92%.

Список литературы: 1. Целиков А.И. Теория прокатки. Справочник / А.И. Целиков, А.Д. Томленов, В.И. Зюзин и др.- М.: Металлургия, 1982.-335с. 2. Николаев В.А. Теория прокатки: Монография. / В.А.Николаев. –Запорожье: Издательство ЗГИА, 2007. – 228с. 3. Повышение точности листового проката / [Меерович И.М., Герцев А.И., Горелик В.С., Классен Э.Я.]. – М.: Металлургия,1969. – 264 с. 4. Ткалич К.Н. Точная прокатка тонких полос / К.Н.Ткалич, Ю.В.Коновалов. – М.: Металлургия, 1972. – 176 с. 5. Николаев В.А. Нормальные контактные напряжения при переменных параметрах по дуге контакта при прокатке полос / В.А. Николаев // Металл и литье Украины.- 2008.- №11,12.-С.25-28. 6. Николаев В.А. Оценка точности формул для расчета среднего нормального контактного напряжения при холодной прокатке / В.А. Николаев // Изв. вузов. Черная металлургия. – 2004. – №11. – С.36-39. 7. Николаев В.А., Матюшенко Д.А. Влияние режимов деформации полосы в чистовой группе ШСП на технологические параметры // Металл и литье Украины. – 2008. – №1,2. – С.35-37. 8. Николаев В.А. Продольная разнотолщинность полос в зависимости от скорости холодной прокатки / В.А. Николаев, А.А. Васильев // Металл и литье Украины. – 2008. – №3-4. – С.51-53. 9. Николаев В.А. Несимметричная тонколистовая прокатка / В.А. Николаев, В.Н. Скороходов, В.П. Полухин. – М.: Металлургия, 1993. – 192с. 10. Заявка на выдачу деклараци́нного патенту України на винахід (корисну модель) №u2011 10913 «Спосіб холодної прокатки штаб», від 12.09.2011 / В.О. Ніколаєв, О.Ю. Путнокі, А.Г. Ніколенко, О.Г. Васильєв, А.О. Васильєв.

УДК 621.77

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

ВИБРАЦИЯ ПРИ ПРОКАТКЕ

Статья посвящена изучению вибрации при прокатке. И рассмотрению ее влияния на срок службы оборудования нажимного механизма. В статье приводятся средний срок службы нажимного механизма. Целью работы является определить основные пути решения проблемы интенсивного износа нажимного механизма. Для уменьшения интенсивного износа нажимного механизма было предложено устранение вибрации с оси нажимного винта путем установки динамического демпфера.

Стаття присвячена вивченню вібрації при прокатці. І розгляду її впливу на термін служби обладнання натискного механізму. В статті приводиться середній термін служби натискного нажимного механізму. Метою роботи є визначення основних шляхів рішення проблеми інтенсивного зносу натискного механізму. Для зменшення інтенсивного зносу натискного механізму було запропоновано усунення вібрації з осі натискного гвинта шляхом встановлення динамічного демпфера.

The article is devoted to the study of vibration while rolling and its impact on the extending of life of a screw-down mechanism. The average durability of a screw-down mechanism is given in the article. The aim of the article was determining main ways of the solution of the problem which is an intensive wear of the of a screw-down mechanism. To reduce the intensive wear of the screw-down mechanism it was suggested to remove vibration from the axis of the screw-down mechanism by the means of an acceleration damper which should be installed on the end of the screw-down mechanism.

Постановка проблеми. Возникновение вибрации является основной проблемой при работе прокатного оборудования, которая вызывает интенсивный износ и сбои в работе оборудования, что является причиной уменьшения срока службы.

Так к примеру срок использования основного оборудования (нажимного механизма, до ремонта или замены) для стана 1300 Блюминга №2 ПАО «Арселор Миттал Стилл Кривой Рог» в среднем составляет до 2 лет (для пяты и гайки) или до 5 лет (для центральной шестерни, крышки редуктора, бронзовых вкладышей, прокладок).

Таблица 1 - Средний срок службы основного оборудования нажимного механизма до ремонта, или замены

№ п/п	Наименование частей оборудования нажимного механизма	Средний срок «службы» (лет)	Вид работ
1.	Центральная шестерня	5	ремонт
2.	Крышка редуктора	5	ремонт
3.	Бронзовые вкладыши	5	ремонт
4.	Подпятник	2	замена
5.	Прокладок	5	ремонт
6.	Гайка	2	замена

Постановка задачи. Возможность снижения вибрации способом установки на оси нажимного винта динамического демпфера.

Анализ последних публикаций. Были созданы механизмы, которые способствуют увеличению срока службы элементов нажимного механизма. Для увеличения срока службы опоры нажимного винта [1,2,3], для увеличения срока службы винтовой пары [4,5]. Но не были сформулированы основные пути решения проблемы и причины которые вызывают интенсивный износ и сбои в работе нажимного механизма.

Формулировка цели статьи. Целью исследования является, определение основных путей решения проблемы интенсивного износа элементов нажимного механизма.

Основная часть статьи. Для уменьшения интенсивного износа нажимного механизма было предложено устранение вибрации с оси нажимного винта путем установки динамического демпфера. Для установки динамического демпфера необходимо определить основные параметры демпфера: вес и траекторию движения демпфера.

Для создания динамического демпфера необходимо, чтобы выполнялось условие совпадения частоты колебаний в системе и динамического демпфера:

$$\omega = \sqrt{\frac{Z_{\delta}}{m_{\delta}}} \quad (1)$$

где ω - частота колебаний в системе; Z_{δ} - жесткость динамического демпфера; m_{δ} - масса динамического демпфера.

А длина пути динамического демпфера определяется следующим образом:

$$x_{\delta} = -\frac{Q}{Z_{\delta}} \cos \omega t \quad (2)$$

где x_{δ} - путь динамического демпфера; Q - величина возбуждающей силы; Z_{δ} - жесткость динамического демпфера; ω - частота колебаний в системе; t - время колебаний. [6]

Для нахождения параметров динамического демпфера (массы и траектории) необходимо решить уравнение:

$$A^4 + 0.23A^3 = -\frac{1}{\rho_{\delta} \frac{4}{3}\pi} \frac{Q}{2\pi\omega^2} \cos \omega t \quad (3)$$

где $A = R_T - 0.23$; R_T - радиус траектории движения динамического демпфера; ρ_{δ} - плотность материала демпфера; Q - величина возбуждающей силы; ω - частота колебаний в системе; t - время колебаний.

Приравняв $C = -\frac{1}{\rho_{\delta} \frac{4}{3}\pi} \frac{Q}{2\pi\omega^2} \cos \omega t$, решив неполное уравнение четвертой

степени, для 13 проходов на блюминге:

$$A^4 + 0.23A^3 = C \quad (4)$$

После решения получим радиус сферы динамического демпфера равный 0.046 м (Зделав перерасчет на свинец получим сферу радиусом 0.031м). А радиус траектории движения динамического демпфера равный 0.245м.

Установку динамического демпфера, на оси нажимного винта следует вести с учетом конструкции и геометрических параметров нажимного винта. Для места установки динамического демпфера на оси нажимного винта, применялись методики классические для курса сопротивления материалов рис.1. [7]

В соответствии со схемой прогиба нажимного винта (рис. 2) установку динамического демпфера следует вести в трех возможных вариантах: в пяте, резьбовой части, и на хвостовике. В связи с легкостью технического исполнения был выбран третий вариант (рис.2).

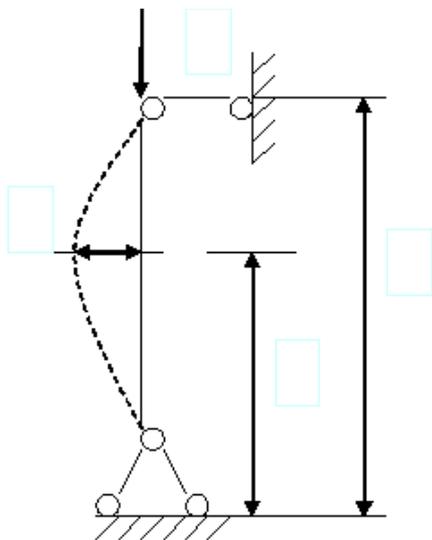


Рис. 1. Схема для определения прогиба нажимного винта, под действием давления металла на валки.

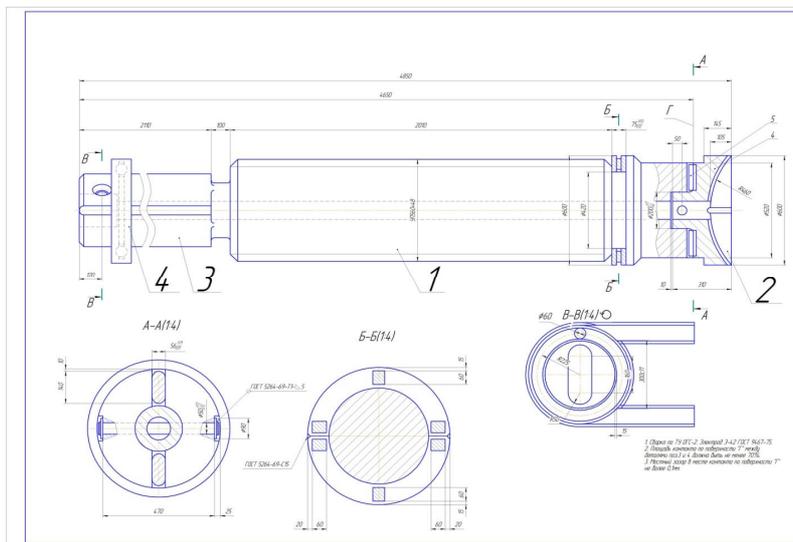


Рис. 2. Схема установки динамического демпфера :1-резбовая часть нажимного винта, 2-пята нажимного винта, 3-хвостовик нажимного винта, 4-динамический демпфер

Выводы. Из результатов компьютерной обработки расчета динамического демпфера, что параметры сферического демпфера: радиус сферы 0.031м, траектория движения сферы 0.245м.

Установку динамического демпфера следует вести на хвостовике нажимного винта, что способствует легкости технического исполнения, и простоты конструкции. В перспективе планируется создание нового вида нажимного механизма, который бы учитывал бы тип и характер вибрации, и предусматривал в своей конструкции устройство и установку динамического демпфера.

Список литературы: 1. А.с. 1186301 В 21, В31/02. Опора прокатного валка/ Ю.В.Липухин, А.М. Сорокин, Л.И. Данолюв. А.Н. Иводитов. В.Я.Тишков (СССР) - № 3726636/22-02; заявл. 12.04.84, опубл. 23.10.85, Бюл № 39. 2. А.с. 1629121 СССР, В 21 В 31/24. Опора нажимного винта прокатной клетки / В.С. Горелик, А.С. Анохин, А.П. Гуня, А.Е. Руднев, Г.В. Гуржи, В.И. Михайличенко, А.Г. Живолупов, С.В. Красий (СССР) - № 4668236/02; заявл. 25.01.89; опубл. 23.02.91, Бюл № 7. 3. А.с. 1622045 СССР, В 21, В31/24, F 16 C 17/2. Опоры на подшипниках качения в механизмах прокатных станков / Л.Я.Парель, А.Е. Руднев (СССР) - № 4602223/02; заявл. 03.11.88 ; опубл. 23.01.91 , Бюл № 3. 4. А.с. 1731316 СССР, В 21 В 31/24. Винтовая пара нажимного устройства / Ю.В. Жиркин (СССР) - № 4810731/27; заявл. 06.04.90; опубл. 07.05.92, Бюл № 17. 5. А.с. 1761323 В 21 В 31/24. Винтовая пара нажимного механизма прокатной клетки/ Г.В. Артюх, В.И. Королев, С.Е. Кондрашин (СССР) - № 4838408/27 заявл. 12.06.90 опубл.15.09.92, Бюл № 34. 6. Акад. АН УССР Сергей Владимирович Серенсен «Динамическая прочность в машиностроении» изд. второе переработанное НКТМ СССР государственное научно-техническое издательствомашиностроительной литературы М: 1945 г. 7. А. В. Дарков, Г. С. Шпиро, «Сопrotивление материалов» Изд. «Высшая школа» М: 1965г. 762с.

САТОНИН А.В., доктор техн. наук, проф., ДГМА, Краматорск
КОРЕНКО М.Г., асп., ПГТУ, Мариуполь
НАСТОЯЩАЯ С.С., асп., Краматорск

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ПРОЦЕССОВ ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКИ ЛЕНТ И ПОЛОС

В работе была разработана методика и выполнены экспериментальные исследования интегральных характеристик процессов симметричной и асимметричной прокатки относительно тонких лент и полос. Экспериментальные исследования были выполнены на лабораторном стане 100x100 ДГМА. Показана целесообразность использования кинематической асимметрии с точки зрения снижения энергосиловых параметров и повышения качества готового металлопроката. Установлено, что погрешность между расчетными и экспериментальными данными не превысила 15 %.

У роботі була розроблена методика і виконані експериментальні дослідження інтегральних характеристик процесів симетричної і асиметричної прокатки відносно тонких стрічок і штаб. Експериментальні дослідження були виконані на лабораторному стані 100x100 ДДМА. Показана доцільність використання кінематичної асиметрії з точки зору зниження енергосилових параметрів і підвищення якості готового металлопрокату. Встановлено, що погрішність між розрахунковими та експериментальними даними не перевищила 15%.

In this paper a technique was developed and carried out experimental research on the integral characteristics of symmetric and asymmetric rolling relatively thin ribbons and bands. Experimental studies were carried out using a laboratory rolling mill 100x100 DSMA. The expediency of using kinematic asymmetry in terms of reducing energy-power parameters and improve the quality of finished steel products. Established that the error between the calculated and experimental data has not exceeded 15%

Дальнейшее развитие технологий и оборудования по горячей прокатке относительно тонких лент и полос неразрывно связано с уточнением теоретических и экспериментальных результатов исследований не только интегральных, а и локальных характеристик напряженного состояния металла [1, 2]. При этом в качестве варьируемых факторов, учитывая тенденции по расширению сортамента и повышению качества готового металлопроката [3], следует рассматривать не только температурно-деформационные условия, а и показатели степени кинематической асимметрии исследуемого процесса.

Целью работы является экспериментальное исследование напряженного состояния металла при прокатке относительно тонких лент и полос, в том числе и при создании кинематической асимметрии, характеризуемой различными окружными скоростями вращения рабочих валков.

Применение кинематической асимметричной прокатки с постоянной по длине раската степенью рассогласования скоростей валков K_V , не требует знания точной зависимости силы прокатки P от K_V , т.к. любое снижение P приводит к уменьшению разнотолщинности. В нашем случае предполагается устранять продольную разнотолщинность изменением K_V в зависимости от P , поскольку на лентопрокатных и широкополосных станах изменение зазора между валками практически пропорционально изменению силы прокатки. Поэтому нужно иметь

достаточно точные зависимости силы прокатки от степени асимметрии и всех других, существенно влияющих на Р параметров прокатки лент и полос.

Для получения таких зависимостей было проведено исследование методом физического моделирования на лабораторном стане дуо 100×100 ДГМА (рис. 1). Степень деформации ε изменялась в интервале $8 \div 40\%$, степень скоростной асимметрии $K_V - 1,0 \div 1,16$. Поскольку асимметрия прокатки непосредственно влияет только на коэффициент напряженного состояния n_σ , то материал модели значения не имеет. Поэтому использовались образцы из свинца марки С1+3% сурьма размерами 1×50×100мм.

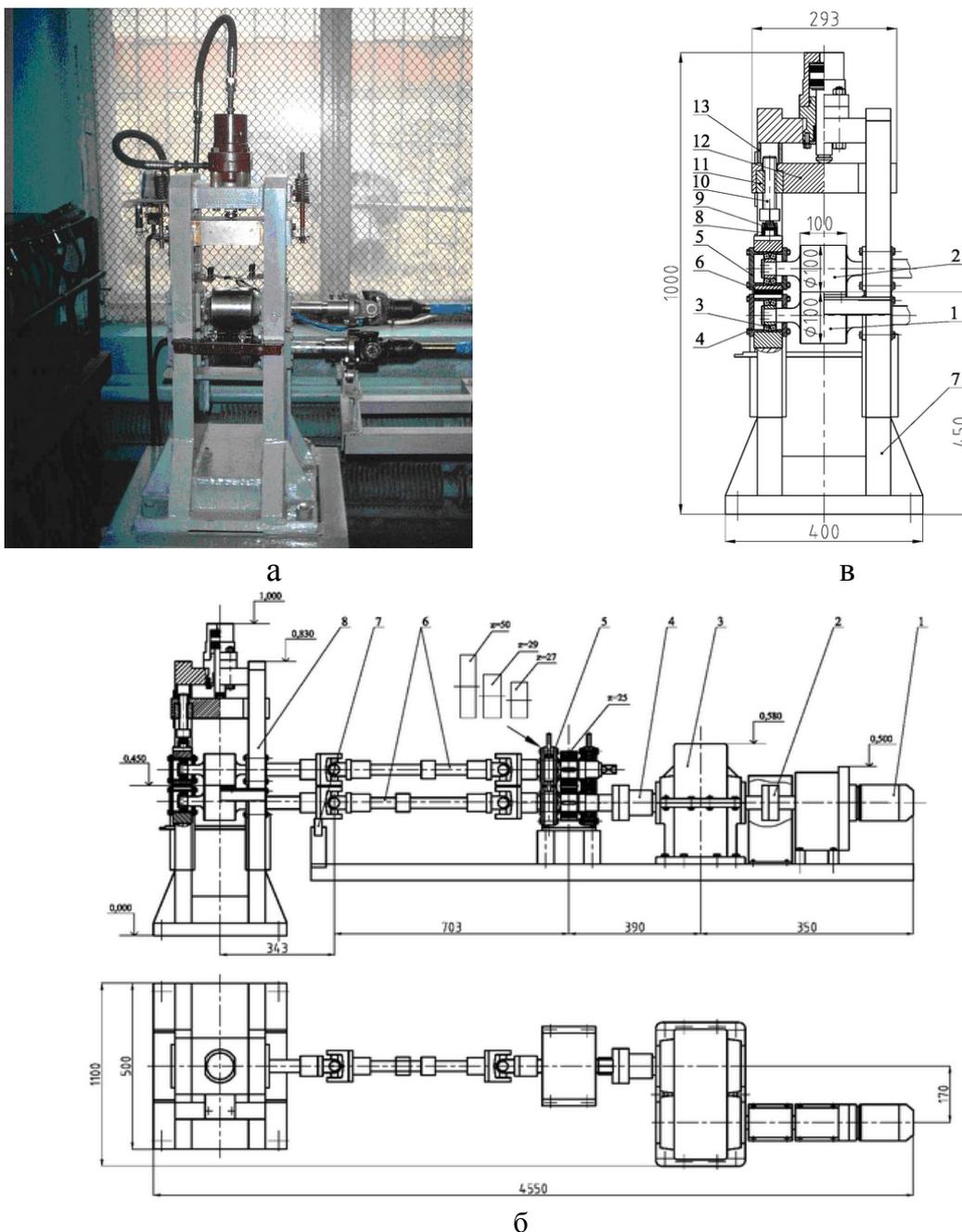


Рис.1. Общий вид (а,б) и конструкция (в) рабочей клетки лабораторного прокатного мини-стана 100х100 ДГМА

Главная линия рабочей клетки лабораторного прокатного стана 100×100 ДГМА (рис. 1) включает в себя мотор–редуктор 1 типа МЦ 2С-63

($n = 40$ об/мин), моторную муфту 2, одноступенчатый цилиндрический зубчатый редуктор 3 с передаточным отношением 4,0, промежуточную муфту 4, шестеренную клеть 5, универсальные шпиндели 6 на подшипниках качения, механизм 7 их пружинного уравнивания и собственно двухвалковую рабочую клеть 8.

Оборудование рабочей клетки данного стана, общий вид и конструкция которой иллюстрированы рисунком 1, включает в себя нижний 1 и верхний 2 рабочие валки с номинальными значениями диаметров и длин бочек по 100 мм. Посредством двухрядных сферических подшипников 3 шейки рабочих валков зафиксированы в соответствующих подушках 4, 5 между которыми с целью уравнивания верхнего рабочего валка 2 размещены резиновые прокладки 6.

Подушки 4 нижнего 1 и подушки 5 верхнего 2 рабочих валков, в свою очередь, были размещены в направляющих окнах узла станин 7 (см. рис. 1), при этом в вертикальной плоскости подушки 4 нижнего рабочего валка 1 были зафиксированы нижними поперечинами данного узла, а подушки 5 верхнего рабочего валка 2 через кольцевые упругие элементы месдоз 8 и сферические тела качения 9 были сопряжены с нажимными винтами 10 механической части нажимного механизма. Бронзовые гайки 11 данного механизма, имеющие метрические резьбовые нарезки, были зафиксированы в расточках промежуточной подвижной траверсы 12, размещенной по аналогии с подушками 4, 5 рабочих валков 1, 2 в направляющих окнах узла станин 7. В случае регулирования величины предварительного межвалкового зазора с использованием только механической части нажимного механизма промежуточную подвижную траверсу 12 фиксировали в вертикальной плоскости при помощи дополнительных проставок 13, сопрягаемых с верхними поперечинами узла станин 7.

Помимо механической части конструкция нажимного механизма рабочей клетки лабораторного мини-стана 100x100 ДГМА (рис. 1) включала в себя и гидравлическую часть, выполненную в виде гидроцилиндра 14 поршневого типа, корпус 15 которого был размещен неподвижно в расточке верхней траверсы узла станин 7, а штоковый элемент 16 сопряжен с верхней опорной поверхностью промежуточной подвижной траверсы 12. При этом помимо непосредственного регулирования величины предварительного межвалкового зазора с достаточно высоким быстродействием гидравлическая часть была использована для силовой разгрузки дополнительных проставок 13, а также для тарировки месдоз 8 путем приложения имитационных сил их сжатия известной величины. Учитывая возможность перемещения промежуточной траверсы 12 в вертикальной плоскости при подаче рабочей жидкости в поршневую или в штоковую полости гидроцилиндра 14 она была снабжена пружинным механизмом уравнивания 17, а также датчиком линейных перемещений 18 реостатного типа (рис. 1).

С учетом технических характеристик оборудования главной линии рабочей клетки лабораторного прокатного мини-стана 100x100 ДГМА (рис. 1) окружная скорость вращения рабочих валков составила порядка ≈ 50 мм/с. При этом для создания и экспериментального исследования асимметричных по кинематике условий реализации процесса прокатки листовых заготовок конструкция

шестеренной клетки 5 главной линии предполагала возможность перехода на одноступенчатый цилиндрический редуктор со сменными ведомыми зубчатыми колесами (рис. 2). Ведущая зубчатая шестерня 1 в этом случае, имеющая 25 зубьев с модулем 4 мм, посредством шпоночного соединения 2 была размещена на ведущем приводном валу 3, зафиксированном при помощи подшипников качения 4 в подушках 5 и сопряженном через соответствующую шпindelную передачу с нижним рабочим валком. Сменные ведомые зубчатые колеса 6, имеющие количество зубьев 25, 27, 29 и 50, в свою очередь, посредством шпоночного соединения 7 были размещены на ведомом валу 8, зафиксированном подшипниками качения 9 в подушках 10 и сопряженном с верхним рабочим валком рассматриваемого прокатного мини–стана. Подушки 5 нижнего ведущего вала 3 и подушки 10 верхнего ведомого вала 8 были попарно сопряжены между собой резьбовыми стяжками 11, при этом требуемое значение межцентрового расстояния в случае перехода на новый типоразмер ведомого зубчатого колеса 6 обеспечивали за счет проставок 12 соответствующей толщины. Использование данного технического решения позволило с минимальными дополнительными затратами и с максимальными степенями унификации исследовать процессы и симметричной, и асимметричной прокатки. При этом степень кинематической асимметрии, определяемая в данном случае как соотношение окружных скоростей нижнего и верхнего рабочих валков, может быть равной 1,0; 1,08; 1,16.

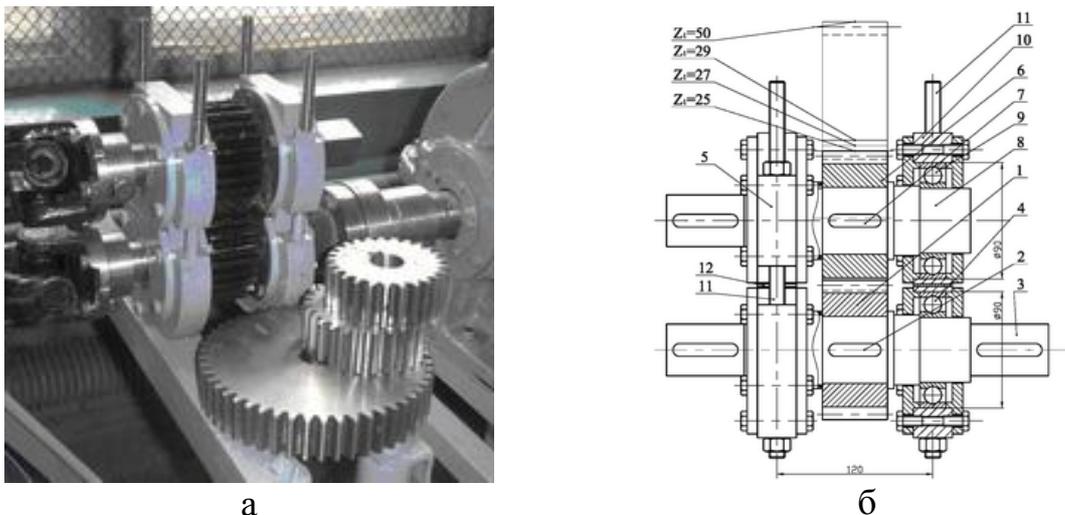


Рис. 2. Общий вид (а) и конструкция (б) шестеренной клетки-редуктора главной линии рабочей клетки лабораторного прокатного мини-стана 100x100 ДГМА

Измерение силы прокатки на лабораторном мини–стане 100×100 ДГМА производили при помощи месдоз 8, а измерение моментов прокатки на каждом из рабочих валков – при помощи тензометрических датчиков сопротивления, наклеенных в соответствии с рекомендациями авторов работы [4] на тела соответствующих универсальных шпинделей 6 главной линии рабочей клетки. Съём электрического сигнала с вращающихся универсальных шпинделей производили при помощи струнных токосъемников скольжения, а тарировку измерителей моментов осуществляли путем их имитационного нагружения с использованием консольных рычагов и набора грузов.

Измерение силы прокатки проводили двумя месдозами, расположенными между верхними подушками и нажимными винтами. Сигналы месдоз суммировались. Тарировка обоих месдоз осуществлялась на гидравлическом прессе парой, с фиксацией суммарного сигнала месдозы посредством компьютера со встроенным аналого-цифровым преобразователем АЦП-ADC16-32. Тарировка производилась многократно, перед каждой серией опытов с одинаковой K_v . Усредненный коэффициент парной корреляции между интенсивностью сигнала АЦП и силой прокатки оказался равным 0,9981. С доверительной вероятностью 0,95 при трехкратном дублировании измерений средняя относительная погрешность тарировки составила 1,67%. На рисунке 3, а показан тарировочный график одного из опытов. Доверительные пределы (пунктирные линии) указаны для вероятности 0,95.

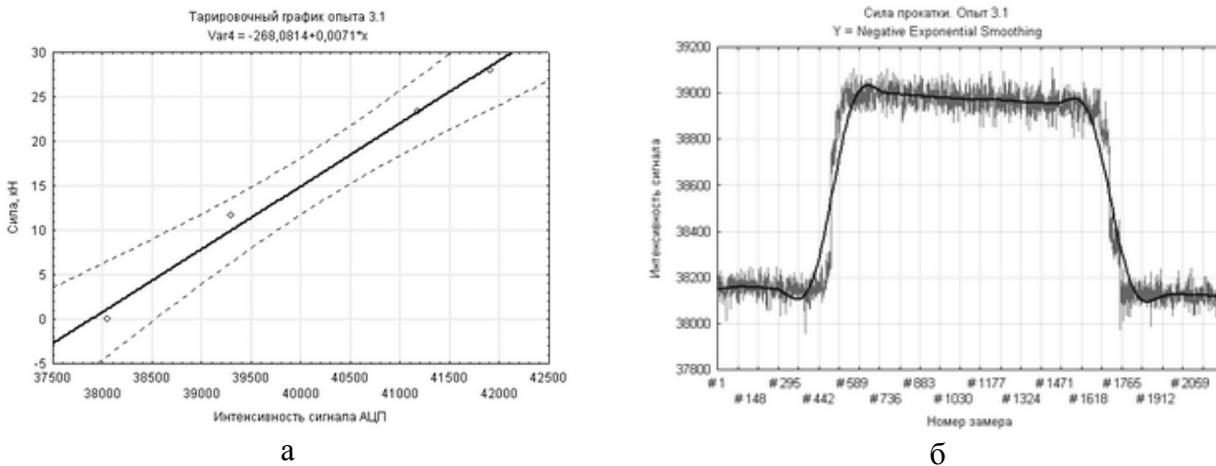


Рис.3. Тарировочный график месдоз стана 100×100Г(а); осциллограмма сигнала силы прокатки в опыте 1 (б)

Осциллограммы сигналов АЦП обрабатывались следующим образом. Выделялась средняя часть сигнала после захвата металла валками, соответствующая установившейся стадии процесса. Находились величины интенсивности сигнала в начале и в конце выделенного интервала. Затем в Excel вычислялось среднее значение интенсивности, и по тарировочным зависимостям находилась величина силы прокатки. На рисунке 3, б показана осциллограмма одного из опытов. Сглаживание было осуществлено при помощи программы «Statistica».

Каждый опыт дублировался трехкратно. Точность и достоверность результатов определялись по непосредственно измеренному параметру – силе прокатки. Дисперсия эксперимента $S^2(P) = 0,04712$, абсолютная погрешность (при доверительной вероятности 0,95) равна 0,106 кН, средняя относительная – 1,56%. Проверка воспроизводимости эксперимента, являющейся первой предпосылкой регрессионного анализа, была проведена по критерию Кохрена со стандартной доверительной вероятностью 0,95:

$$G = \frac{S_{\max}^2}{\sum_{i=1}^N S_i^2} = 0,31075 < G_{2,12,005}^m = 0,3924 \quad (1)$$

где $S_{\max}^2 = 0,17598$ – максимальная дисперсия; $\sum_{i=1}^N S_i^2 = 0,56631$ – сумма дисперсий каждого опыта; $G_{f,N,\alpha}^m$ – табличное значение критерия Кохрена при

числе степеней свободы $f = m - 1$ (m – кратность дублирования), числе опытов $N = 12$ и уровне значимости $\alpha = 5\%$ [5].

Т.о. в эксперименте дисперсия помех была постоянной и это дает возможность проводить регрессионный анализ полученных данных.

По эмпирическим данным регрессионным анализом в среде MathCAD получены зависимости силы прокатки P от ε и K_v . График этих зависимостей показан на рисунке 4. Видно, что сила прокатки с ростом ε возрастает более всего при симметричной прокатке. При рассогласовании скоростей валков рост силы уменьшается, причем эффект кинематической асимметрии растет с увеличением степени деформации. При малых степенях деформации ε он практически отсутствует. Следовательно, для более полного использования эффекта кинематической асимметрии прокатку в последних проходах, где и производится устранение разнотолщинности, следует вести со степенями деформации 30÷40%. В этом случае сила прокатки снижается в 1,2÷1,8 раза. Видно также, что с ростом K_v степень снижения силы прокатки уменьшается.

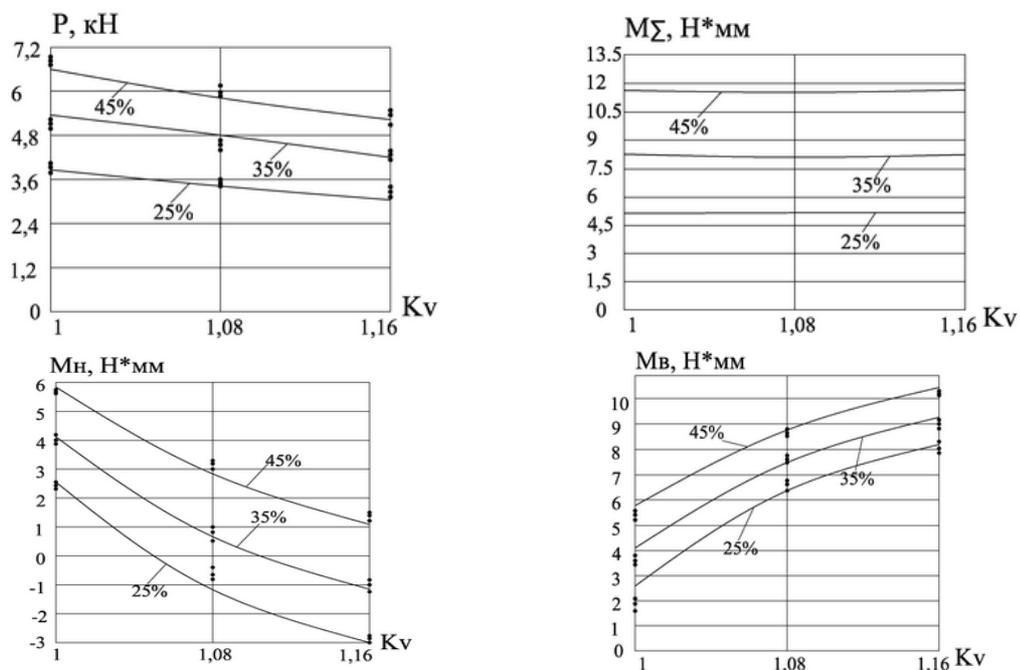


Рис. 4. Эмпирические (●) и расчётные (—) зависимости силы P и момента прокатки на нижнем M_n и верхнем M_b валках от степени кинематической асимметрии для различных обжатий

Выводы

Проведенные экспериментальные исследования процесса горячей прокатки лент и полос подтвердили целесообразность использования асимметричной прокатки. Было установлено, что степень несоответствия экспериментальных исследований и разработанной ранее математической модели составила не более 15%.

Предложен обобщенный критерий оптимальности, установлено, что с учетом реального диапазона изменения исходных толщин, интенсивность изменения степени кинематической асимметрии должна соответствовать $K_v = 1 \dots 1,5$.

Список литературы: 1. Мазур В. Л. Теория и технология тонколистовой прокатки (Численный анализ и технические приложения) / В. Л. Мазур, А. В. Ноговицын. – Днепропетровск : РВА «Дніпро-VAL», 2010. – 500 с. 2. Федоринов В. А. Математическое моделирование напряжений, деформаций и основных показателей качества при прокатке относительно широких листов и полос : монография / В. А. Федоринов, А. В. Сатонин, Э. П. Грибков. – Краматорск : ДГМА, 2010. – 243 с. 3. Николаев В. А. Несимметричная тонколистовая прокатка / В. А. Николаев, В. Н. Скороходов, В. П. Полухин. – М. : Металлургия, 1993. – 192 с. 4. Чекмарев А. П. Методы исследования процессов прокатки / А. П. Чекмарев, С. А. Ольдзиевский. – М. : Металлургия, 1969. – 274 с. 5. Бронштейн И. Н., Семендяев К. А. Справочник по математике (для инженеров и учащихся вузов). - М.: Наука. - 1981. – 720 с.

УДК 621.73

ЛЕСОВОЙ М.О., аспирант, ГВУЗ «ПГТУ», Мариуполь.

БЕЗОТХОДНОЕ РАЗДЕЛЕНИЕ ДВИЖУЩИХСЯ ГНУТЫХ ПРОФИЛЕЙ ПРОКАТА

Разработана новая технология безотходного разделения движущихся гнутых профилей и труб. Приведен алгоритм расчета усилий надрезки сдвигом неспрофилированной плоской заготовки ножами режущих кромок специальной конфигурации.

Ключевые слова: нож, режущая кромка, резка, гибка, лента, профиль, труба.

Розроблена нова технологія безвідходного розділення рухомих гнутих профілів і труб. Приведений алгоритм розрахунку зусиль надрізки зсувом неспрофільованої плоскої заготовки ножами ріжучих кромок спеціальної конфігурації.

Ключові слова: ніж, ріжуча кромка, різання, гнуття, стрічка, про-філь, труба.

New technology of zero-emission division of the locomotive bent types and pipes is developed. The algorithm of calculation of efforts is resulted by the nadrezki change of nesprofilovannoy flat purveyance of cuttings edges of the special configuration knives.

Keywords: knife, cutting edge, cutting, flexible, ribbon, profil', pipe.

Постановка проблемы. В настоящее время идет тенденция к увеличению сортамента выпускаемых профилей и труб, тем самым необходимо увеличивать производительность в линиях профилегибочных (ТЭС) и трубоэлектросварочных станков (ПГС).

Резка металла на заданные по длине размеры ведется на всех предприятиях, связанных с его производством или переработкой. Будучи неотъемлемой частью производственного процесса, резка металла в ряде случаев становится «узким местом», ограничивающим производственные возможности. Это касается, главным образом, резки металла большого сечения или металла, находящегося в движении, в частности, резки профилей и труб по ходу их изготовления [1-3].

Анализ последних исследований и публикаций. Резка движущегося металла известными в производстве методами с характеризуется малой производительностью, наличием стружки, большими технологическими припусками и малыми межремонтными сроками оборудования [4-9].

Возникающие проблемы во время резки непрерывно движущегося металла (проката, профиля, трубы) связано с качеством получаемых заготовок, производительностью труда и остаются актуальными на нынешний день в связи с

повышением стандартов качества, предъявляемых к изделиям, увеличения сортамента выпускаемой продукции и стремлением повышения производительности труда.

Решения данной проблемы возможно путём использования предложенного [10] нового способа разделения гнутых профилей проката позволяет получать профиль заданной длины и формы без искажения его геометрических форм.

Цель статьи - необходимость совершенствования существующих и изыскание новых прогрессивных методов разделения непрерывно движущихся гнутых профилей и труб, определение энергосиловых параметров процесса надрезки.

Изложение основного материала. Разработанный способ заключается в предварительном надрезе сдвигом не спрофилированной движущейся ленты ножами специальной конфигурации режущей кромки. Надрез осуществляется на глубину, меньше глубины трещинообразования, при этом, относительная площадь надрезанной заготовки должна быть не меньше 40% от начальной площади поперечного сечения. После надреза, ленту выпрямляют с помощью дополнительной пары правильных валков. После надрезки сдвигом и спрямления движущейся ленты получают ленту с концентратором напряжений.

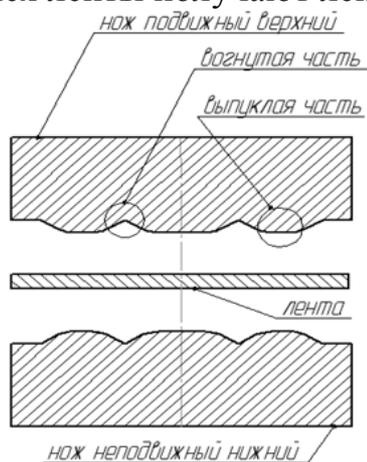


Рис. 1. Зеркально выполненные режущие кромки ножей

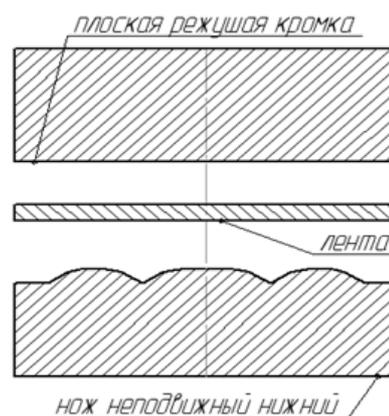


Рис. 2. Верхний нож выполнен с плоской режущей кромкой

Из ленты профилируют гнутый профиль с концентратором, расположенным по всему сечению профиля, что предопределяет разделение профиля по плоскости концентратора без смятия. Профилирование ленты, в профиль нужного сечения со следующим окончательным отделением (благодаря растягивающей с разогревом или знакопеременной нагрузке) профиля по плоскости предварительного надреза, которая находится между надрезанными участками на ножах, один из которых имеет соответствующую криволинейную форму.

Неодновременное спрямление надрезанной ленты производят валки многоклетьевого формовочного стана в процессе формовки ленты. Не одновременность спрямления позволяет получить в ленте концентратор напряжения с меньшим радиусом закругления при вершине надреза, за счет значительно меньшей силы растяжения ленты, действующей при одновременном спрямлении, чем при одновременном. После формовки, сварки

и зачистки сварного шва, его охлаждение производят водой с низкопроцентной добавкой ПАВ (напр., вещества "Этнас"), которое, способствуя эффекту Ребиндера, существенно снижает прочность металла в зоне вершины концентратора напряжений. Затем трубу подвергают калибровке в калибровочном стане, где под действием знакопеременной нагрузки происходит не только правка трубы по сечению, но и окончательное отделение мерной трубной заготовки по плоскости концентратора напряжений, образованного предварительным надрезом сдвигом и спрямлением ленты.

Надрезанные сдвигом участки, которые опираются на выпуклости режущей кромки, продлеваются и радиус выпуклостей r (рис.3) выбирается таким, чтобы фактическое удлинение металла не превышало 75% относительного удлинения, указанного в стандарте для данной стали.

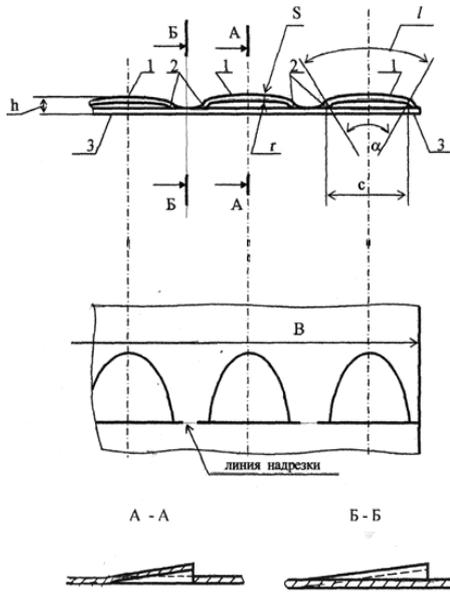


Рисунок 3. Надрезанная лента

дугообразным ножом (фронтальный вид):

где: 1 - прорезанный участок; 2 - надрезанный участок; 3 - сплошная лента; S - толщина ленты; r - внутренний радиус дуги участка после сдвига с прорезкой; h - высота изгиба штабы после сдвига с прорезкой; l - длина дуги участка после сдвига с прорезкой; α - центральный угол прорезки по дуге участка; c - ширина прорезанного участка (хорда при центральном углу); А-А, Б-Б - поперечные надрезы.

Суммарная длина не надрезанных участков ленты имеет сопротивление на разрыв, соответствующий натяжению ленты в процессе профилирования.

Изменяя количество и длину не надрезанных участков легко достичь оптимального соотношения между прочностью этих участков на разрыв и эпюрой растягивающих напряжений в поперечном сечении надрезанной ленты, при ее натяжении в процессе профилирования.

Окончательное отделение мерной трубной заготовки может быть произведено после правки трубы в калибровочном стане разогревом места надреза индуктором, снижающим прочность металла и приложением растягивающей нагрузки.

Расчет технологического усилия надрезки движущейся неспрофилированной заготовки.

Общее технологическое усилие резки:

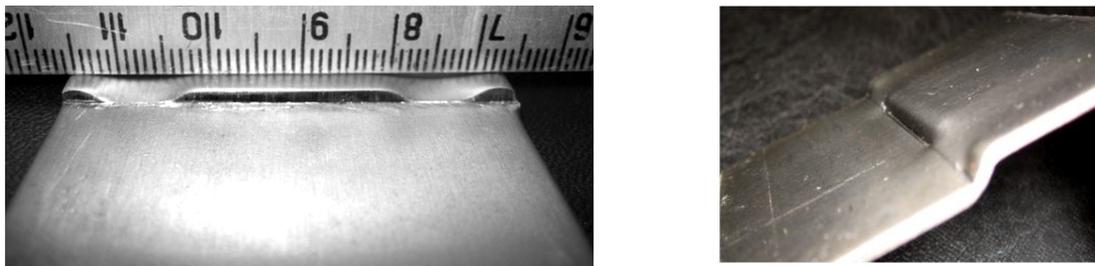
$$P_{общ} = P_{параллел.нож} + P_{гильотин.нож} + P_{гибки} + P_{формовки} \quad (1)$$

где: $P_{параллел.нож}$ - усилие резки параллельными ножами, кН.

$P_{гильотин.нож}$ - усилие резки на гильотинными ножами, кН.

$P_{формовки}$ - усилие затрачиваемое на формовку, кН.

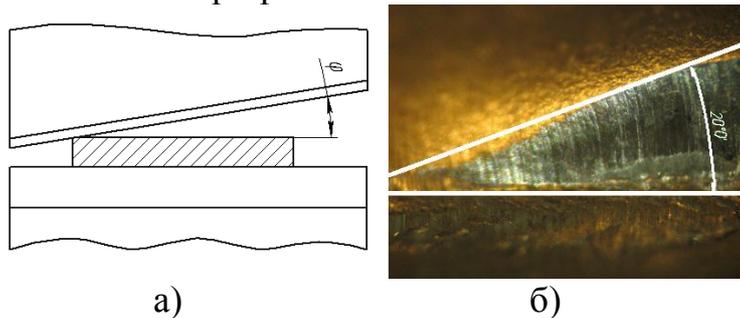
$P_{гибкит}$ - усилие сдвига, кН.



а) б)
Рис. 4. Надрез сдвигом неспрофелированной заготовки.
а) Фронтальный вид; б) Вид сбоку.

Как видно из Рис. 4а, вдоль линии надреза, выделяются три характерных участка, составляющие общее технологическое усилие надрезки. Участки, характеризующие процесс резки заготовки параллельными ножами, находятся в диапазоне 6.7 – 6.8; 8.1 – 10.2; 11.4 – 11.5; участки, характеризующие процесс резки заготовки гильотинными или наклонными ножами, находятся в диапазоне 6.8 – 7.1; 7.8 – 8.1; 11.1 – 11.4; 10.2 – 10.5; участки, характеризующие процесс формовки 6.7 – 7.3; 7.8 – 10.5; 10.9 – 11.5; участки характеризующие процесс гибки Рис.4б, находятся в диапазоне 7.2 – 7.7; 10.5 – 11.0 мм Рис.4а.

Усилие, затрачиваемое при резке на гильотинных ножницах:



а) б)
Рис. 5. Участок заготовки, надрезаемый гильотинными ножами:
а) Схема резки наклонными ножами; б) практический надрез наклонными ножами

Формула для определения усилия резки гильотинными ножницами:

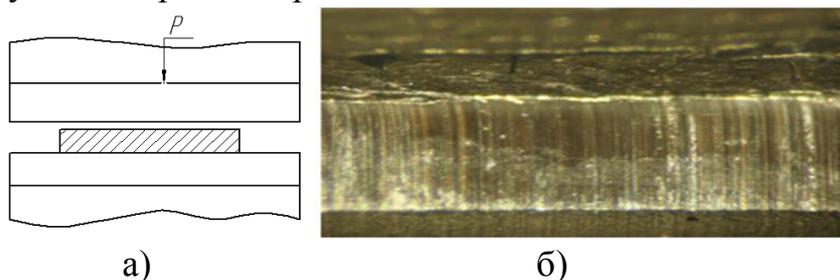
$$P_{г.н.} = \frac{0.5 \times s^2 \times \tau_0}{\operatorname{tg} \varphi} \quad (2)$$

где: s- толщина заготовки мм².

τ_0 - сопротивление срезу $\tau_0 = (07-09)\sigma_b$, 360 МПа.

φ - угол наклона режущей кромки. $\angle 20^\circ$.

Усилие на участках резки параллельными ножами:



а) б)
Рис. 6. Участок неспрофелированной заготовки, надрезаемый параллельными ножами. а) Схема резки параллельными ножами; б) практический надрез

Формула для определения усилия резки параллельными ножами:

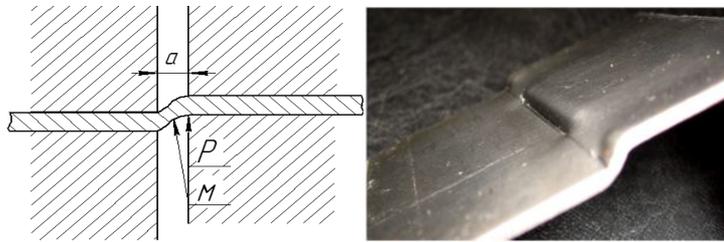
$$P_{\text{параллельнож}} = F \times \tau_0 \quad (3)$$

где: τ_0 - сопротивление срезу, $\tau_0 = \sigma_s \times (0.8)$ (МПа);

F- площадь дрезаемой поверхности, мм²;

σ_s - предел прочности, 450 МПа.

Усилие гибки ненадрезанных участков заготовки



а)

б)

Рис. 7. Схема гибки ненадрезанных участков заготовки

а) Схема изгиба; б) Практический изгиб надрезаемой заготовки

Изгибающий момент при гибке:

$$M = P \times a \quad (4)$$

где: P – усилие гибки МПа;

a – плечо мм.

Формула для определения усилия гибки:

$$P_{\text{гибки}} = \frac{M}{a} \quad (5)$$

$$M = \frac{bs^2}{6} (1,5 + \epsilon_b) \sigma_b \quad (6)$$

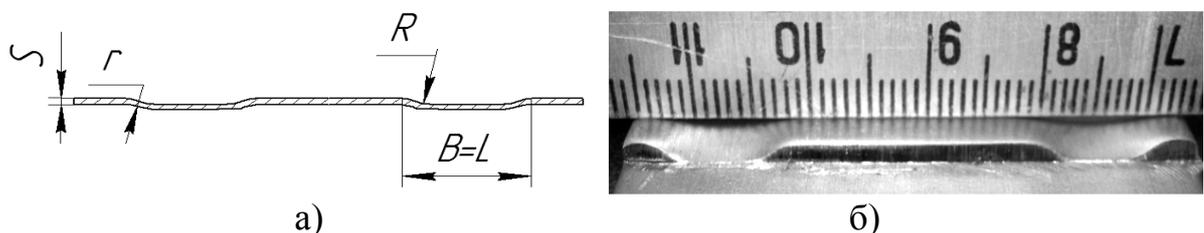
где: b- ширина изгибаемого участка, мм²;

s – толщина мм²;

ϵ_b - относительное удлинение материала при растяжении образца в момент образования шейки;

σ_b - предел текучести, МПа.

Усилие формовки:



а)

б)

Рис. 8. Схема формовки участков надрезаемой заготовки

а) Схема формовки; б) Участки формовки.

Формула для определения усилия формовки:

$$P_{\text{формовки}} = (0.7 \div 1.0) \times L \times s \times \sigma_b \quad (7)$$

где: L – длина периметра рёбер жесткости, мм;

S – толщина заготовки мм;

σ_b - предел текучести, МПа.

Таким образом, разработанный способ позволяет повысить качество разделяемых мерных заготовок, а так же скорость профилирования при изготовлении гнутых профилей проката на непрерывных станах без нарушения формы поперечного сечения профиля.

Список литературы: 1. Соловцов С.С. Безотходная резка сортового проката в штампах/ С.С. Соловцов.-М.: Машиностроение, 198. -175с. 2. Автоматизация трубопрокатных и трубосварочных станов. Волков В.В., Достенко М.А., Тетиор Л. Н. М., «Металлургия», 1976, 248с. 3. Диамантопуло К.К. Прогрессивная технология разделки исходных материалов в кузнечно-штамповочном производстве: учебное пособие/ К.К. Диамантопуло, А.П. Атрощенко Ж Мариупольский металлург.инст.-т.- Мариуполь,1992.- 60с. 4. Авторское свидетельство СССР № 893418, М кл.² В 23 D 25/00, В 23 D 21/04. Штамп для резки движущегося материала. Л.Н.Соколов, Л.Л. Роганов, К.К. Диамантопуло (СССР).- №2895727; Заявл. 17.03.1980; Оpubл. 30.12.1981, Бюл. №48. -6с.; 2 ил. 5.Авторское свидетельство СССР № 1013136, М кл.³. В 23 D 23/00. Штамп для резки профилей. Е.С. Игнаткин, С.С. Гаврилов, Н.С. Суворовцев (СССР).- №3331845; Заявл. 01.09.1981; Оpubл. 5.02.1982, Бюл №15. 6. Авторское свидетельство СССР № 1311864 кл. В 23 D 21/00. Отрезной штамп / К.К. Диамантопуло, А.Д. Кирицев, С.Н. Горелов (СССР).- №3864314 Заявл. 04.03.1985; Оpubл. 13.02.1987, Бюл. №19. 7. Пат. 21171А Україна, МКВ 6 В 23 D 23/00. Спосіб поділу гнучких профілей прокату / К.К. Діамантопуло, В.І. Капланов, О.К. Діамантопуло (Україна).- № 94043267; Заявл.12.04.1994; Оpubл. 27.02.1998, Бюл. №1. -6с.; іл. 8. Пат. 4815U Україна МКВ 7 В 23 D 23/00. Штамп для поділу профілів / К.К. Діамантопуло, О.І. Сердюк, Ю.К. Діамантопуло (Україна). – №20040403099; Заявл. 26.04.2004; Оpubл. 15.02.2005, Бюл.№2.- 6с.; іл. 9. Пат. 4816U Україна МКВ 7 В 23 D 23/00. Спосіб поділу гнутих профілів. К.К. Діамантопуло, О.І. Сердюк, Ю.К. Діамантопуло, О.К. Діамантопуло (Україна).- № 20040403100; Заявл. 26.04.2004; Оpubл. 15.02.2005, Бюл.№2.- 8с.; іл. 10. Пат. 51765U Україна МПК 11 В23 D 23/00. Штамп для поділу гнутих профілів прокату. Лісовий М.О., Діамантопуло К.К., Коробенко О.С., (Україна).- № 201002551; Заявл. 09.03.2010р.; Оpubл. 26.07.2010, Бюл. №14.- 4с.; іл.

УДК 621.771

ГОРОБЕЙ Н.Р., студ., НТУ «ХПИ»

ПЛЕСНЕЦОВ Ю.А., канд. техн. наук, зав. кафедрой ОМД, НТУ «ХПИ»

РАЗРАБОТКА И ИССЛЕДОВАНИЕ НОВОЙ ТЕХНОЛОГИИ ПРОКАТКИ УГЛОВЫХ БИЧЕВЫХ ПРОФИЛЕЙ

При проведении экспериментов наблюдалось скручивание бичевого профиля вдоль его продольной оси, что требовало последующей правки профиля. Операция отличалась большой трудоемкостью из-за сложной конфигурации профиля и не всегда приводила к устранению искажения его геометрии. Для устранения скручивания при прокатке угловой бичевой стали с ребрами по одной полке разработан новый технологический процесс прокатки.

При проведенні експериментів спостерігалось скручування бичевого профілю уздовж його повздожньої осі, що вимагало подальшого редагування профілю. Операція відрізнялась великою трудоемністю через складну конфігурацію профілю і не завжди приводила до усунення викривлення його геометрії. Для усунення скручування при прокатці кутової бичевої сталі з ребрами по одній полиці розроблено новий технологічний процес прокатки.

In the experiments observed twisting Flail profile along its longitudinal axis, which required subsequent edits profile. Operation were great complexity due to the complicated configuration profile

and do not always lead to the elimination of distortion in its geometry. To eliminate the rolling angular twisting Flail steel ribs on one shelf, a new process rolling.

При прокатке профилей с поперечным односторонним оребрением не по всей ширине профиля, геометрия ребер не всегда выполняется без искажений. Если не учитывать влияние формы инструмента, то очевидно такое искажение обусловлено различной величиной опережения по ширине профиля.

Прокатка по обычной схеме, когда фасонная заготовка (подкат) имеет точную копию геометрии готового профиля (угол разворота полок), гладкая и оребряемая полка подвергается неравномерному обжатию. В данном случае в силу преобладания опережения по гладкой полке раскат подвержен кручению. Для устранения этого явления всю неравномерность деформации рекомендуется осуществлять в предчистовых проходах.

Если гладкую полку не обжимать в чистовом проходе (сформировать ее раньше), то при прокатке профиль также будет подвержен кручению, направление кручения будет направлено в сторону гладкой полки, а не оребренной, как в предшествующем случае.

Для устранения отмеченных явлений при прокатке угловой бичевой стали с оребрением по одной полке разработан новый технологический процесс прокатки. Сущность его заключается в следующем. В процессе прокатки из плоской заготовки 1 (рис. 1) формируют плоский профиль 2 постоянного по длине сечения. Раскат передается в чистовую клеть, где за один проход осуществляют периодическую прокатку части ширины профиля с одновременной отгибкой в продольном направлении другой его части до получения готового углового бичевого профиля 3. Ввиду того, что ребра на профиле выполнены в поперечном направлении и под углом к оси профиля, в чистовом пропуске имеется тенденция к стягиванию профиля в сторону оребренной части ручья вала. Отгибка же создает момент, который компенсирует это стягивание. Кроме того, гладкая полка обжатию в чистовом проходе почти не подвергается, следовательно, опережение на этой части профиля будет отсутствовать. Ввиду того, что опережение по оребренной полке также невелико (поскольку раскат по основанию и на полке имеет толщину 4,5 мм с ребрами на этом же основании высотой 9 мм) удастся полностью устранить кручение раската на выходе его из клетки и его серповидность.

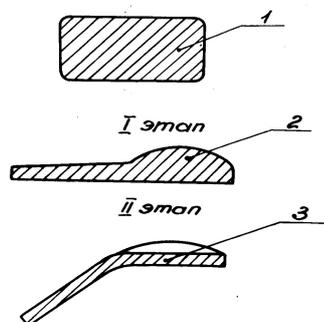


Рис. 1. Схема прокатки углового бичевого профиля с оребрением по одной полке по новому способу

Возможность расположения оребренной полки параллельно оси валков позволяет снизить неравномерность опережения по самой оребренной полке. К преимуществу новой технологии прокатки следует отнести уменьшение количества пропусков, что обеспечивает снижение потери металлом температуры и, тем самым, устраняет неравномерное его подстуживание. В результате, улучшается качество готового профиля.

Такая технология прокатки позволяет существенно снижает парк валков, поскольку нижний валок в предчистовых проходах имеет гладкий ручей.

Разработанная технология прокатки экспериментально опробована на стане 350. Для реализации прокатки нарезаны калибры для реализации традиционной технологии (обжатие фасонной заготовки по всей ширине) и новой. Чистовой периодический калибр принят общим для обеих схем прокатки.

Одна из полок профиля – гладкая (толщиной 7 мм), другая полка формировалась в чистовом проходе до толщины 4,5 мм по основанию и 13,5 мм по максимальной высоте формируемого ребра. Ребра, имеющие форму сегментов трапецевидного профиля, располагаются поперек полки под углом 60° к продольной оси профиля. Шаг оребрения – 12,0 мм, толщина у основания ребер – 8,0 мм, у вершины – 3,0 мм. Максимальная высота ребер – 9,0 мм.

Размеры заготовки для прокатки бичевого профиля по традиционной технологии составили: толщина со стороны гладкой полки – 12 мм, со стороны полки для формирования оребрения – 19 мм, угол разворота полок – 126°, ширина заготовки – 50 мм.

Для исследования влияния толщины гладкой полки при прокатке угловых бичевых профилей по новой технологии, ее размеры варьировались (рис. 2). В таблице представлены основные размеры заготовок. Ввиду неизменности формы и размеров оребряемой полки экспериментальные исследования были направлены:

- на определение оптимальных параметров гладкой полки;
- анализ качества углового бичевого профиля;
- предотвращение скручивания бичевого профиля;
- предотвращение появления серповидности в чистовой клети.

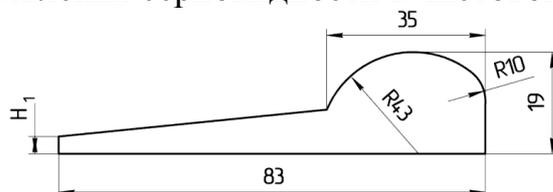


Рис. 2. Фасонный подкат для прокатки углового профиля

Таблица – Исходные размеры применяемой фасонной заготовки, прокатанной на стане 350 (материал – сталь 45)

Количество образцов, шт	H_2 , мм	H_1 , мм	$\frac{H_2}{H_1}$	Длина заготовок, мм
5	7	5	1,4	240
5	7	6	1,17	280
5	8	6	1,33	320
5	8	7	1,14	240
5	9	7	1,29	280

Для предотвращения кручения раската в чистовом проходе, при расчете периодического калибра использовалось условие равенства линейных скоростей в зоне контакта верхнего периодического валка и в зоне контакта нижнего гладкого валка:

$$\int_0^x V_x dx = const ; \quad (1)$$

$$V_x = r_x w, \quad (2)$$

$$w = const ; \quad (3)$$

$$\sum_{i=1}^i W_i R_i L_i = \sum_{j=1}^j W_j R_j L_j \quad (4)$$

$$R_i = \frac{D_i}{2} ; \quad (5)$$

$$R_j = \frac{D_j}{2} ; \quad (6)$$

$$\sum_{i=1}^i D_i L_i = \sum_{j=1}^j D_j L_j , \quad (7)$$

где V_x – линейная скорость в зоне контакта верхнего и нижнего валков;
 r_x – радиус валка в зоне контакта (R_i – верхнего валка; R_j – нижнего валка);
 W_x – угловая скорость вращения валков (W_i – верхнего валка; W_j – нижнего валка);

L_i, L_j – длина участков контакта, верхнего и нижнего валков (соответственно), на которых линейная скорость в зоне контакта может быть принята постоянной;

D_i, D_j – средние диаметры участков верхнего и нижнего валков, на которых линейные скорости в зоне контакта приняты постоянными.

Рассчитанные, исходя из условия (6) и (7), бандажи для чистового периодического прохода представлены на рис. 3 и рис. 4.

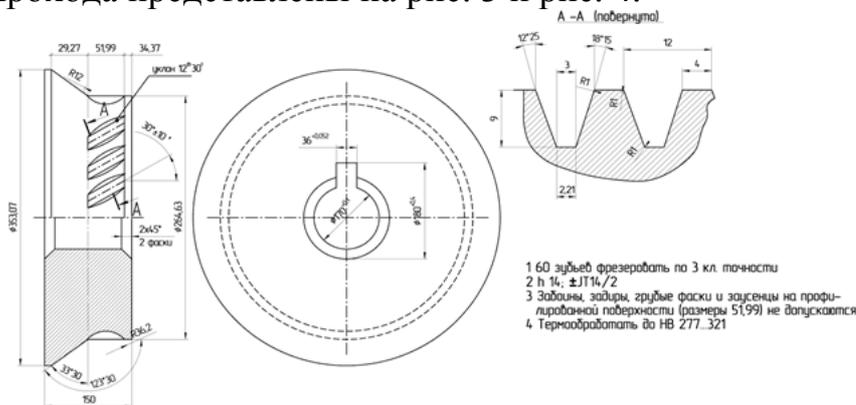


Рис. 3. Бандаж чистовой клетки с периодическим ручьем (направление ребер на профиле – левое) для прокатки угловых бичевых профилей с оребрением по одной полке

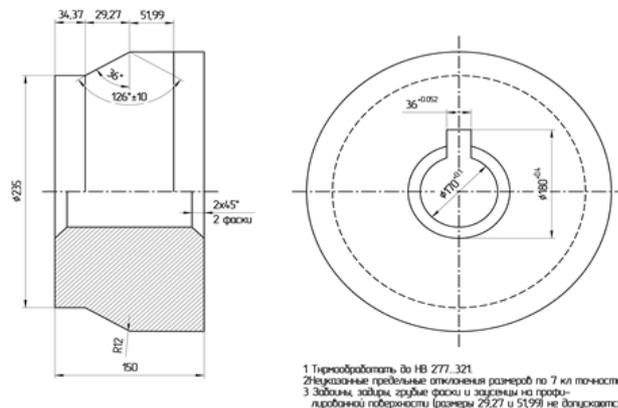


Рис. 4. Бандаж чистовой клетки с гладким ручьем для прокатки угловых бичевых профилей с оребрением по одной полке

При проведении экспериментов наблюдалось скручивание профиля вдоль его продольной оси, что требовало последующей правки профиля. Операция отличалась большой трудоемкостью из-за сложной конфигурации профиля и не всегда приводила к устранению искажения его геометрии. Имело место также отступление от требуемых геометрических размеров по высоте ребер, достигавшие 0,8-1,5 мм, при допустимой величине $\pm 0,5$ мм.

На рис. 5 представлен один из нескольких недокатов, отобранных в ходе прокатки. После измерения прокатанных образцов, полученных в постоянном растворе валков и с одинаковой температурой нагрева, оказалось, что оптимальным, для выполнения требуемой геометрии профиля, является соотношение

$$\frac{H_2}{H_1} = 1,27.$$



Рис. 5. Недокат, полученный при опробовании нового способа прокатки

Выводы:

1. Для устранения отмеченных явлений при прокатке угловой бичевой стали с оребрением по одной полке разработан новый технологический процесс прокатки.

2. Ввиду неизменности формы и размеров оребряемой полки экспериментальные исследования были направлены:

- на определение оптимальных параметров гладкой полки;
- анализ качества углового бичевого профиля;
- предотвращение скручивания бичевого профиля;
- предотвращение появления серповидности в чистой клетке.

3. При проведении экспериментов наблюдалось скручивание профиля вдоль его продольной оси, что требовало последующей правки профиля. Операция отличалась большой трудоемкостью из-за сложной конфигурации профиля и не всегда приводила к устранению искажения его геометрии.

ПАНЧЕНКО А.И., Зам. Председателя Правления-технический директор
ПАО "Днепроспецсталь", Запорожье

ТУМКО А.Н. канд. техн. наук, зам. нач. ЦЗЛ ПАО "Днепроспецсталь",
Запорожье

МИЛЬЧЕВ В.В., начальник кузнечно-прессовой лаборатории ЦЗЛ
ПАО "Днепроспецсталь", Запорожье

САЛЬНИКОВ А.С., канд. техн. наук, нач. ЦЗЛ ПАО "Днепроспецсталь",
Запорожье

ЛЕВИН Б.А., начальник технического отдела ПАО "Днепроспецсталь",
Запорожье

РАЗВИТИЕ ПРОЦЕССОВ ПРОКАТКИ И КОВКИ ПОРОШКОВЫХ СТАЛЕЙ В УСЛОВИЯХ ПАО «ДНЕПРОСПЕЦСТАЛЬ»

На ПАО "Днепроспецсталь" освоено производство проката и поковок из порошковых быстрорежущих и штамповых сталей более 60 марок: освоена прокатка прутков диаметром до 95 мм, освоено производство круглых поковок диаметром до 410 мм, для отдельных штамповых сталей круглых поковок диаметром до 560 мм, квадратных со стороной квадрата до 350 мм, прямоугольных поковок с шириной поперечного сечения до 600 мм со строганой поверхностью; освоено производство шайб диаметром до 750 мм с обточенной поверхностью. Благодаря высокой пластичности порошковых сталей и реконструкции блюминга с увеличением диаметра валков с 950 мм до 1050 мм и мощности двигателей с 2500 кВт до 3500 кВт увеличили единичные обжатия при прокатке прессовок на обжимном стане и уменьшили число проходов на гладкой части бочки валка с 12 до 6. За счет этого уменьшилась торцевая обрезь на 3-4 %.

На ПАТ "Дніпроспецсталь" освоено виробництво прокату і поковок із порошкових швидкорізальних і штампових сталей більш ніж 60 марок: освоена прокатка прутків діаметром до 95 мм, освоено виробництво круглих поковок діаметром до 410 мм, для окремих штампових сталей круглих поковок діаметром до 560 мм, квадратних зі стороною квадрата до 350 мм, прямокутних поковок з шириною поперечного перерізу до 600 мм зі строганою поверхнею; освоено виробництво шайб діаметром до 750 мм з обточеної поверхнею. Завдяки високій пластичності порошкових сталей і реконструкції блюмінга із збільшенням діаметру валків з 950 мм до 1050 мм і потужності двигунів з 2500 кВт до 3500 кВт збільшили поодинокі обтиснення при прокатці прессовок на обтискному стані і зменшили число проходів на гладкій частині бочки валка з 12 до 6. За рахунок цього зменшився торцевий обріз на 3-4%.

PJSC Dneprospetsstal has mastered rolling and forging of die and high-speed steel produced by powder metallurgy methods for more than 60 steel grades: rolling practice is developed for bars up to 95 mm in diameter, production of round forgings up to 410 mm in diameter is implemented, for some die steels the production of round forgings up to 560 mm in diameter, square forgings up to 350 mm in square side and planed rectangular forgings with cross section width up to 600 mm is implemented; also production procedure for planed disks up to 750 mm in diameter is mastered. Due to high ductility of powder steel and reconstruction of the blooming mill rolls with increasing diameter from 950 mm to 1050 mm and engine power of 2500 kW to 3500 kW the single draft of cogging of extruded billets has increased and number of passes through the flat roll body has decreased from 12 to 6. That has resulted in discard reduction by 3-4 %.

Уровень развития машиностроения, особенно специальных отраслей:
авиационной, ракетно-космической, энергетической, - внедрение

обрабатывающих центров и автоматических многофункциональных металлообрабатывающих линий требуют повышения качества режущего, штампового инструмента и в первую очередь увеличения его износостойкости. Поэтому развитие производства новых наиболее прогрессивных инструментальных сталей, обеспечивающих максимально возможную стойкость инструментов разного назначения, представляет собой актуальную задачу.

Основными легирующими элементами быстрорежущих и штамповых сталей являются хром, вольфрам, молибден, ванадий. Кроме них, некоторые стали легируют кобальтом. В зависимости от назначения штамповые стали могут легировать кремнием, марганцем. Важным компонентом этих сталей является углерод, содержание которого изменяется от 0,4 % до 2,7 %.

Высокое содержание карбидообразующих элементов вольфрама, молибдена и ванадия в инструментальных сталях обуславливают наличие грубой карбидной ликвации, которая оказывает отрицательное влияние на технологические и эксплуатационные характеристики инструмента из этой стали. Уменьшение карбидной ликвации достигается комплексом мероприятий при металлургическом переделе.

Радикальным способом уменьшения карбидной неоднородности сталей ледобуритного класса является порошковая металлургия.

На рис. 1 приведены изображения микроструктуры быстрорежущей стали Р6М5Ф3 традиционного и порошкового исполнения.

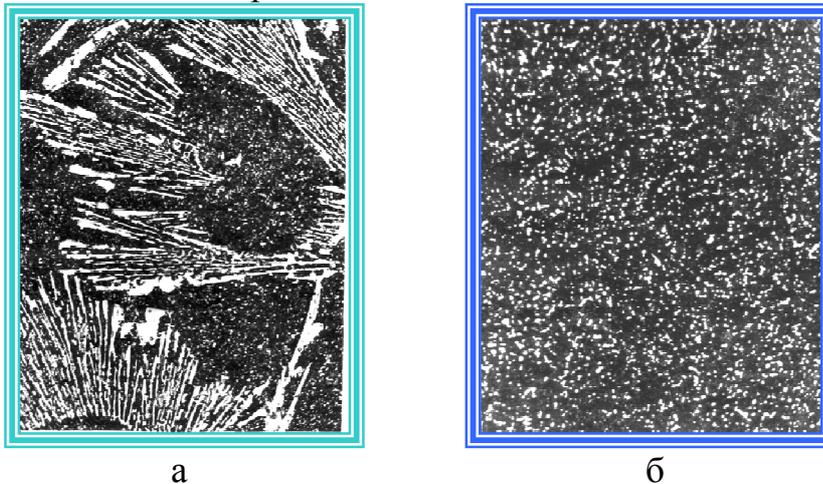


Рис. 1. Микроструктура быстрорежущей стали Р6М5Ф3 традиционного (а) и порошкового исполнения (б) (x 500).

Как видно из приведенных снимков, наличие в быстрорежущей стали высокого содержанием карбидообразующих элементов и углерода приводит к грубым ликвационным явлениям в литом металле, что крайне не благоприятно для стойкости инструмента. Дисперсность микроструктуры порошковых частиц обусловлена высокими скоростями охлаждения капель жидкого металла в интервале температур кристаллизации ($1 \times 10^5 - 3 \times 10^3$ °C/c). Микроструктура частиц порошка не имеет дефектов, присущих структуре слитка. В деформированном порошковом металле величина карбидов не более 2 мкм, карбидная неоднородность не более 1 балла для всех профилей по ГОСТ 19265 и ГОСТ 5950. Очевидное отличие структур (см. рис. 1) обуславливает ряд значительных преимуществ порошковых

быстрорежущих и штамповых сталей. Испытания технологических и эксплуатационных свойств инструмента из порошковых быстрорежущих сталей показали, что применение порошковой быстрорежущей стали по сравнению с аналогичной сталью, разлитой в слитки, обеспечивает повышение стойкости в 1,5-3 раза при чистовой и получистовой обработке как конструкционных, так и специальных сталей и сплавов[1].

Благодаря равномерному распределению карбидов по объему заготовки, полученной методом порошковой металлургии, порошковые стали обладают высокой пластичностью в широком температурном интервале и могут подвергаться деформации как ковкой, так и прокаткой и волочением. На рис. 2 приведены зависимости числа скручиваний до разрушения при испытании на кручение по стандартной методике (скорость вращения 60 об/мин) от температуры порошковых сталей и для сравнения стали 10X13Г12БС2Н2Д2 (ДИ 59), полученной традиционным способом и подвергаемой прокатке на обжимно-заготовочном стане 1050/950 в большом количестве. Результаты исследования пластичности и сопротивления деформации порошковых сталей [2, 3] явились обоснованием возможности прокатки всего марочного сортамента этих сталей как на обжимно-заготовочном стане 1050/950, так и на сортовых станах 550, 325 и 280.

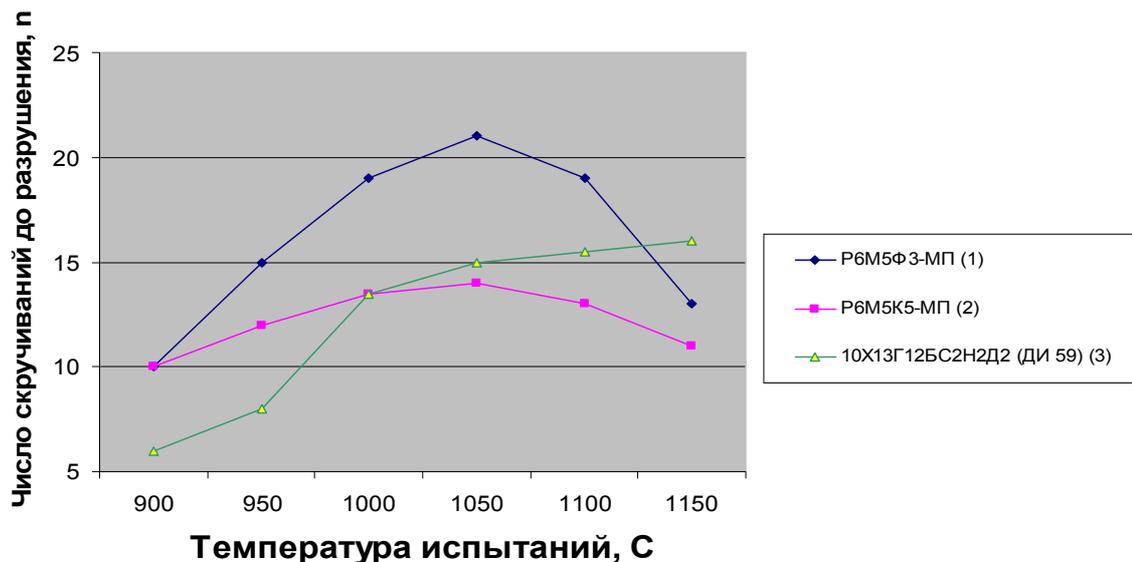


Рис. 2. Число скручиваний до разрушения порошковых сталей P6M5Ф3-МП (1), P6M5K5-МП (2) и аустенитной нержавеющей стали 10X13Г12БС2Н2Д2 (ДИ 59) (3) при испытании на горячее кручение со скоростью 60 об/мин.

Основную часть продукции составляют быстрорежущие стали, широко применяемые в машиностроении при обработке специальных сталей и сплавов. Динамика объемов производства порошковых сталей представлена на рис. 3. Отдельным столбцом показан объем производства быстрорежущих сталей, полученных методом порошковой металлургии. Около 30-50 % быстрорежущих сталей составляют кобальтсодержащие.

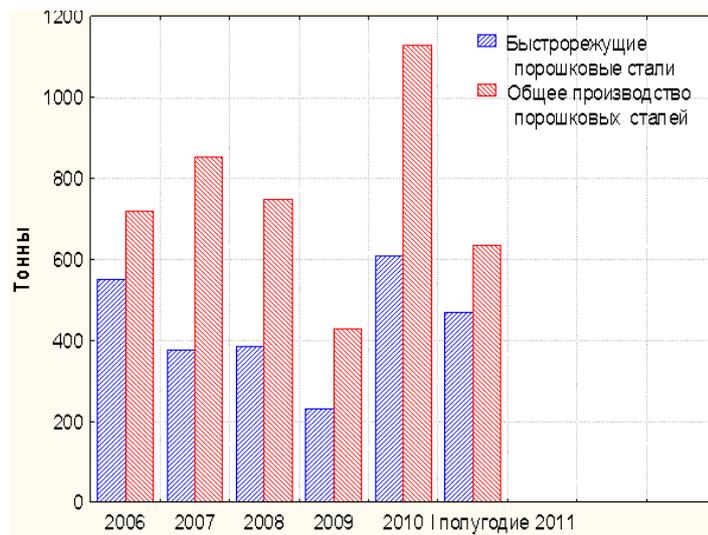


Рис. 3. Динамика производства порошковых сталей на ПАО ”Днепропетцсталь”

Технологическая схема производства порошковых сталей предусматривает выплавку стали в индукционной печи, распыление расплава азотом высокой чистоты, заполнение порошком металлических капсул, вакуумирование, заполнение капсул с порошком азотом, герметизацию, холодное гидростатическое и горячее газостатическое прессование, деформацию, отжиг, адьюстажную обработку (см. рис. 4) [2].



Рис. 4. Технологическая схема производства инструментальных сталей методом порошковой металлургии

По действующей технологии прессовки диаметром 450 мм и массой 1900 кг подвергают свободной ковке на прессах усилием 60 МН и 32 МН, ковке на радиально-ковочной машине РКМ-1000 и прокатке на обжимно-заготовочном стане 1050/950.

До 2000 года ПАО “Днепропетцсталь” специализировалось в основном на выпуске металлопродукции из шести порошковых быстрорежущих сталей в профилях размерами до 150 мм по ГОСТ 28393-89 .

Увеличение объемов потребления порошковых сталей и пуск новых мощностей по производству порошковых сталей в мире определил

необходимость оперативного освоения производства новых порошковых быстрорежущих и штамповых сталей с высокими служебными характеристиками.

В настоящее время на ПАО "Днепропецсталь" освоено производство более 60 порошковых марок сталей. Химические составы некоторых из них приведены в таблице.

В отдельных марках стали содержание вольфрама достигает 18 %, молибдена – 10 %, ванадия – 11 %, кобальта – 10%. Все порошковые инструментальные стали содержат хром в количестве от 3,5 % до 20 % в зависимости от назначения и относительно высокое количество азота (до 0,08%).

В последнее время также значительно расширен профильный сортамент металлопродукции порошковых сталей в сторону увеличения размеров поперечного сечения: освоена прокатка прутков диаметром до 95 мм, освоено производство круглых поковок диаметром до 410 мм, для отдельных штамповых сталей круглых поковок диаметром до 560 мм, квадратных со стороной квадрата до 350 мм, прямоугольных поковок с шириной поперечного сечения до 600 мм со строганой поверхностью; освоено производство шайб диаметром до 750 мм с обточенной поверхностью. В связи с высоким качеством порошковой стали по макро- и микроструктуре после горячего газостатического прессования для обеспечения необходимой структуры и свойств не требуется больших степеней деформации при ковке и прокатке [2]. Эта особенность порошковой стали и позволила в значительной степени расширить сортамент в сторону увеличения размеров поковок.

С целью уменьшения расхода металла в кусковые отходы и в стружку в значительной степени усовершенствована технология прокатки порошковых сталей [3].

Благодаря высокой пластичности порошковых сталей (см. рис. 2) и реконструкции блюминга с увеличением диаметра валков с 950 мм до 1050 мм и мощности двигателей с 2500 кВт до 3550 кВт увеличили единичные обжатия при прокатке прессовок на обжимном стане и уменьшили число проходов на гладкой части бочки валка с 12 до 6. За счет этого уменьшилась торцевая обрезь на 3-4 %. Для повышения эффективности производства и улучшения качества порошковой стали время нагрева прессовок при температуре 1100 °С перед прокаткой на обжимном стане уменьшили с 6-8 ч до 2-3 ч. Освоено также производство сортовых прутков на станах 325 и 550 из заготовки с неудаленной обечайкой, что позволило уменьшить расход металла в абразивную пыль и окалину на 10 %. Актуальной задачей при разработке технологии прокатки прессовок на сортовые прутки является сохранение равномерного распределения обечайки на поверхности прутков после деформации, так как неравномерное распределение обечайки на поверхности прутков приводит к необходимости увеличения припусков под обдирку. Различная толщина обечайки по периметру заготовки (рис.5) объясняется неравномерностью деформации при прокатке на гладкой бочке и в калибрах на блюминге и заготовочной клетки, а также различием реологических свойств порошковых инструментальных и быстрорежущих сталей и самой обечайки, которую изготавливают из углеродистой стали 08пс.

Таблица - Химический состав некоторых порошковых марок сталей

Марка стали	Массовая доля элементов, %													
	C	Si	Mn	S	P	Cr	V	Mo	W	Co	Ni	Al	O	N
				не более									не более	
Р6М5Ф3К8-МП	1,25	0,50	0,20	0,030	0,030	3,90	2,90	4,75	5,90	8,00	0,40	0,035	0,015	0,08
	1,35	0,70	0,40			4,50	3,30	5,25	6,70	8,75				
Р12МФ5К5-МП	1,50	0,15	0,15	0,030	0,030	3,75	4,50	н.б.	11,75	4,75	0,40	0,035	0,015	0,08
	1,60	0,40	0,40			5,00	5,25	1,00	13,00	5,25				
Р6М7Ф6К10-МП	2,25	н.б.	н.б.	0,030	0,030	3,70	6,00	6,50	6,00	9,80	0,40	0,035	0,015	0,08
	2,40	0,45	0,40			4,50	6,70	7,30	6,80	11,00				
Р4М3Ф8-МП	2,35	н.б.	н.б.	0,030	0,030	4,00	7,60	2,90	4,00	н.б.	0,40	0,035	0,015	0,15
	2,55	0,45	0,40			4,40	8,20	3,30	4,40	0,50				
Х17М2Ф3К2-МП	2,50	0,30	0,30	0,030	0,030	16,50	3,10	1,70	н.б.	1,70	0,40	0,035	0,020	0,15
	2,70	0,60	0,60			17,50	3,50	2,00	0,30	2,40				
12Х12В2МФ2-МП	1,15	0,20	0,20	0,030	0,030	11,00	1,45	1,25	2,25	н.б.	0,40	0,035	0,020	0,15
	1,25	0,40	0,40			12,00	1,60	1,40	2,40	0,50				
150Х8М2Ф4С-МП	1,45	0,80	0,30	0,030	0,030	7,50	3,80	1,40	н.б.	н.б.	0,40	0,060	0,020	0,15
	1,55	1,10	0,50			8,50	4,20	1,60	0,50	0,50				
6Х5ГМ2ФС-МП	0,58	0,90	0,90	0,030	0,030	4,80	0,45	2,10	н.б.	н.б.	0,40	0,035	0,020	0,15
	0,65	1,10	1,10			5,20	0,60	2,30	0,50	0,30				
6Х4МФ-МП	0,58	0,20	0,70	0,030	0,030	4,30	0,15	0,40	н.б.	н.б.	0,40	0,035	0,020	0,15
	0,65	0,50	0,90			4,70	0,30	0,60	0,30	0,30				
9Х5МФ3С-МП	0,83	0,85	0,20	0,025	0,030	5,00	2,50	1,25	н.б.	н.б.	0,50	0,035	0,020	0,15
	0,88	1,10	0,40			5,50	2,90	1,45	0,25	0,50				
Х5МФ10С-МП	2,35	0,75	0,35	0,050	0,030	4,75	9,25	1,10	н.б.	н.б.	0,40	0,035	0,020	0,15
	2,55	1,10	0,60	0,090		5,50	10,25	1,45	0,50	0,50				

Примечание: массовая доля титана — не более 0,03%, меди — не более 0,30%.

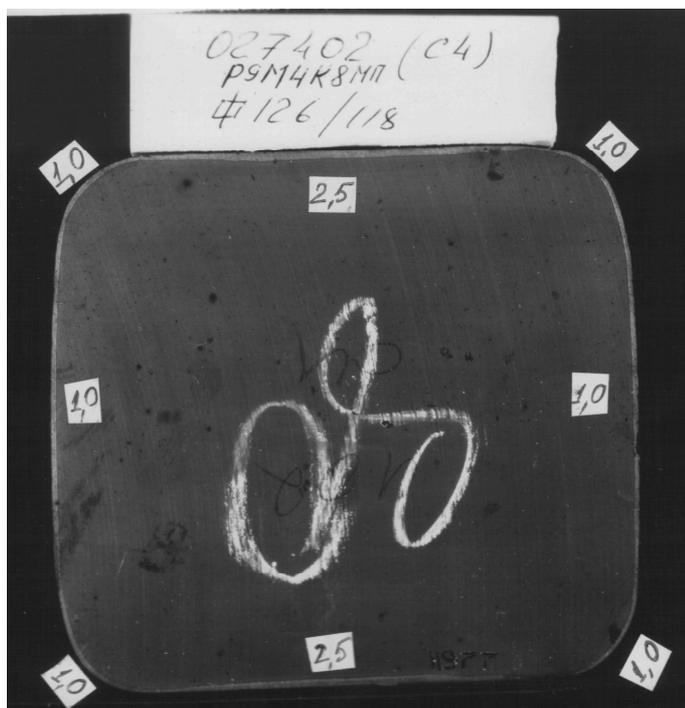


Рис. 5. Распределение обечайки на поверхности катаной заготовки кв.126 мм стали P9M4K8-MП.

Установлено значительное влияние калибровки и режимов деформации на распределение обечайки по периметру профиля проката. Из-за неравномерности деформации в квадратных, ромбических, овальных и круглых калибрах увеличение суммарной степени деформации при прокатке увеличивает неравномерность распределения обечайки по поверхности раската. Прокатка заготовок с неудаленной обечайкой на стане 280 с общим коэффициентом вытяжки от 30 до 200, требует дополнительного съема металла при обточке на 100 кг/т по сравнению с прокаткой на станах 325 и 550 с коэффициентами вытяжки от 2,5 до 25. Поэтому прутки диаметрами 8-22 мм производят на стане 280 из заготовки, зачищенной всплошную до полного удаления обечайки, за исключением сталей, абразивная зачистка которых весьма нетехнологична, P6M7Ф6K10-MП, P12MФ5K5-MП, X18MФ6-MП.

По себестоимости и качеству порошковые стали производства ПАО "Днепроспецсталь" конкурентоспособны и экспортируются как в Европу, так и в Азию, и в Северную Америку.

Список литературы: 1. Гиммельфарб А.И. Организация промышленного производства быстрорежущей стали методом порошковой металлургии / Гиммельфарб А.И. Акименко В.Б., Гипш Я.Л., Строковский М.А., Любовный Л.Х. – Сталь, 1981. - №1- С. 79-83. 2. Кийко Г.В. Производство порошковых сталей на заводе "Днепроспецсталь" / Кийко Г.В., Ревякин С.В., Тумко А.Н., Яценко А.С. – Сталь, 1992.- № 9 - С. 86-89. 3. Тумко А.Н. Прокатка слитков и прессовок ледебуритных сталей на обжимно-заготовочном стане / Тумко А.Н., Козлов О.Е., Ревякин С.В. Черная металлургия. Бюллетень научно-технической и экономической информации. - 2003.- № 8(1244) -С. 33-34.

ТРИШЕВСКИЙ О.И. докт. техн. наук, проф., ХНТУСХ, Харьков
САЛТАВЕЦ Н.В. инж., ХНТУСХ, Харьков
БОНДАРЕНКО С.Н. студент, ХНТУСХ, Харьков

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ОХЛАЖДЕНИЯ ПОЛОСЫ И ВАЛКОВ

Приведены результаты комплекса экспериментальных исследований по определению коэффициентов теплоотдачи в системе полоса - валок для различных типов охлаждающих устройств, которые дополняют созданные ранее математические модели процесса горячей прокатки тонкого листа и служат основой для его дальнейшего совершенствования.

Наведено результати комплексу експериментальних досліджень з визначення коефіцієнта тепловіддачі в системі полоса - валок для різних типів охолоджувальних пристроїв, які доповнюють створені раніше математичні моделі процесу гарячої прокатки тонкого листа і є основою для його подальшого вдосконалення..

The results of complex experimental research on definition of the coefficients of heat transfer in the band - roll for various types of cooling devices, which complement the previously created mathematical models of the process of the hot-rolled sheet metal and form the basis for its further improvement.

Для дальнейшего совершенствования процессов горячей прокатки тонкого листа большое значение имеет правильный учёт и расчет теплообменных процессов, протекающих в системе полоса - охлаждающая жидкость –валок.

Для определения коэффициента теплоотдачи к воде, знание которого необходимо для использования в математических моделях расчета теплового состояния полосы и валков, были выполнены экспериментальные исследования охлаждения полосы и валков с помощью форсунок. Исследования проводили на экспериментальной установке, описанной в работе [1]. В качестве конечных устройств для охлаждения горячей полосы и валков применялись язычковая, полнопроточная и плоскощелевая форсунки, приведенные на рис.1.

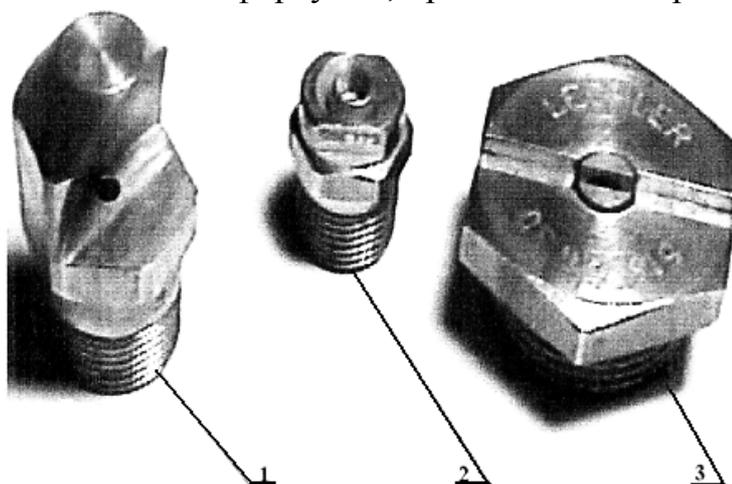


Рис.1. Образцы форсунок, используемых в исследованиях: 1- язычковая форсунка (ЯФ); 2- полнопроточная форсунка (ППФ); 3 – плоскощелевая форсунка (ПЩ)

Исследовали зависимость коэффициента теплоотдачи к воде от: давления воды перед форсунками; расстояния от форсунок к охлаждаемой поверхности; относительного расположения форсунок и поверхности полосы (охлаждение сверху или снизу).

Экспериментальные исследования влияния давления воды перед форсунками и их типа на скорость охлаждения выполняли в следующей последовательности.

Поверхность измерительного блока закрывали щитком. Включали насос, и с помощью регулирующей арматуры устанавливали необходимое давление воды. Выключали насос. Конец измерительного блока с термодатчиками перемещали в разогретую печь. После нагрева измерительного блока в печи до температуры 570°C его перемещали в установку, и включали насос. При температуре полосы 560°C (когда градиент температур по сечению полосы минимальный) извлекали стопор щитка, отсекающего воду от поверхности измерительного блока. Под действием пружин щиток быстро перемещался над поверхностью измерительного блока, открывая ее для охлаждения.

Результаты экспериментальных исследований скорости охлаждения измерительного блока представлены в таблице.

Таблица Зависимость времени охлаждения полосы от типа форсунки и давления

Тип форсунки	Плоскощелевая				Язычковая ЯФ				Полнопроточная ППФ			
	4	3	2	1	4	3	2	1	4	3	2	1
Давление, бар												
Время охлаждения до 100°C	0,6	0,92	2,2	2,88	2,42	3,32	3,96	5,36	0,48	0,56	3,76	5,16
Время охлаждения до 50°C	3,6 8	4,32	7,28	9,64	7,2	10,8 8	11,72	16	3,42	4,36	11,62	15,08

Характерные температуры 100°C и 50°C выбраны с учётом того, что: 100°C - температура кипения воды, 50°C - возможная температура воды, поступающей из градирни в летний период (при уличной температуре +35°C).

На первый взгляд, наиболее эффективна полнопроточная форсунка, которая обеспечивает наиболее быстрое охлаждение измерительного блока до температуры 100°C, а также до 50°C при давлении 4 бара. При подаче воды этой форсункой под давлением 3 бара, скорость охлаждения измерительного блока до температуры 100°C также высокая (время охлаждения составляет 0,56 с). Но при охлаждении до 50°C время охлаждения этой форсункой значительно увеличивается и составляет 4,36 с.

Наименьшим является время (4,32 с), которое может быть достигнуто при использовании плоскощелевой форсунки. Преимущество этой форсунки особенно заметно при давлении 2 бара, при охлаждении измерительного блока до температур 100°C и 50°C (время охлаждения в этом случае составляет 2,2 с и 7,28 с, соответственно). При давлении 1 бар, наименьшее время охлаждения измерительного блока также при подаче воды плоскощелевой форсункой (2,88 с и 9,64 с до температур 100° С и 50° С).

Из анализа данных, приведенных в таблице 1, вроде бы можно сделать вывод, что наихудшей из исследованных является язычковая форсунка, при использовании которой время охлаждения, независимо от давления воды перед форсункой, наибольшее, по сравнению с полнопроточной и плоскощелевой форсунками.

Но нам неизвестна длина зоны эффективного охлаждения (расстояния от оси струи, при котором коэффициент теплоотдачи минимально отличается от максимального), образующейся при использовании форсунок.

Известно, что максимального значения коэффициент теплоотдачи достигает непосредственно под осью струи.

Из приведенных в таблице 1 данных известна только скорость падения температуры, в случае когда оси струи воды и термопары совпадают, но неизвестно как изменяется температура полосы на расстоянии 10 мм, 25 мм, 50 мм от оси струи.

Для изучения этой проблемы были проведены дополнительные исследования длины зоны действия струи воды. Исследования проводились при различном расстоянии от оси термопары до оси струи воды из форсунки. На рис. 2 представлены результаты экспериментальных исследований процесса охлаждения горячей полосы.

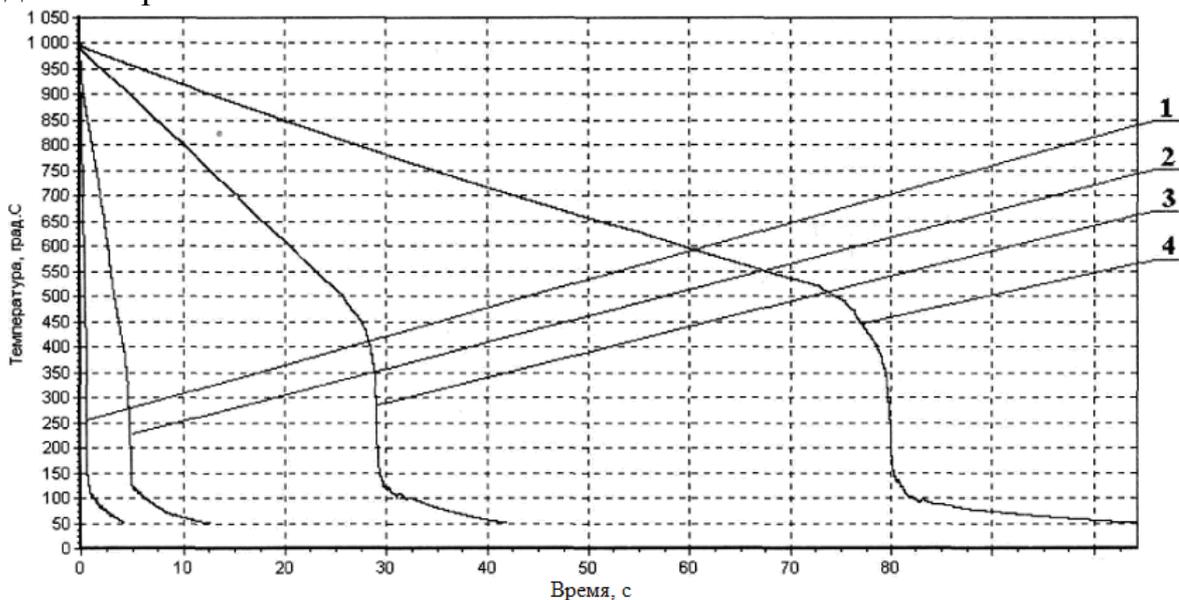


Рис.2. Зависимость температуры образца от времени его охлаждения: 1 - ось струи совпадает с осью термопары; 2 - ось струи на расстоянии 10 мм от оси термопары; 3 - ось струи на расстоянии 25 мм от оси термопары; 4 - ось струи на расстоянии 50 мм от оси термопары.

Как видно из графиков, наблюдается существенное отличие во времени падения температуры поверхности полосы в зависимости от расстояния струи от оси термопары. Так время общего охлаждения до 50°C составляет, соответственно, 4,16 с, 12,61 с, 41,92 с, 104,29 с при расстояниях 0 мм, 10 мм, 25 мм и 50 мм соответственно.

Характерно стремительное падение температуры поверхности полосы на всех четырех графиках в интервале температур от 300 до 140°C. Это обусловлено процессами пузырькового кипения воды на горячей поверхности с большими

значениями коэффициентов теплоотдачи.

После математической обработки результатов этих исследований (решение обратной задачи теплопроводности) построены графики зависимости коэффициента теплоотдачи от полосы к воде (рис.3).

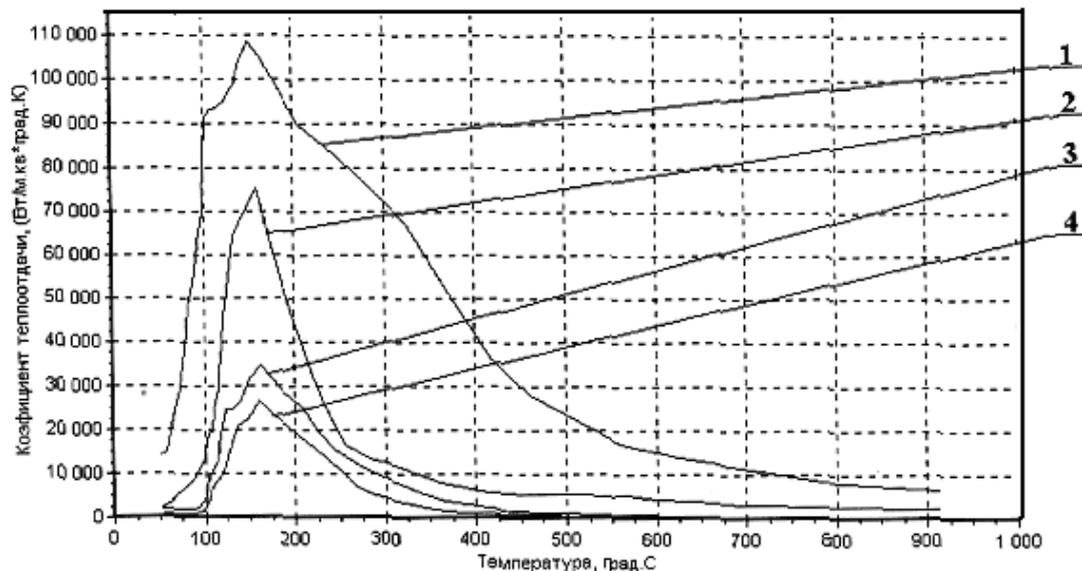


Рис.3. Зависимость коэффициента теплоотдачи от температуры поверхности полосы: 1 - ось струи совпадает с осью термопары; 2 - ось струи на расстоянии 10 мм от оси термопары; 3 - ось струи на расстоянии 25 мм от оси термопары; 4 - ось струи на расстоянии 50 мм от оси термопары.

Результаты исследований показывают, что максимальные значения коэффициента теплоотдачи имеют место при температуре 150-180°С.

При температурах превышающих 450°С характер графиков существенно отличается. Малые значения коэффициента теплоотдачи (зависимости 3 и 4) свидетельствуют, что при расстоянии более 25 мм от оси термопары поток воды отделяется от поверхности полосы слоем пара. Вследствие этого, получаются низкие значения коэффициента теплоотдачи и, соответственно, требуется большое время на охлаждение полосы (41,92 с и 104,29 с для поверхностей расположенных на расстоянии 25 мм и 50 мм от оси термопары). Следовательно, ширина зоны эффективного действия потока составляет 50 мм.

На рис.4 приведены зависимости коэффициента теплоотдачи от расстояния оси потока воды до оси термопары для характерных температур: - 155° С - температура, при которой достигается максимально значение коэффициента теплоотдачи; - 320° С - 550° С - температура возможного перехода к пленочному кипению; - 700° С - температура полосы перед зоной охлаждения; - 900° С - температура поверхности полосы в зоне принудительного охлаждения между клетями.

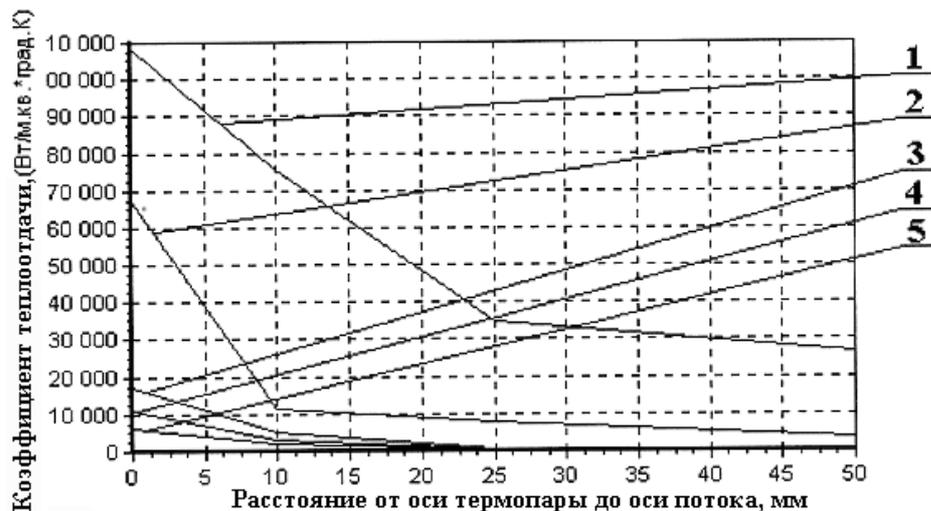


Рис. 4. Зависимость коэффициента теплоотдачи от расстояния оси струи воды до оси термопары в интервале температур 155-900°C: 1 - температура поверхности полосы 155°C; 2 - температура поверхности полосы 320°C; 3 - температура поверхности полосы 560°C; 4 - температура поверхности полосы 700°C; 5 - температура поверхности полосы 900°C.

Зависимости, приведенные на рис.4. представляют интерес при проектировании систем охлаждения полосы. С их помощью можно определить зону эффективного действия струи воды из форсунки (расстояние между форсунками).

При проектировании систем охлаждения валков важной является зона эффективного воздействия струи охлаждающего устройства, которую можно определить по зависимостям, приведенным на рис. 5.

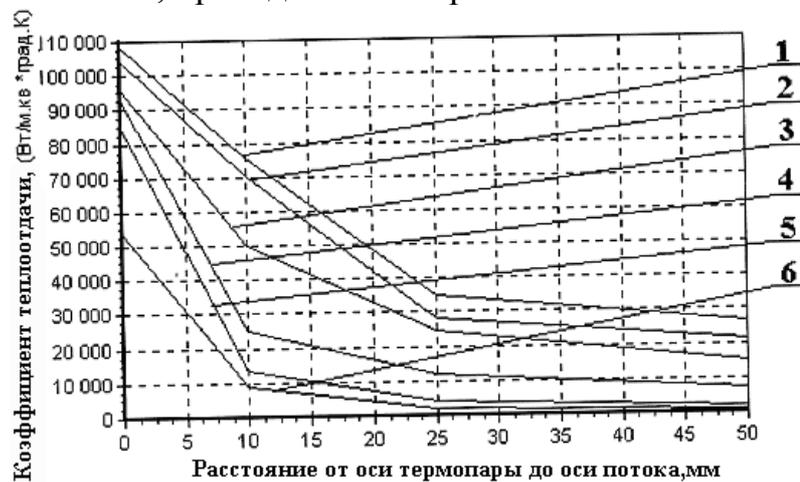


Рис.5. Зависимость коэффициента теплоотдачи от расстояния оси струи воды до оси термопары в интервале температур 88-155°C: 1 - температура поверхности валка 155°C; 2 - температура поверхности валка 140°C; 3 - температура поверхности валка 126°C; 4 - температура поверхности валка 111°C; 5 - температура поверхности валка 100°C; 6 - температура поверхности валка 88°C.

Из графиков, приведенных на рис.5, можно вычислить средний коэффициент теплоотдачи по зоне эффективного охлаждения и на основе математического моделирования выбрать наиболее экономичный вариант

системы охлаждения. Варианты могут отличаться расстоянием между струями. При малых расстояниях между ними в зоне эффективного охлаждения будут большие средние значения коэффициента теплоотдачи. Но при этом, будет увеличиваться количество форсунок и, как следствие, стоимость коллекторов системы охлаждения.

При использовании меньшего количества форсунок (увеличении расстояния между струями) для достижения эффективной работы системы охлаждения необходимо использовать насосы, обеспечивающие большее давление и больший расход воды. Окончательное решение проектант может принять, учитывая прогнозы тенденций изменения стоимости форсунок и электроэнергии.

Необходимо учитывать, что при повышении давления в системе водоснабжения в ней увеличивается гидравлическое сопротивление. Вследствие этого увеличиваются и энергозатраты.

Уменьшение энергозатрат возможно за счет оптимизации процессов охлаждения полосы и валков при научно обоснованном проектировании систем охлаждения.

При охлаждении валков возможны варианты расположения их под углом к поверхности полосы. В связи с этим, выполнены экспериментальные исследования процессов охлаждения полосы и валков при подачи струй воды под углом 45° снизу к охлаждаемой поверхности.

Поскольку вода из соседней форсунки может экранировать поверхность полосы от действия струи воды из смежной с ней форсунки, проведены экспериментальные исследования совместной работы двух форсунок (рис.6).

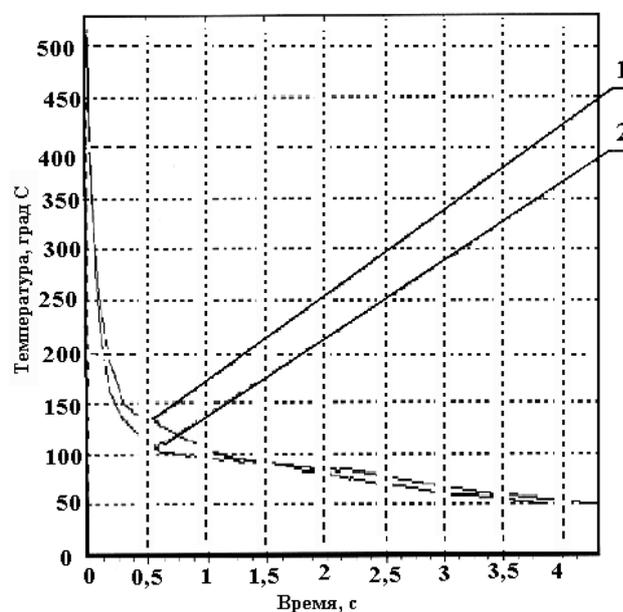


Рис. 6. Зависимость температуры поверхности полосы от времени охлаждения: 1 - совместная работа двух форсунок; 2 - охлаждение одной форсункой.

Зависимость 2 на рис.6 получена при охлаждении поверхности полосы струей воды, ось которой пересекала поверхность металла в месте расположения термомпары.

Зависимость 1 на рис.6 получена в случае, когда одна струя воды пересекала поверхность металла в месте расположения термопары, а вторая пересекала поверхность металла на расстоянии 40 мм до оси термопары.

Как видно рис.6 скорость падения температуры поверхности полосы до температуры 100°С, в случае совместной работы двух форсунок (зависимость 1), меньше чем при охлаждении полосы одной форсункой (зависимость 2). Это объясняется тем, что по поверхности полосы шел поток воды из одной форсунки, который экранировал эту поверхность. Этот эффект необходимо иметь в виду, ибо при использовании форсунок с большими отверстиями (с большими расходами воды) слой воды на поверхности полосы будет больше и эффект экранирования также увеличится.

Выводы: выполненные на экспериментальной установке для определения коэффициентов теплоотдачи при охлаждении полосы и валков исследования позволяют дополнить созданные ранее математические модели теплового состояния валков и полосы в процессе прокатки [2,3] необходимыми практическими данными. Это позволяет для каждого конкретного элемента проектируемого процесса прокатки, применительно к конкретным условиям, определить основные расчётные параметры в зависимости от требований к технологии.

Список литературы: 1.Тришевский О.И., Салтавец Н.В.,Торяник Н.П. Разработка состава оборудования экспериментальной установки для определения коэффициента теплоотдачи на участке ускоренного охлаждения станов горячей прокатки. [Текст] / Вісник ХНТУСГ вип.77 „Технічний сервіс АПК, техніка та технологія у с/г машинобудуванні”. – Харків 2009.–вип. 77 – С. 200-206. 2. Тришевский О.И., Салтавец Н.В. Разработка математической модели теплового состояния полосы при прокатке. [Текст] // Сталь 2009 г. – №2– С.42. 3. Тришевський О.І., Салтавець М.В., Юрченко О.А. Розробка математичної моделі теплового стану валка при гарячій прокатці листа. [Текст] // Восточно-европейский журнал передовых технологий – 2009.– 5/4 (41). – С.14-18.

УДК 621.7

ПЛЕСНЕЦОВ С.Ю., аспирант, НТУ «ХПИ»

ИССЛЕДОВАНИЕ УТОНЕНИЙ И СМЕЩЕНИЯ НЕЙТРАЛЬНОГО СЛОЯ ПРИ ИЗГИБЕ ЛИСТОВОГО МЕТАЛЛА НА 180°

В статье приводятся результаты экспериментального исследования изгиба тонколистового металла последовательно до 90°, 120° и 180° в графическом виде в сопоставлении с результатами более ранних исследований для толстолистового материала. Приводятся значения полученных коэффициентов для зависимостей, описывающих максимальные утонения и смещение нейтрального слоя в зависимости от толщины и радиуса подгибки.

В статті наводяться результати експериментального дослідження згину тонколистового металу послідовно до 90°, 120° и 180° в графічному вигляді в порівнянні з результатами більш ранніх досліджень для товстолистового матеріалу. Наводяться значення отриманих коефіцієнтів для залежностей, що описують максимальні утонення та зміщення нейтрального слою в залежності від товщини та радіусу згину.

The article presents experimental results of bending sheet metal, successively to 90 °, 120 ° and 180 ° in graphical form in comparison with the results of earlier studies for the plate material. Gives the values of the coefficients obtained for the dependences describing the maximum thinning and displacement of the neutral layer, depending on the thickness and radius of the hem.

Одним из эффективных путей экономии металла является увеличение производства и поиск новых сфер применения гнутых профилей – наиболее экономичного вида металлопроката. Технологические возможности валковой формовки позволяют изготавливать профили практически любой длины, достаточно большой ширины, со сложной формой поперечного сечения. Такие профили практически готовы к применению и требуют в ряде случаев лишь минимальной дальнейшей механической или другой доработки.

Вопросам разработки сортамента специальных гнутых профилей с местами изгиба на 180⁰ и освоения их производства в Украине уделяется значительное внимание ввиду эффективности их применения. Наибольшее количество разработок в этом направлении выполнено в Украинском научно-исследовательском институте металлов (УкрНИИМете) [1, 2]. Вместе с тем, выполненный в УкрНИИМете комплекс работ направлен на реализацию технологий производства специальных гнутых профилей с элементами двойной толщины из заготовки 2 мм и более. Появившиеся в последнее время в Украине импортные профили, помимо элементов двойной толщины (то есть участков с соприкосновением полос металла), содержат места изгиба на 180⁰, обеспечивающие зазор между полосами металла, равный 2-3 толщинам последнего, служат для создания замковых элементов и производятся из заготовки толщиной 0,5...1,5мм.

По результатам выполненных экспериментальных исследований (проведенных по методу, описанному в работах [3,4]) был проведен анализ влияния толщины металла на максимальное утонение при изгибе на 90⁰, 120⁰ и 180⁰. Учитывались результаты экспериментальных исследований, выполненных в УкрНИИМет. Выполнено сравнение результатов экспериментальных исследований, полученных при изгибе тонколистового металла (толщины 0,5 мм, 1 мм, 2 мм) с расчетными данными, получаемыми при вычислении максимального утонения по формуле Тришевского-Щеглова:

$$e_{\max} = k\sqrt{s^3}, \quad (1)$$

где k – коэффициент, определяющий форму графика зависимости максимального утонения e_{\max} от толщины s .

Научная новизна полученных результатов состоит в получении экспериментальных данных о распределении утонений и смещении нейтрального слоя в новой, ранее не исследованной, области толщин металла и получении значений коэффициентов k и m для выражений, описывающих, как распределение утонений, так и смещение нейтрального слоя.

Результаты экспериментальных исследований, полученные в данной работе и в УкрНИИМете [5], рассчитанные по формуле (1), приведены на рис. 1-9.

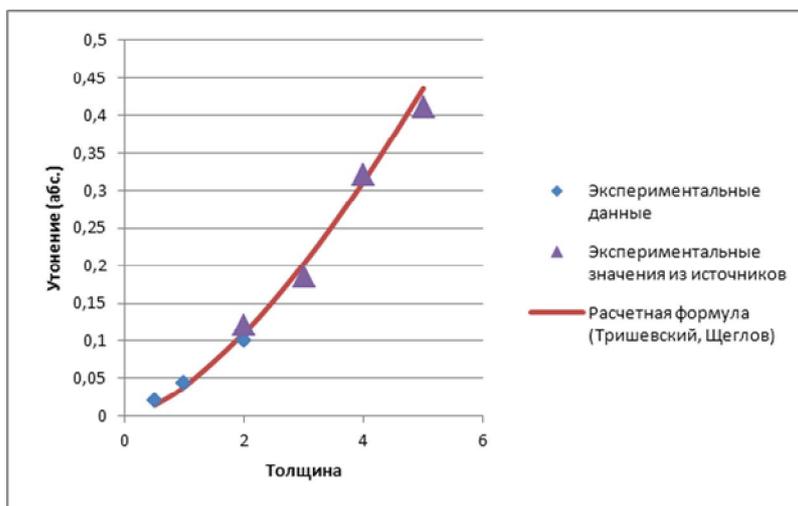


Рис. 1. Значения максимальных утонений в зависимости от толщины при изгибе на 90° и радиусе подгибки, равном толщине s

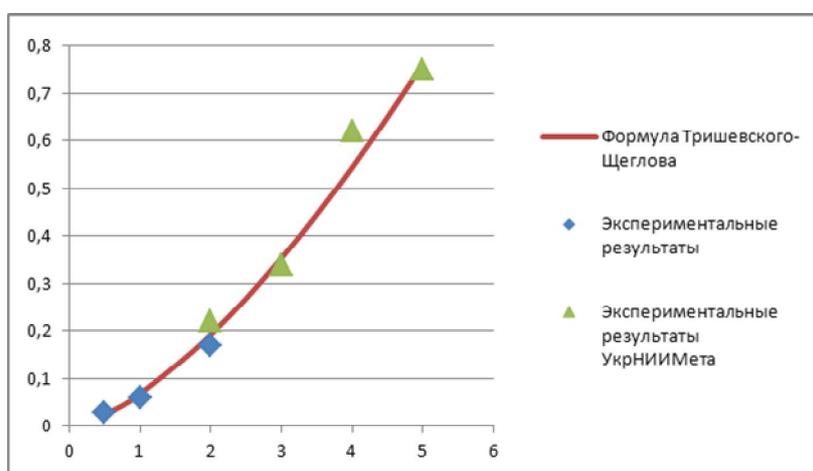


Рис. 2. Значения максимальных утонений в зависимости от толщины при изгибе на 120° и радиусе подгибки, равном толщине s

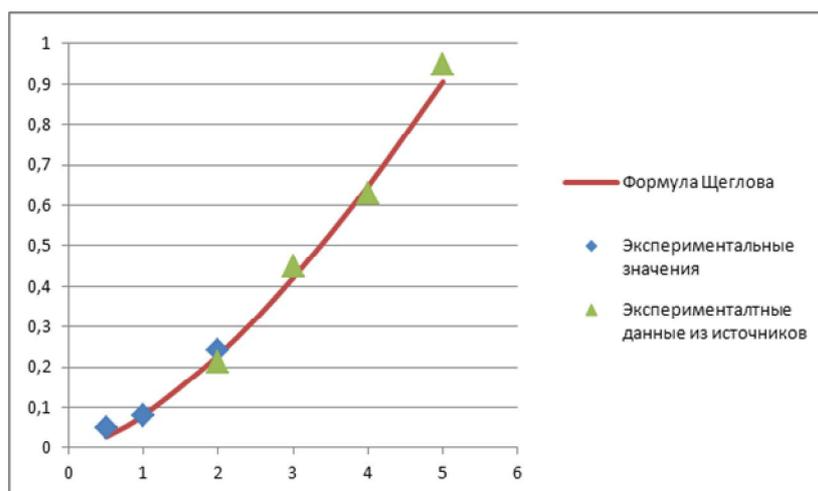


Рис. 3. Значения максимальных утонений в зависимости от толщины при изгибе на 180° и радиусе подгибки, равном толщине s

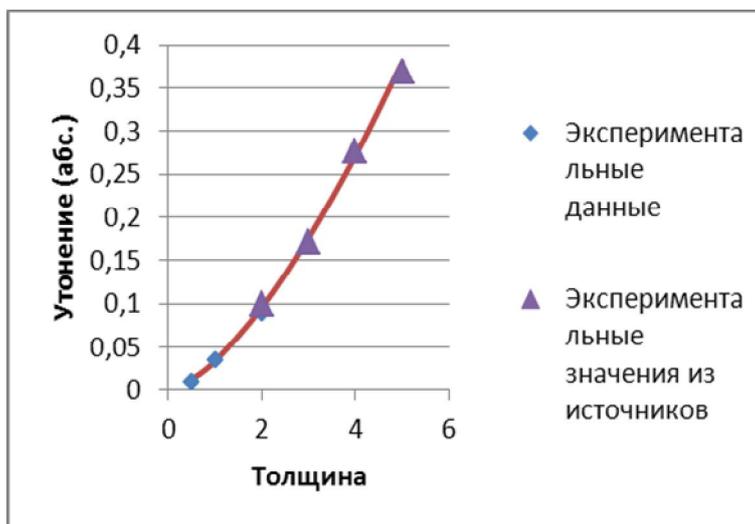


Рис. 4. Значения максимальных утонений в зависимости от толщины при изгибе на 90° и радиусе подгибки, равном $2s$

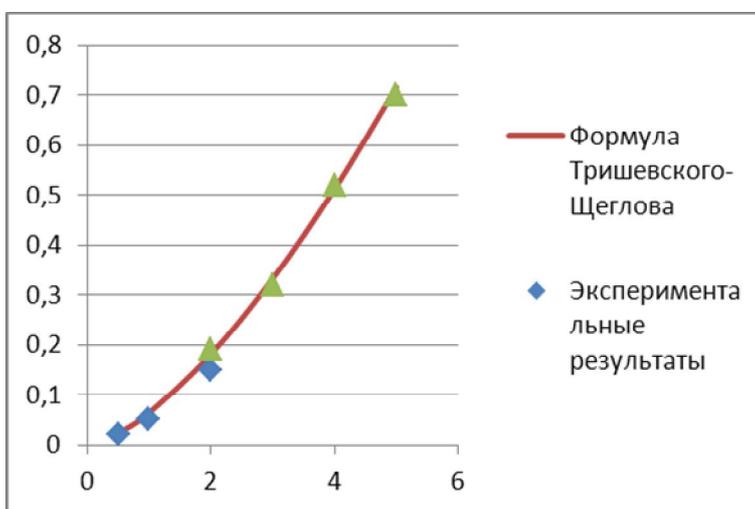


Рис. 5. Значения максимальных утонений в зависимости от толщины при изгибе на 120° и радиусе подгибки, равном $2s$

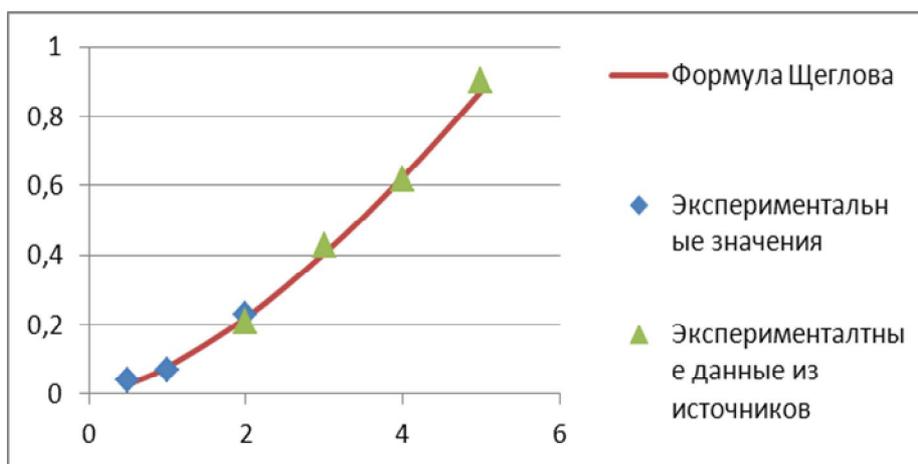


Рис. 6. Значения максимальных утонений в зависимости от толщины при изгибе на 180° и радиусе подгибки, равном $2s$

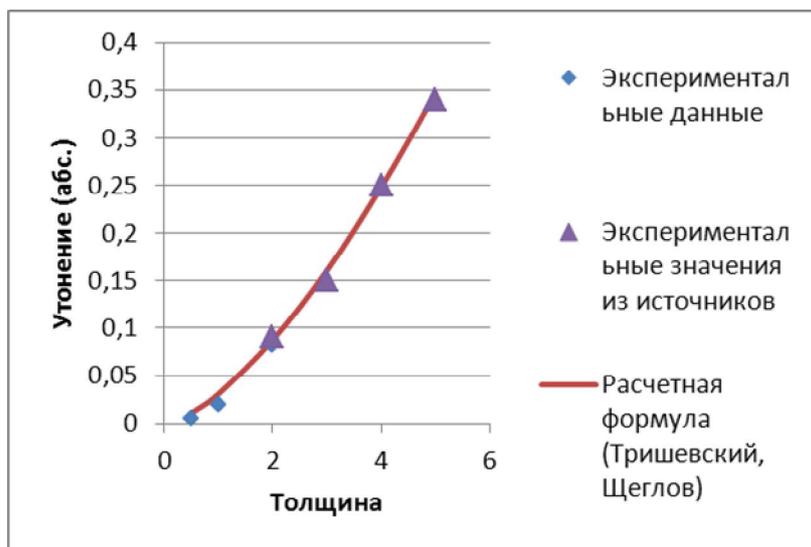


Рис. 7. Значения максимальных утонений в зависимости от толщины при изгибе на 90° и радиусе подгибки, равном $3s$

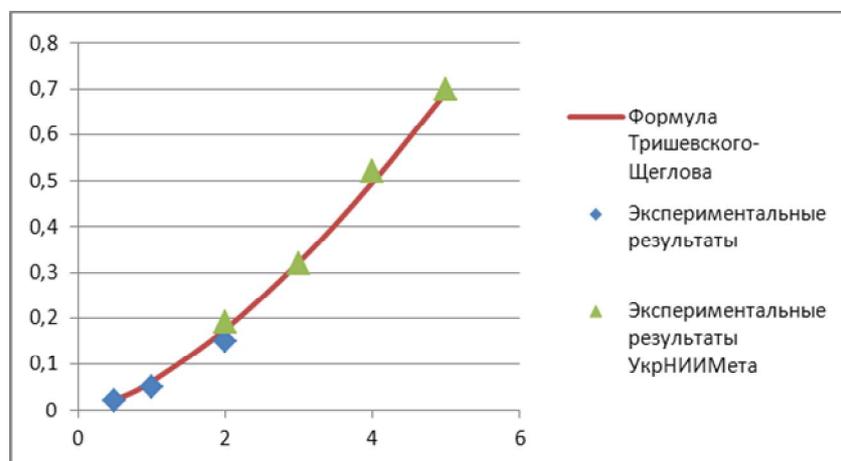


Рис. 8. Значения максимальных утонений в зависимости от толщины при изгибе на 120° и радиусе подгибки, равном $3s$

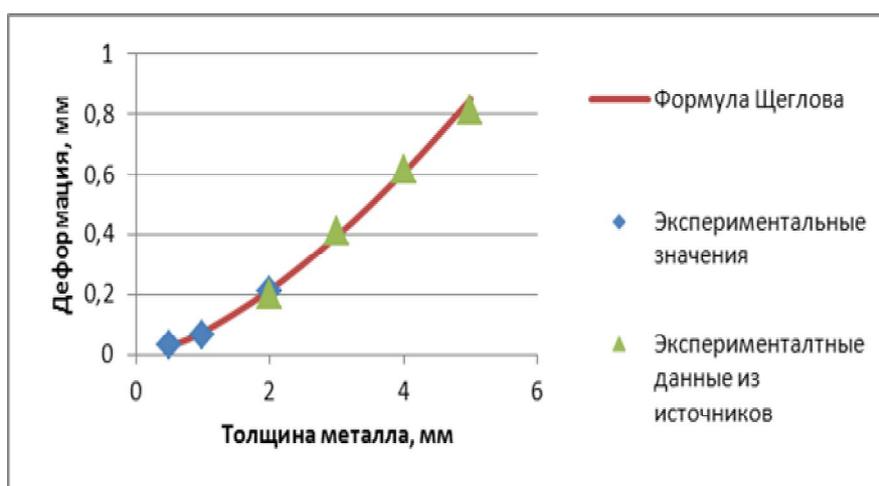


Рис. 9. Значения максимальных утонений в зависимости от толщины при изгибе на 180° и радиусе подгибки, равном $3s$

Обобщенные результаты по относительным утонениям при изгибе на 90° , 120° , 180° приведены на рис. 10.

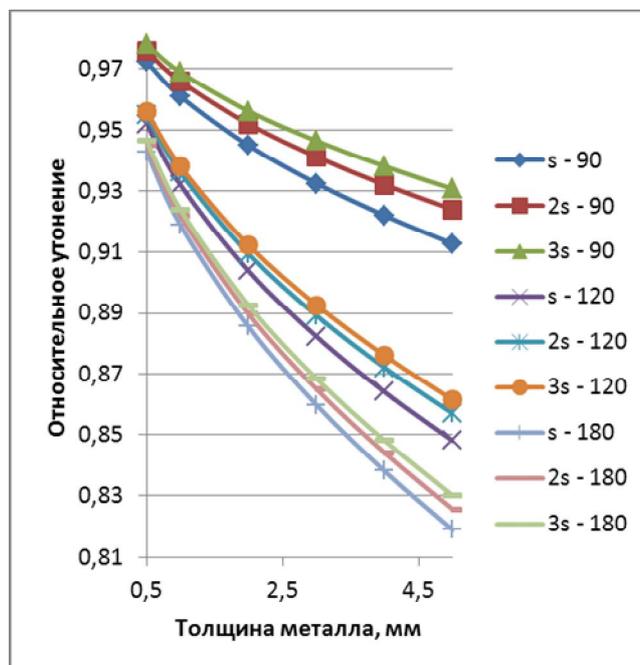


Рис. 10. Графики относительных утонений

Для формулы Тришевского-Щеглова была составлена таблица значений коэффициента смещения нейтрального слоя (k) в зависимости от толщины (s), угла (α) и радиуса (R) подгибки (см. табл. 1).

Таблица 1 – Значения коэффициента k

Угол подгибки	90°			120°			180°		
Радиус подгибки	s	$2s$	$3s$	s	$2s$	$3s$	s	$2s$	$3s$
k	0,039	0,034	0,031	0,068	0,064	0,062	0,081	0,078	0,076

Согласно [6], положение нейтрального слоя определяется соотношением деформаций растяжения по внешней поверхности и сжатия на внутренней на данном участке:

$$\rho = ms + r, \quad (2)$$

где m – коэффициент смещения нейтрального слоя.

На основании экспериментальных значений поверхностных деформаций получены величины радиуса нейтрального слоя для толщин металла 1 мм, 1,5 мм, 2,4 мм и радиусов подгибки, равных s , $2s$ и $3s$. Значения коэффициента m сведены в табл. 2.

Таблица 2 – Значения коэффициента смещения нейтрального слоя для тонколистового металла

s , мм	r/s		
	1	2	3
1	0,439505	0,457257792	0,47579
1,5	0,449471	0,466783734	0,482467
2,4	0,456628	0,472865302	0,489

Исследование поверхностных деформаций позволило впервые получить зависимость, определяющую положение нейтрального слоя при изгибе до 180° .

Выводы:

1. Выполнены экспериментальные исследования изгиба металла последовательно до 90° , 120° и 180° . Получены распределения утонений в очаге деформации.

2. Подтверждена возможность использования формулы Тришевского-Щеглова для тонколистового металла. Впервые получены значения коэффициента k , описывающего значение максимального утонения в очаге деформации, для толщин металла менее 2 мм.

3. Получены значения коэффициента смещения нейтрального слоя k для толщин металла 1 мм, 1,5 мм, 2,4 мм и отношений радиуса изгиба к толщине (r/s), равных 1, 2 и 3.

Список литературы: 1. *Стукалов В.П.* Основные принципы проектирования калибровок валков для формовки профилей с элементами двойной толщины. Сб.: «Гнутые профили проката: Тематический сборник научных трудов». Вып. III. Харьков: УкрНИИмет, 1975. – С. 102 – 108. 2. *Стукалов В.П.* Разработка и исследование технологии производства нового Т-образного гнутого профиля. / *В.П. Стукалов, А.И. Медведев, О.И. Дробот* // Сб.: «Совершенствование технологии производства сортового проката и гнутых профилей: Отраслевой сборник научных трудов». - Харьков: УкрНИИмет, 1989. – С. 87 – 90. 3. *Тришевский О.И.* Развитие возможностей методов геометрических исследований в ОМД с использованием цифровых компьютерных технологий. - IV Університетська науково-практична конференція магістрантів НТУ «ХП». Частина друга. 23 – 25 березня 2010 р. 4. *Плеснецов С.Ю.* Развитие современных цифровых методов исследования и оценки деформированного состояния металла. - Университетская наука 2010, Мариуполь, 2010 5. *Тришевский И.С.* Исследование деформаций металла при пластическом изгибе на 180° . / *И.С. Тришевский, В.П. Стукалов* // Сб.: «Теория и технология производства экономичных гнутых профилей проката». - Труды УкрНИИмет, вып. XV. Харьков: УкрНИИмет, 1970. - С. 174 – 194. 6. *Романовский В.П.* Справочник по холодной штамповке. - Издание 6-е, переработанное. Из-во Машиностроение, 1979г, 520с., ил.

БОРОВИК П.В., канд. техн. наук, доц., ДонГТУ, Алчевск

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА РЕЗКИ НА НОЖНИЦАХ С УЧЕТОМ УПРУГОЙ ДЕФОРМАЦИИ СТАНИНЫ

Рассмотрено влияние учета упругой деформации станины ножниц при моделировании процесса резки на ножницах. Установлено, что стадия вмятия ножей в металл сопровождается упругой деформацией станины ножниц, что оказывает влияние на характер нарастания силы резания. В целом учет упругой деформации станины ножниц в ходе математического моделирования позволяет приблизить результаты теоретических решений к экспериментальным и расширить представление о ходе процесса резки.

Розглянутий вплив урахування пружної деформації станини ножиць при моделюванні процесу різання на ножицях. Встановлено, що стадія вмінання ножів в метал супроводжується пружною деформацією станини ножиць, що робить вплив на характер зростання сили різання. В цілому врахування пружної деформації станини ножиць в ході математичного моделювання дозволяє наблизити результати теоретичних рішень до експериментальних і розширити уявлення про хід процесу різання.

The influence at simulating of the cutting process on the scissors with account of elastic deformation of the scissors stand is considered. It is established, that the stage of knives pressing in the metal is accompanied by the elastic deformation of the scissors stand, which has effect on the nature of increasing cutting forces. In general account of elastic deformation of the scissors stand at the mathematical simulation allows bringing the results of theoretical solutions to the experimental and expanding the understanding of the cutting process.

Развитие и совершенствование методов расчета и возможностей современной вычислительной техники способствует повышению значимости математического моделирования процессов обработки давлением. На современном этапе повышение качества производимой продукции при одновременном снижении энергозатрат производимых технологических операций являются одним из основных направлений развития современного металлургического производства. В частности, в технологических линиях производства толстых горячекатаных листов очень эффективным является применение процесса горячей резки. При этом растет актуальность применения теоретических исследований для анализа и оптимизации исследуемого процесса, поскольку экспериментальные исследования процессов обработки давлением в промышленных условиях сопряжены с целым рядом финансовых и организационных трудностей. Кроме того, современные методы расчета способны в максимально полной степени отображать реальные физические процессы, протекающие в металле.

Метод конечных элементов (МКЭ), в настоящее время, все более широко используется при решении разнообразных задач [1], в том числе и при математическом моделировании процессов обработки давлением.

Максимально полная степень отображения реального процесса в ходе моделирования МКЭ возможна только при соблюдении определенных условий. Применительно к процессу резки металла на ножницах для получения

адекватных результатов моделирования также существует ряд требований, которые должны учитывать особенности реализации и протекания процесса [2].

Детальный анализ теоретических исследований и экспериментальных данных процесса горячей резки на ножницах [3, 4] позволяет указать еще один фактор требующий учета в ходе математического моделирования. Так, полученные в работе [4] теоретические зависимости силы резания имеют существенные различия на первоначальном этапе процесса, когда в ходе моделирования процесса имеет место резкое (практически мгновенное) возрастание силы резания, что не соответствует результатам экспериментов, где наблюдается плавный рост силы с течением времени.

В классическом представлении процесса резки на ножницах [5, 6] выделяют три стадии: вмятие ножей в металл, сдвиг (собственно рез), скол. При этом, как раз на этапе вмятия и наблюдается плавное увеличение силы резания.

Таким образом, опираясь на результаты работы [4], можно предположить, что процесс вмятия сопровождается упругой деформацией станины ножниц, а ее учет в ходе математического моделирования позволит приблизить результаты теоретических решений к экспериментальным и расширить представление о ходе процесса резки.

Целью данной работы является оценка влияния упругой деформации станины ножниц в процессе горячей резки на результаты математического моделирования МКЭ для обеспечения максимального соответствия результатов моделирования и экспериментальных данных.

Для достижения указанной цели использовали конечно-элементную математическую модель (на базе программного комплекса ABAQUS), описывающую плоскую задачу резки параллельными ножами и учитывающую жесткость станины. Результаты моделирования сравнивали с результатами ранее проводившихся лабораторных исследований по определению влияния технологических параметров процесса резки металла на ножницах с параллельным резом на величину удельной работы [3].

Модель (рис. 1) состоит из трех абсолютно жестких недеформируемых тел – прижим, верхний и нижний ножи, а также деформируемого бруса, моделирующего лист и отрезаемую кромку. С целью учета упругой деформации станины в модель введен упругий элемент, а для исключения значительных динамических колебаний – вязкий демпфер.

При этом, по аналогии с реальной конструкцией лабораторных ножниц с нижним резом движение сообщается одновременно нижнему ножу и прижиму, тогда как верхний нож может смещаться, только преодолевая жесткость (упругую деформацию) станины.

Деформируемый брус представляет собой сетку из изопараметрических четырехугольных линейных элементов с редуцированной схемой интегрирования, имеющих свойства сплошной деформируемой среды в условиях плоской деформации.

Для описания пластического течения материала заготовки использовали соотношение Восе [4], поскольку авторами было установлено, что применительно к моделированию МКЭ процесса горячей резки на ножницах эта модель является

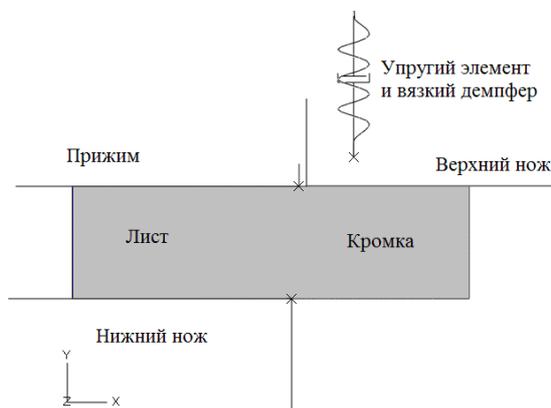


Рис. 1. Общий вид модели резки параллельными ножами с учетом упругой деформации станины

наиболее эффективным видом функции аппроксимирующей поведение материала в процессе деформирования.

Учитывая, что процесс резки сопровождается большими пластическими деформациями, в ходе математического моделирования использовали процедуру адаптации сетки в формулировке Лагранжа-Эйлера [7]. Инструменты моделировали как аналитические недеформируемые поверхности. Трение между контактными поверхностями моделирует закон трения

Кулона. При этом коэффициент трения является величиной постоянной, характеризующей связь между контактным давлением и эквивалентным касательным (контактным) напряжением.

На левую боковую поверхность бруса накладывали ограничение по его перемещению вдоль оси X.

Разрушение материала моделировали методом исключения элементов из расчета, после исчерпания ресурса пластичности в соответствии с диаграммой пластичности [7].

Исходными данными для расчета были приняты следующие: толщина разрезаемого листа – 10 мм, ширина отрезаемой кромки – 15 мм, номинальная температура процесса – 650°C, скорость резки – 28 мм/с.

Учитывая, что на базе данной модели решается плоская задача, то жесткость станины ножиц участвующую в расчетах определяли как величину приведенную к единице ширины разрезаемой заготовки.

Как показал ход моделирования на этапе вмятия наблюдается рост силы резания, однако внедрение ножей в металл увеличивается незначительно, поскольку происходит упругая деформация станины (рис. 2).

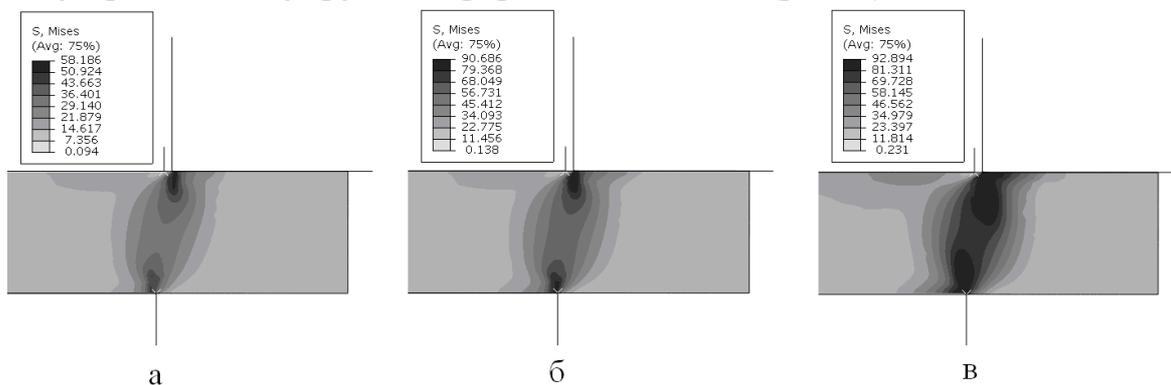


Рис. 2. Эпюры распределения напряжений по Мизесу на различных этапах вмятия: а – 0,02 с; б – 0,04 с; в – 0,06 с

По результатам моделирования были получены зависимости изменения во времени силы резания, приходящейся на 1 мм ширины и величины внедрения ножей в металл.

Для сравнения экспериментальных и теоретических данных на рис. 3 представлены зависимости изменения во времени силы резания, а на рис. 4 величины внедрения ножей в металл.

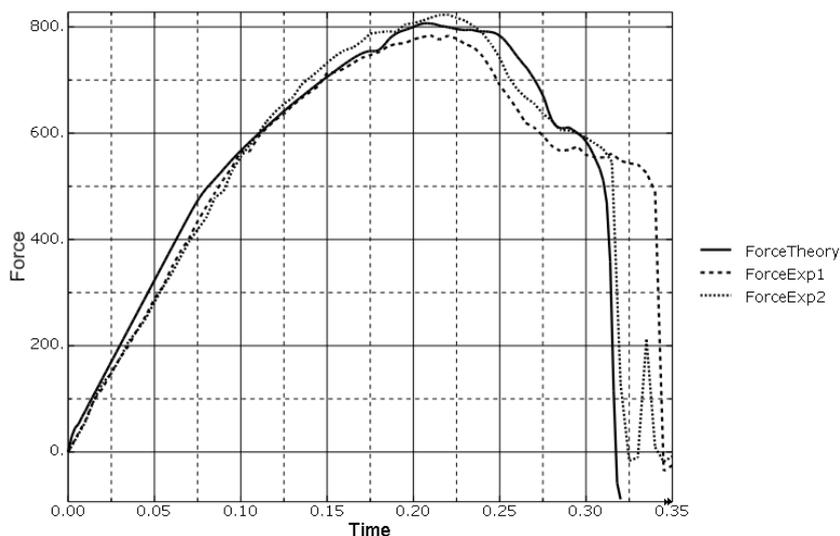


Рис. 3. Зависимости изменения во времени силы резания, приходящейся на 1 мм ширины по результатам экспериментов (ForceExp1 и ForceExp2) и моделирования (ForceTheory)

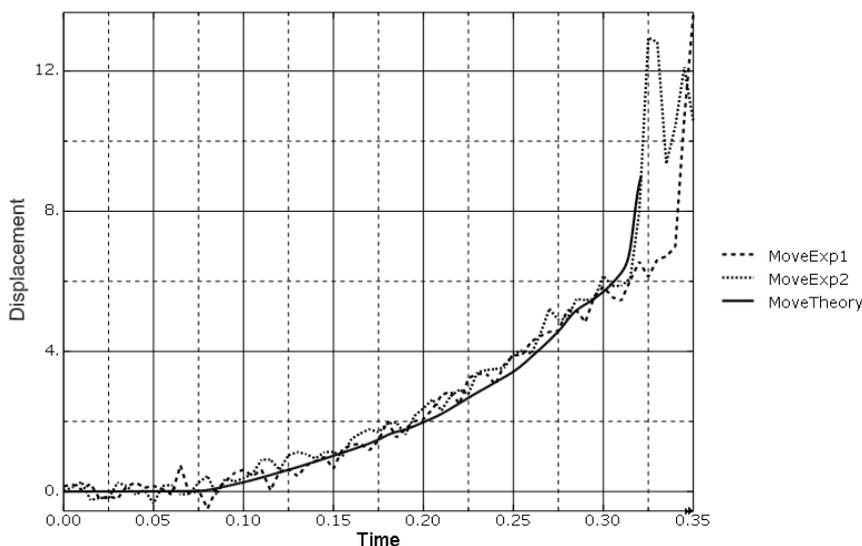


Рис. 4. Зависимости изменения во времени величины внедрения ножей в металл по результатам экспериментов (MoveExp1 и MoveExp2) и моделирования (MoveTheory)

Как можно видеть из представленных зависимостей результаты моделирования в целом хорошо согласуются с экспериментальными данными. Однако, на этапе собственно реза можно наблюдать некоторое отличие по силе резания (см. рис. 3), что можно объяснить недостаточно исследованным механизмом разупрочнения и разрушения материала для данной марки стали (A36) при данной температуре. При этом следует указать, что в качестве диаграммы пластичности, согласно которой моделируется процесс разрушения, была взята диаграмма для стали близкой по химическому составу стали 09Г2С, поскольку найти такие данные для марки A36 при температуре резки не представляется возможным.

Еще одним немаловажным фактором при оценке адекватности полученных решений является формообразование свободных поверхностей. Так на рис. 5 для сравнения представлены формы профиля заготовки по результатам моделирования и после резки параллельными ножами. При этом можно утверждать, что имеет место очень хорошая сходимость между теоретическим решением и экспериментом.

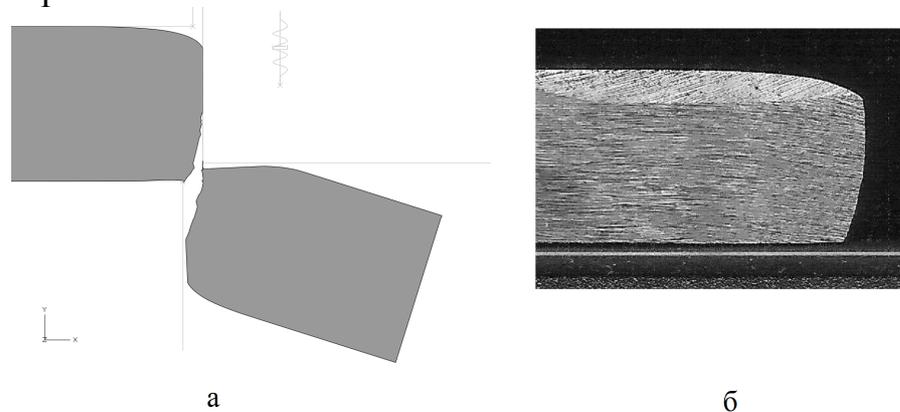


Рис. 5. Форма профиля заготовки по результатам моделирования (а) и после резки параллельными ножами (б)

Таким образом, полученные результаты указывают на необходимость учета упругой деформации станины с целью получения более адекватных теоретических решений.

Выводы: учет упругой деформации станины ножниц в ходе математического моделирования позволяет приблизить результаты теоретических решений к экспериментальным и расширить представление о ходе процесса резки; стадия вмятия ножей в металл сопровождается упругой деформацией станины ножниц, что оказывает влияние на характер нарастания силы резания; на этапе вмятия наблюдается рост силы резания, однако внедрение ножей в металл увеличивается незначительно; необходимы дополнительные экспериментальные и теоретические исследования с целью уточнения механических и пластических свойств металлов в горячем состоянии.

Результаты работы могут быть использованы при дальнейших исследованиях процесса горячей резки металла на ножницах.

Список литературы: 1. Liu G. R. The Finite Element Method: A Practical Course / G. R. Liu, S. S. Quek. – 2003. – 348с. 2. Боровик П. В. Развитие методов численного моделирования процессов резки металла на дисковых ножницах / П. В. Боровик. / Сборник научных трудов / ДГМИ. – Алчевск, 2006. – Вып. 22. – С. 166-172. 3. Боровик П. В. Совершенствование технологии и оборудования процесса продольной резки толстых горячекатаных листов на дисковых ножницах : дис. на соискание учен. степени канд. техн. наук, спец. 05.03.05 / Боровик Павел Владимирович. – Краматорск, 2008. – 225 с. 4. Боровик П. В. Выбор аппроксимации механических свойств при математическом моделировании процесса горячей резки на ножницах / П. В. Боровик, В. А. Луценко // *Металлургические процессы и оборудование* – Донецк, – 2011, – 2(24) – С. 5-9. 5. Целиков А. И. Прокатные станы : учебник для вузов / А. И. Целиков, В. В. Смирнов. – М. : Metallurgizdat, 1958. – 432 с. 6. Королев А. А. Конструкция и расчет машин и механизмов прокатных станов / А. А. Королев. – М. : Metallurgiya, 1985. – 375 с. 7. Wisselink H. H. Title: Analysis of Guillotining and Slitting, Finite Element Simulations. Ph.D-Thesis / H. H. Wisselink. – Twente, The Netherlands, 2000.

СЕРЕДА Б.П., докт. техн. наук, проф., ЗГИА, Запорожье
КОВАЛЕНКО А.К., ассистент, ЗГИА, Запорожье
БЕЛОКОНЬ Ю.А., канд. техн. наук, доц., ЗГИА, Запорожье
БАБАЧЕНКО Е.В., аспирант, ЗГИА, Запорожье

РАЗРАБОТКА МАТЕМАТИЧЕСКИХ МОДЕЛЕЙ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ МЕТАЛЛА, ОБЕСПЕЧИВАЮЩИХ КОМПЛЕКСНУЮ ТЕХНИКО-ЭКОНОМИЧЕСКУЮ ОЦЕНКУ ИССЛЕДУЕМЫХ ПРОЦЕССОВ

На основе решения конечно-элементной задачи в рамках выделенных элементарных объемов, полученных путем разбиения очага деформации по его ширине и длине, получили развитие математические модели напряженно-деформированного состояния металла при горячей прокатке относительно толстых заготовок на обжимных станах.

На основі вирішення кінцево-елементної задачі в рамках виділених елементарних об'ємів, отриманих шляхом розбивки осередку деформації по його ширині й довжині, одержали розвиток математичні моделі напружено-деформованого стану металу при гарячій прокатці товстих заготовок на обтискних станах.

Based on the solution of finite-element problem within the bounds of dedicated primary volumes received by partitioning the deformation site by its width and length, the development of mathematical model of metal deformation mode by hot rolling of high bars on rolling mill was found.

В настоящее время область применения метода конечных элементов очень обширна и охватывает все физические задачи, которые могут быть описаны дифференциальными уравнениями. Наиболее важным преимуществом метода конечных элементов, благодаря которому он широко используется, является то, что свойства материалов смежных элементов не должны быть обязательно одинаковыми [1].

Сопоставление методик для расчета энергосиловых параметров процесса горячей прокатки относительно толстых заготовок, и, в частности, коэффициента напряженного состояния, свидетельствует о возможности применения метода конечных элементов, а, применительно к данному случаю, и использования конечно-элементного пакета Abaqus для проведения многоцелевого инженерного анализа [2].

Постановка и решение задачи моделирования выполнялись в соответствии с принятым допущением о возможности разбиения процесса прокатки на процесс осадки валками заготовки и непосредственно прокатки при помощи придания вращательного движения валкам. В качестве исходный параметров построения модели были заданы геометрические параметры профиля валка с последующим вращением вокруг оси для создания объёмной модели, а также задан профиль прокатываемой относительно толстой заготовки с дальнейшей вытяжкой профиля на заданную длину. При этом сами валки моделировались как абсолютно жёсткие аналитические поверхности (analytical rigid), а прокатываемая заготовка – восьмиузловыми твердотельными элементами с деформацией и редуцированной схемой интегрирования. Расчёт вёлся с использованием ABAQUS/Explicit –

модуля анализа сильно нелинейных переходных динамических процессов, который использует явную схему интегрирования метода конечных элементов. На валки для первого шага осадки накладывались ограничения степеней свободы с возможностью лишь обеспечения непосредственно осадки. Затем возможность линейного перемещения запрещалась, но разрешалась возможность свободного вращения вдоль оси валков. Вращение задавалось приданием заданной скорости для недеформируемого элемента в точке (reference point). Материал заготовки моделировался при помощи задаваемых параметров: модуля упругости первого рода, плотности и параметров пластической деформации. При решении задачи пренебрегали динамическими явлениями захвата металла валками, что существенно снизило время расчета.

Результатами математического моделирования являются изменение гидростатического напряжения, распределение нормальных и касательных напряжений, а также деформаций растяжения и сдвига по всему объему заготовки. По этим данным выполняется расчет интенсивности деформаций и нормальных напряжений осевой и угловой зоны, центра боковых и контактных граней – точки 1–4 (см. рис 1). Исходя из значений интенсивности деформаций, полученных в относительных единицах, делался расчет степени деформации сдвига и степень использования запаса пластичности.

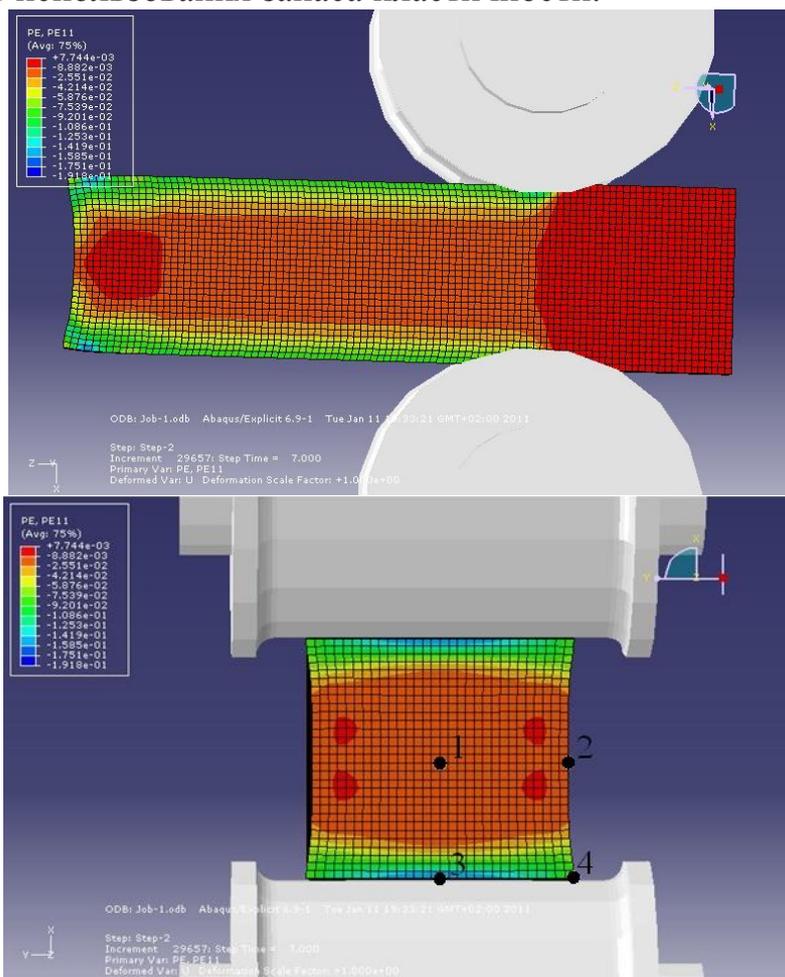


Рис. 1. Расчетное распределение линейной деформации ϵ_x при прокатке относительно толстых заготовок: $h_0 = 520\text{мм}$; $h_1 = 470\text{мм}$; $R = 450\text{мм}$; $f = 0,35$; $t = 1150^\circ\text{C}$; сталь 12X18H10T

При расчете значений степени использования запаса пластичности для условий горячей прокатки относительно толстых заготовок из малопластичной стали 12X18H10T использовали данные о предельной пластичности металла, которые были графически отображены М. В. Березиным (рис. 2, а) [3]. При помощи пакета прикладных программ для решения задач технических вычислений аппроксимируем полученные кривые поверхностью (см. рис. 2, б), которая задана следующим уравнением:

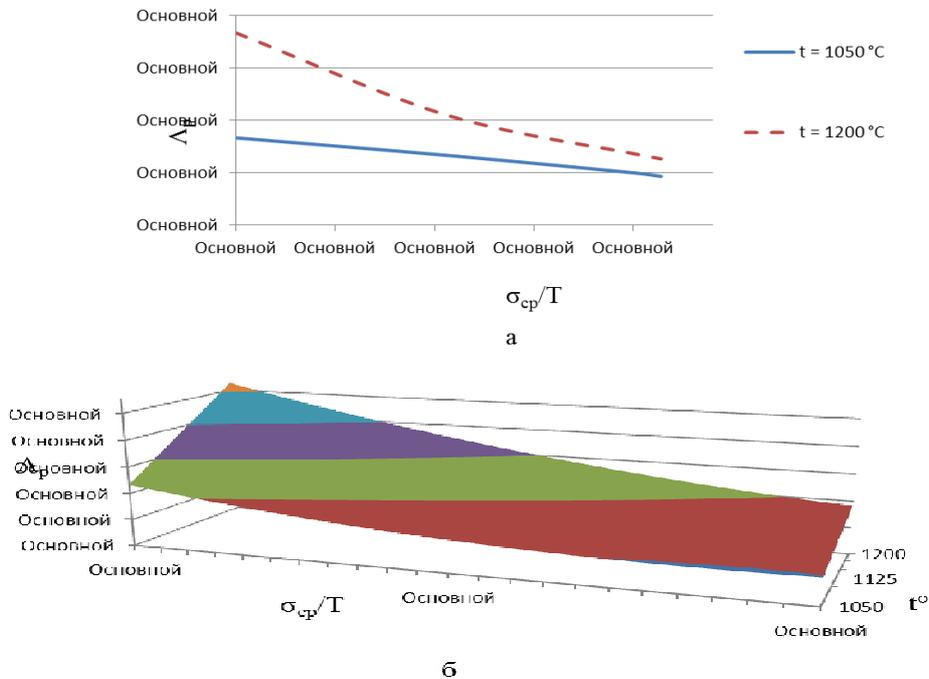


Рис. 2. Зависимость предельной степени деформации образцов литой стали 12X18H10T от коэффициента жесткости схемы напряженного состояния, и температуры: а – данные, полученные М. В. Березиным [3], б – данные, аппроксимированные автором

$$\Lambda_p = -36,58 + 0,41t + 21,51\sigma_{cp} / T - 0,026t \cdot \sigma_{cp} / T + 5,24(\sigma_{cp} / T)^2, \quad (1)$$

где $T = \sigma_1 / \sqrt{3}$ - интенсивность касательных напряжений, МПа; $\sigma_{cp} = (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) / 3$ - гидростатическое напряжение, МПа; t – температура деформирования.

Из вышеизложенного следует вывод о том, что для определения степеней деформации сдвига и запаса пластичности в любой точке по всему объему заготовки использование конечно-элементный пакета Abaqus реально и целесообразно.

Список литературы: 1. Теоретичні основи обробки металів тиском : Монографія : У 2т. / Б. М. Люкович, А. П. Огурцов, М. Є. Нехаєв, С. В Єршов. – Дніпропетровськ: РВА «Дніпро-ВАЛ», 2002, – Т.2. – 485 с. 2. Belytschko T. Nonlinear Finite Elements for Continua and Structures / T. Belytschko, W. K. Lin, B. Moran, 2001. – 668р. 3. Березин А. В. Влияние повреждений на деформационные и прочностные характеристики твердых тел / А. В. Березин – М. : Наука. – 1990. – 134 с. 4. Kataoka K. Process Computer System of Chiba Slubbing Mill and its Operation / K. Kataoka, K. Katayama, T. Nukui // Kawasaki Steel Technical Report. – 1978. – vol. 10. – №2–3. – p.200–209.

КАПЛАНОВ В.И., докт. техн. наук, проф., ПГТУ, Мариуполь
ПРИСЯЖНЫЙ А.Г., ст. препод., ПГТУ, Мариуполь

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ЗАВИСИМОСТИ ПОКАЗАТЕЛЕЙ КОНТАКТНОГО ТРЕНИЯ ОТ ФАКТОРОВ ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКИ ТОНКОЛИСТОВОЙ СТАЛИ С ТЕХНОЛОГИЧЕСКИМИ СМАЗКАМИ

В статье на основе современной молекулярно-физической теории граничного трения и динамики холодной тонколистовой прокатки предложен и реализован применительно к конкретным условиям деформации алгоритм математического моделирования изменения показателей контактного трения в зависимости от основных факторов. Также уточнена методика количественной оценки мощности сил контактного трения при холодной прокатке тонких полос.

Ключевые слова: поверхностно-активные вещества, сила, трение, модель, опережение, давление, сопротивление деформации, мощность.

У статті на основі сучасної молекулярно-фізичної теорії граничного тертя і динаміки холодного тонколистового прокатування запропонований і реалізований стосовно конкретних умов деформації алгоритм математичного моделювання зміни показників контактного тертя залежно від основних чинників. Також уточнена методика кількісної оцінки потужності сил контактного тертя при холодній прокатці тонких штаб.

Ключові слова: поверхнево-активні речовини, сила, тертя, модель, випередження, тиск, опір деформації, потужність.

In the article on the basis of modern the molecular-physical theory of border friction and dynamics of the cold thin-sheet rolling offered and realized as it applies to the concrete terms of deformation algorithm of mathematical design of change of indexes of contact friction depending on basic factors. The method of quantitative estimation of power of forces of friction is also specified at the cold rolling of thing bars.

Keywords: superficially active matters, force, friction, model, passing, pressure, resistance deformation, power.

Введение. Контактное трение существенно влияет на процесс холодной тонколистовой прокатки, определяя его деформационные, кинематические и энергосиловые параметры, воздействующие на точность геометрических размеров проката, устойчивость работы прокатного стана и др. Поэтому важной задачей является математическое моделирование зависимости показателей контактного трения от основных факторов и определение на его основе оптимальных условий деформации металла.

Анализ последних публикаций и постановка проблемы. Изучению контактного трения при обработке металлов давлением посвящены фундаментальные работы [1,2], в которых отсутствуют данные по высокоскоростной холодной прокатке тонких полос с технологическими смазками, отвечающей современной мировой тенденции развития производства проката [3]. При этом анализ монографии [3] показывает, что решение задачи по определению показателей контактного трения на основе использования классических математических моделей контактных касательных напряжений,

представленных в публикации [4], и дифференциального уравнения равновесия совместно с условием пластичности, рассмотренных авторами издания [5], не обеспечивает получение результатов, учитывающих особенности высокоскоростной холодной тонколистовой прокатки. Также следует отметить необходимость в дальнейшем уточнении приведенных в литературе [6] формул для расчета работы и мощности сил контактного трения, позволяющих оценить эффективность режима холодной прокатки тонких полос с позиций снижения затрат энергии на сопротивление металла пластической деформации. Кроме того, при объяснении механизма контактного трения в очаге деформации при обработке металлов давлением с технологическими смазками целесообразно исходить из положений молекулярно-физической теории граничного трения, разработанной автором работы [7].

Формулировка цели статьи. Целью данной публикации является уточнение на основе молекулярно-физической теории граничного трения и динамики высокоскоростной холодной прокатки тонких полос качественных и количественных математических моделей показателей контактного трения, а также разработка и реализация алгоритма математического моделирования этих показателей применительно к конкретным условиям деформации металла с последующим анализом полученных результатов.

Изложение основного материала статьи. Поверхностно-активные вещества, входящие в состав технологических смазок, играют основную роль в создании режимов граничного трения при холодной тонколистовой прокатке. При этом в соответствии с молекулярно-физической теорией, изложенной в литературе [3,7], действие смазки в процессе трения объясняется формированием на поверхности валков и прокатываемой полосы граничных слоев, обладающих достаточно высокой прочностью и, таким образом, повышенным сопротивлением к нормальному давлению и легкостью тангенциального скольжения, в результате чего сдвиговая деформация локализуется в тончайшем поверхностном слое. Варьируя содержанием в смазке поверхностно-активных компонентов, можно определить ее оптимальный состав и управлять процессом трения, оказывая заметное влияние на деформационные, кинематические, энергосиловые и физические параметры, в конечном счете определяющие эффективность прокатки.

Прокатка тонких полос на непрерывных станах осуществляется, когда в каждом очаге деформации при контакте рабочих валков с полосой происходит ее обжатие под влиянием смазки с полярными молекулами, создающими в условиях установившегося режима деформации равновесную динамическую систему при постоянной миграции полярных молекул по поверхности валков и полосы [3]. При этом прокатка полос во всех рабочих клетях осуществляется в режиме гетерогенного (неоднородного) трения. Представление о молекулярно-физической модели граничного трения [7] позволяет классифицировать режим гетерогенного трения по его основным видам (см. рис.1) при пластической деформации на контактной поверхности между металлом и валками, в результате которого формируется общее сопротивление движению частиц металла по

поверхности валков. Силу трения такого сопротивления можно представить в следующем виде [3]:

$$F = x_1 F_{\text{гд}} + x_2 F_{\text{р.гд}} + x_3 F_{\text{ккр}} + x_4 F_{\text{плс}} + x_5 F_{\text{р.гр}} + x_6 F_{\text{юв}} + x_7 F_{\text{мол}}, \quad (1)$$

где $F_{\text{гд}}$ – сила гидродинамического трения;

$F_{\text{р.гд}}$ – сила рубежного гидродинамического трения;

$F_{\text{ккр}}$ – сила трения в квазикристаллическом граничном слое;

$F_{\text{плс}}$ – сила трения в пластифицированном граничном слое;

$F_{\text{р.гр}}$ – сила рубежного граничного трения;

$F_{\text{юв}}$ – сила трения ювенильных поверхностей;

$F_{\text{мол}}$ – сила молекулярного сцепления металла с инструментом;

$x_1, x_2, x_3, \dots, x_7$ – соответственно часть площади от общей контактной площади, на которой осуществляется конкретный режим трения.

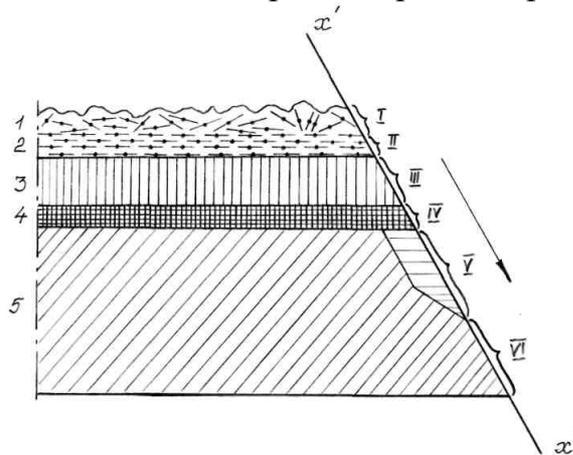


Рис. 1. Модель структуры граничного слоя, образованного на металлической поверхности, промасленной активной смазкой [3,7]:

1 – жидкая фаза смазки, 2 – слой молекул нематического скольжения;

3 – квазикристаллический слой молекул; 4 – пластифицированный слой металла; 5 – металлическая основа.

Режимы трения: гидродинамический (I); рубежный гидродинамический (II); граничный, который состоит из трения в квазикристаллическом слое молекул (III) и в пластифицированном слое металла (IV); рубежный граничный (V) и ювенильный (VI); $x-x$ – условная линия движения инструмента по стрелке

Приведенная многофункциональная зависимость контактного трения может быть полезная для качественного описания механизмов взаимодействия твердых тел в присутствии третьей фазы между ними – технологической смазки, содержащей поверхностно-активные компоненты, и претендует на систематизацию строения структуры приконтактного слоя, что придает более определенное содержание понятию о граничном трении.

Количественная оценка контактного трения при холодной прокатке тонких полос возможна по очень многим показателям, основными из которых являются: опережение S_{on} ; коэффициент опережения k_{on} ; показатель условий контактного трения δ_p или δ ; показатель протяжности зоны опережения очага деформации γ/α ; коэффициент контактного трения f_p или f ; среднее давление металла на валки p ; работа и мощность сил контактного трения A_{TP} и N_{TP} соответственно. При этом индекс в обозначениях коэффициента контактного трения и показателя условий

контактного трения значит, что за основу при их определении взят закон Г.Амонтона.

Следует обратить внимание на то, что к основным факторам, от которых зависит контактное трение при холодной тонколистовой прокатке, в первую очередь относятся интенсивность деформации, окружная скорость валков и вид технологической смазки. Другие факторы, влияющие на условия трения в очаге деформации, в той или иной мере связаны с уже отмеченными выше, а потому их можно считать второстепенными.

Указанные ранее показатели контактного трения при холодной прокатке тонких полос рассчитываются на основе теоретических положений современной динамики листопрокатного производства, детально изложенных в работах [3,8], по заданному в необходимых пределах, полученному экспериментальным путем или определенному аналитическим способом опережению в соответствии со следующим алгоритмом (для упрощения математического описания алгоритма принято, что напряжения переднего и заднего натяжения полосы равны нулю; влияние динамического эффекта на процесс прокатки с относительно небольшими скоростями мало и им можно пренебречь):

1) определяются деформационные параметры: коэффициент обжатия, абсолютное обжатие, интенсивность деформации за пропуск, суммарная интенсивность деформации, относительное обжатие за пропуск, суммарное относительное обжатие, а также средняя арифметическая толщина полосы в очаге деформации соответственно по формулам:

$$\lambda = \frac{H_i}{h_i}, \quad (2)$$

$$\Delta h = H_i - h_i, \quad (3)$$

$$e_i = \frac{2}{\sqrt{3}} \ln \frac{H_i}{h_i}, \quad (4)$$

$$e_{ic} = \frac{2}{\sqrt{3}} \ln \frac{H_0}{h_i}, \quad (5)$$

$$\varepsilon = \frac{H_i - h_i}{H_i} 100, \quad (6)$$

$$\varepsilon_c = \frac{H_0 - h_i}{H_0} 100, \quad (7)$$

$$h_{cp} = \frac{H_i + h_i}{2}, \quad (8)$$

где i – номер пропуска;

H_i – толщина полосы до пропуска, мм;

h_i – толщина полосы после пропуска, мм;

H_0 – толщина подката, мм.

2) определяются показатель протяженности зоны опережения очага деформации (показатель протяженности зон очага деформации), а также скорость прокатки соответственно по формулам:

$$\frac{\gamma}{\alpha} = \sqrt{\frac{S_{on}}{\lambda - 1}} \quad (9)$$

$$v = v_e (1 + S_{on}) \quad (10)$$

где S_{on} – опережение;

v_e – линейная скорость валков, м/с.

3) определяются коэффициент опережения (коэффициент обжатия в зоне опережения очага деформации), а также показатели условий контактного трения на основе закона трения Г. Амонтона и условия трения Э.Зибеля соответственно по формулам:

$$k_{on} = 2 - \sqrt{1 - \frac{1}{\delta_p} [(\delta_p - 1) \ln \lambda]} \quad (11)$$

$$\delta_p = \frac{1}{1 - 2\sqrt{\frac{S_{on}}{\lambda - 1}}} \quad (12)$$

$$\delta = \delta_p [2,3 - 0,19(\lg v + 1) \lg e_{ic}] \quad (13)$$

4) определяется сопротивление полосы деформации до прокатки:

$$2k_0 = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_{T0} \quad (14)$$

где σ_{T0} – предел текучести материала полосы до пропуска, МПа.

5) определяется среднее сопротивление полосы деформации при прокатке в данном пропуске:

$$2k_{cp} = 2k_0 + \left(\frac{2}{\sqrt{3}}\right)^{n+1} \frac{\Pi}{n+1} \frac{\left(\ln \frac{H_0}{h_i}\right)^{n+1} - \left(\ln \frac{H_0}{H_i}\right)^{n+1}}{\ln \frac{H_i}{h_i}} \quad (15)$$

где Π – модуль упрочнения материала полосы, МПа;

n – показатель интенсивности упрочнения материала полосы.

6) определяются среднее давление металла на валки, показатель геометрической формы очага деформации по толщине, а также коэффициент трения на основе условия трения Э.Зибеля (коэффициент пластического трения) соответственно по формулам:

$$p = \frac{2k_{cp}}{\lambda - 1} \left\{ \delta(\lambda + 1) - k_{on} \left[\ln \lambda^{\delta-1} + 2\delta(1 - \ln k_{on}) \right] \right\} \quad (16)$$

$$\Pi_\phi = \frac{l_{\phi c}}{h_{cp}} \quad (17)$$

$$f = \frac{\alpha_c \delta}{2} \quad (18)$$

где $l_{\phi c}$ – длина дуги контакта металла с валками с учетом упругой деформации последних;

α_c – угол контакта металла с валками с учетом упругой деформации последних.

Угол и длина дуги контакта полосы с валками с учетом упругой деформации последних определяются по уточненной методике, предложенной в литературе

[9]. Сила, момент, работа, а также мощность прокатки, значение которых может быть использовано при оценке энергетической эффективности процесса холодной прокатки тонких полос, рассчитываются по классическим формулам теории прокатки, которые изложены в работах [3,5,8].

Работа сил контактного трения при холодной прокатке тонких полос может определяться по уточненным математическим моделям, выведенным в публикации [9] и соответствующим реальным условиям получения холоднокатаной тонколистовой стали. Для количественной оценки мощности сил контактного трения использовали следующее общее уравнение теории пластической деформации металлов [6]:

$$N_{\tau} = 2 \iint_F \tau_{\kappa} \Delta \mathcal{V} dF, \quad (19)$$

где F – площадь контактной поверхности;

τ_{κ} – контактное касательное напряжение (напряжение силы контактного трения);

$\Delta \mathcal{V}$ – скорость скольжения металла по контактной поверхности;

dF – дифференциал площади контактной поверхности.

При этом контактное касательное напряжение и скорость скольжения металла по контактной поверхности в самом общем случае определяются так [6]:

$$\tau_{\kappa} = \sqrt{\tau_x^2 + \tau_y^2}, \quad (20)$$

$$\Delta \mathcal{V} = \sqrt{(\Delta \mathcal{V}_x)^2 + \mathcal{V}_y^2}, \quad (21)$$

где τ_x – продольная составляющая контактного касательного напряжения;

τ_y – поперечная составляющая контактного касательного напряжения;

$\Delta \mathcal{V}_x$ – продольная составляющая скорости скольжения металла по контактной поверхности;

\mathcal{V}_y – поперечная составляющая скорости скольжения металла по контактной поверхности.

При холодной тонколистовой прокатке ширина полосы остается постоянной (уширение полосы отсутствует), поэтому $\tau_y=0$, $\mathcal{V}_y=0$, $\tau_{\kappa}=\tau_x$, $\Delta \mathcal{V}=\Delta \mathcal{V}_x$. Тогда с учетом того, что дифференциал площади контактной поверхности

$dF = BR_c d\varphi = B \frac{l_{oc}^2}{\Delta h} d\varphi$, формула (19) преобразуется к виду:

$$N_{\tau} = 2B \frac{l_{oc}^2}{\Delta h} \int_0^{\alpha_c} \tau_x \Delta \mathcal{V}_x d\varphi, \quad (22)$$

где B – ширина полосы;

R_c – радиус упругодеформированного рабочего вала, определяемый в соответствии с методикой [9];

Δh – абсолютное обжатие полосы;

$d\varphi$ – дифференциал текущего угла в очаге деформации.

Переменное по длине очага деформации напряжение силы контактного трения в функции от текущей по длине деформационной зоны валков интенсивности деформации металла (или текущего коэффициента обжатия) равно [3,8]:

$$\tau_x = f \left[2k_0 + \frac{2}{\sqrt{3}} \Pi \left(\frac{2}{\sqrt{3}} \ln \lambda_x \right)^n \right], \quad (23)$$

где λ_x – текущий коэффициент обжатия полосы.

С помощью уравнения (23) получаются математические модели для расчета среднеинтегральных значений контактных касательных напряжений в зонах отставания и опережения очага деформации. При этом продольная составляющая скорости скольжения металла по контактной поверхности при холодной прокатке тонких полос может быть определена на основе условия постоянства секундных объемов или уравнения движения массы металла [3,5,6,8].

После соответствующих математических преобразований получаются следующие модели для расчета мощности сил контактного трения в зонах опережения и отставания очага деформации:

$$N_{\tau.от} = 4fk'B\mathcal{V}'_s \frac{l_{oc}}{\Delta h} \left\{ \Delta h - \sqrt{h\Delta h} \left[\sqrt{k_{on}-1} + k_{on} \cos \left(\frac{\sqrt{h\Delta h}(k_{on}-1)}{l_{oc}} \right) \left(\arctg \sqrt{\frac{\Delta h}{h}} - \arctg \sqrt{k_{on}-1} \right) \right] \right\}, \quad (24)$$

$$N_{\tau.оп} = 4fk''B\mathcal{V}''_s l_{oc} \sqrt{\frac{h}{\Delta h}} \left\{ k_{on} \cos \left(\frac{\sqrt{h\Delta h}(k_{on}-1)}{l_{oc}} \right) \arctg \sqrt{k_{on}-1} - \sqrt{k_{on}-1} \right\}, \quad (25)$$

где h – толщина полосы после пропуска, мм.

При этом средние значения сопротивления металла деформации в зонах отставания и опережения деформационной зоны будут равны:

$$2k' = 2k_0 + \left(\frac{2}{\sqrt{3}} \right)^{n+1} \cdot \frac{\Pi}{n+1} \cdot \left(\ln \frac{H}{h_\gamma} \right)^n, \quad (26)$$

$$2k'' = 2k_0 + \left(\frac{2}{\sqrt{3}} \right)^{n+1} \cdot \frac{\Pi}{n+1} \cdot \frac{\left(\ln \frac{H}{h} \right)^{n+1} - \left(\ln \frac{H}{h_\gamma} \right)^{n+1}}{\ln \frac{h_\gamma}{h}},$$

где H – толщина полосы до пропуска.

Приведенные выше многофункциональные математические модели (24)-(26) могут быть применены для определения мощности сил контактного трения в зависимости от всех основных факторов холодной тонколистовой прокатки с учетом неравномерности распределения напряжений сил контактного трения по длине деформационной зоны валков.

При апробации описанного выше алгоритма в качестве исходных были взяты данные холодной прокатки полос размером $H \times B = 3,09 \times 60,0$ мм из конструкционной стали марки 08кп на лабораторном стане 300 со скоростью 18 м/с [3]. На рис. 2 и 3 в качестве примера приведены результаты математического моделирования изменения показателя условий контактного трения и показателя протяженности зоны опережения очага деформации от суммарной интенсивности деформации.

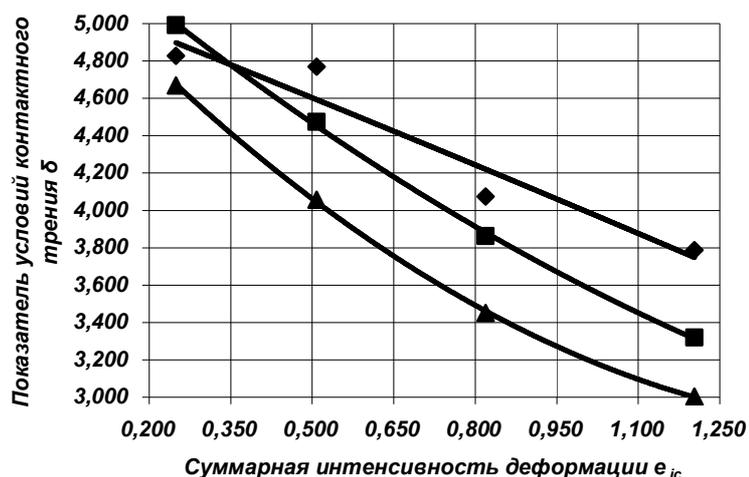


Рис.2. Зависимость показателя условий контактного трения от суммарной интенсивности деформации при прокатке на стане 300 со скоростью 18м/с полос стали 08кп размером НхВ=3,09х60 мм с водной эмульсией концентрации 2,5%(◆—◆), 5,0% (■—■) и 10% (▲—▲)

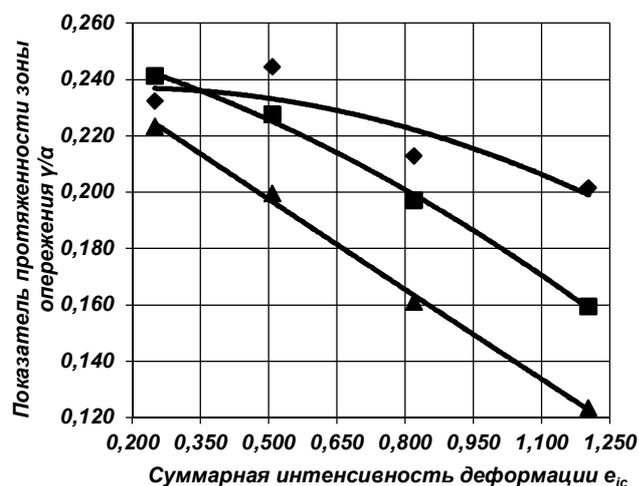


Рис. 3. Зависимость показателя протяженности зоны опережения от суммарной интенсивности деформации при прокатке на стане 300 со скоростью 18м/с полос стали 08кп размером НхВ=3,09х60 мм с водной эмульсией концентрации 2,5%(◆—◆), 5,0% (■—■) и 10%(▲—▲)

Анализ полученных результатов математического моделирования основных показателей контактного трения позволяет сделать следующие выводы:

1)увеличение концентрации водной эмульсии приводит к уменьшению показателей контактного трения;

2)коэффициент контактного трения по условию трения Э.Зибеля при увеличении суммарной интенсивности деформации уменьшается;

3)для условий прокатки с более концентрированной водной эмульсией (5 и 10%) увеличение суммарной интенсивности деформации приводит к уменьшению опережения; для условий прокатки с водной эмульсией 2,5%-ой концентрации наблюдается противоположный характер зависимости опережения от суммарной

інтенсивності деформації; близький к вище описанному характер залежності коефіцієнта опереження от суммарної інтенсивності деформації;

4) збільшення суммарної інтенсивності деформації приводить к зниженню показателів протяженності зони опереження и умов контактної тертя для умов прокатки с водними емульсіями всіх дослідованих концентрацій;

5) зменшення показателя протяженності зони опереження очага деформації за счет використання технологічної смазки сприяє зниженню середнього тиску металу на валки

Висновки: Розроблено алгоритм математичного моделювання залежності основних показателів контактної тертя от факторів холодної прокатки с технологічними смазками; уточнено методика розрахунку потужності сил контактної тертя; Проаналізовано вплив інтенсивності деформації тонких листів на умови контактної тертя в очага деформації.

Список літератури: 1. *Грудев А.П.* Тертя и смазки при обробці металів тиском : Справочник / *А.П. Грудев, Ю.В. Зильберг, В.Т. Тилик.* – М. : Металлургия, 1982. – 312с. 2. Контактное тертя в процесах обробки металів тиском / *А.Н. Леванов, С.П. Буркин, Б.Р. Кортак* [и др.] – М. : Металлургия. – 1976. – 416с. 3. *Капанов В.И.* Динамика и трибоника высокоскоростной тонколистовой прокатки. Мировая тенденция и перспектива : монографія / *В.И. Капанов.* – Мариуполь : Изд-во Рената, 2008. – 456с. 4. *Зильберг Ю.В.* Закон и модели пластического тертя / *Ю.В. Зильберг* // Изв. вузов. Черная металлургия. – 2000. – №11. – С.22-24. 5. Процесс прокатки / *М. А. Зайков, В. П. Полухин, А. М. Зайков, Л. Н. Смирнов.* – М. : МИСИС, 2004. – 640 с. 6. Процесс непрерывной прокатки / *В.Н. Выдрин, А.С. Федосиенко, В.И. Крайнов.* – М. : Металлургия. – 1970. – 456с. 7. *Ахматов А.С.* Молекулярная физика граничного тертя / *А.С. Ахматов.* – М.: Физматгиз, 1963. – 472с. 8. *Капанов В.И.* Теория высокоскоростной тонколистовой холодной прокатки металлов : Учеб. пособие/ *В.И. Капанов.* – К. : УМК ВО, 1991. – 72с. 9. *Капанов В.И.* Комплексная математическая модель работы сил контактної тертя при холодной прокатке тонких листів / *В.И. Капанов, А.Г. Присяжний* // Вестник Национального технического университета «ХПИ». Сборник научных трудов. Тематический выпуск : Новые решения в современных технологиях / НТУ «ХПИ». – Харьков, 2010. – Вып. 42. – С.59-63.

УДК 621.789

СМИРНОВ Є.М., докт. техн. наук, проф. ДонНТУ, Донецьк
БЕЛЕВІТІН В.О., докт. техн. наук, проф. ЮрГУ, Челябінськ
ІГНАТКОВ Р.С., магістр ДонНТУ, Донецьк
ГАЛУХІНА І.М., аспірантка ДонНТУ, Донецьк
ДОМБРОВСЬКИЙ Є.О., інженер ПАТ «ДМПЗ», Донецьк

К ПИТАННЮ ЩОДО ВПЛИВУ СУМАРНОЇ ВИТЯЖКИ НА ЗМІНУ МЕЖІ ПЛИНУ СТАЛІ 45 ПРИ ПРОКАТЦІ БЕЗПЕРЕРВНОЛИТИХ ЗАГОТОВОК В ПЕРШИХ ПРОХОДАХ

Наведені результати експериментального дослідження впливу величини сумарної витяжки μ_{Σ} на межу плинності $\sigma_{0,2}$ сталі 45 при прокатці безперервнолитих заготовок. В якості базового методу дослідження був прийнятий метод вивчення розподілу твердості НВ по перерізу темплетів вихідної заготовки і підкатів. Отримана графічна залежність $\sigma_{0,2} = f(\mu_{\Sigma})$. Встановлено, що до величини $\mu_{\Sigma} \approx 3,0$ спостерігається зростання величини $\sigma_{0,2}$ в середньому на 12,0 ... 20,0%.

Представлены результаты экспериментального исследования влияния величины суммарной вытяжки $\mu\Sigma$ на предел текучести $\sigma_{0,2}$ стали 45 при прокатке непрерывнолитых заготовок. В качестве базового метода исследования был принят метод изучения распределения твердости HB по сечению темплетов исходной заготовки и подкатов. Получена графическая зависимость $\sigma_{0,2} = f(\mu\Sigma)$. Установлено, что до величины $\mu\Sigma \approx 3,0$ наблюдается рост величины $\sigma_{0,2}$ в среднем на 12,0 ... 20,0%.

The results have been presented of an experimental study of the effect size on the total extract yield $\mu\Sigma$ strength $\sigma_{0,2}$ of steel 45 in the rolling of continuously harvesting. A basic method of research was adopted to study the distribution of hardness HB on platen section of the original billet and rolled up, after a different number of passes. A graphical dependence $\sigma_{0,2} = f(\mu\Sigma)$ have been gotten. It is established that up to a value $\mu\Sigma \approx 3,0$ observed the rise of the $\sigma_{0,2}$ on average 12,0 ... 20,0%.

1. Вступ

Підвищення якості готового прокату є одним з чинників розвитку металургійної промисловості, який забезпечує конкурентоспроможність прокату на світових ринках. Але досягнення конкурентоспроможності неможливо також і без підвищення продуктивності виробництва продукції, зменшення металоємності виробів, а також зменшення матеріальних та енергетичних витрат в рамках кожного з елементів технологічної системи “Сталь - Прокат - Металопродукція”.

Світовий досвід свідчить [1], що як при виробництві катанки, так прокату на сортових станах, сьогодні використовують тільки безперервнолиту заготовку. Якість прокату у цьому випадку визначається не стільки хімічним складом сталі, скільки сукупністю усіх наступних технологічних операцій, починаючи з виплавки та розливання сталі та закінчуючи умовами охолодження з прокатного нагріву. Керування технологічними параметрами на кожному з елементів системи “Сталь - Прокат - Металопродукція” в теперішній час може виконуватися у досить широкому інтервалі. Стосовно умов елемента “Прокат” це стало можливим завдяки втіленню на металургійних підприємствах сучасних високошвидкісних прокатних станів.

Але стани нового покоління, і в першу чергу системи керування їх роботою, потребують досить ретельного попереднього вивчення різних сторін процесу прокатки (формозміна, температурний режим та ін.) шляхом математичного моделювання з обов’язковою наступною розробкою рекомендацій щодо вибору інтервалів та регулювання основних технологічних параметрів. У цьому випадку експериментальні дослідження, які спрямовані на більш глибоке вивчення особливостей макроструктури безперервнолитої сортової заготовки з одночасною розробкою рекомендацій щодо їх подальшого урахування в математичних моделях процесу, мають актуальний характер.

2. Постановка проблеми

Відомо, що зі збільшенням товщини штаби вплив сил тертя на формування напруженого стану в осередку деформації зменшується [2]. При значеннях фактора форми $l_0/h_{cp} < 1$, яке є характерним для умов прокатки безперервнолитої заготовки перерізом від 100×100 мм до 150×150 мм в обтискних клітях сортових станів, сила тертя має вкрай малий вплив на середній контактний тиск [3]. У цьому випадку підчас визначення цього параметру коефіцієнт n'_c стає близьким

до 1. Головним чинником, що впливає на величину тиску, стають зовнішні зони (жорсткі кінці). В той же час, для розрахунку середнього контактного тиску з урахуванням зовнішніх зон існуючі теоретичні (залежності Луговського В.М., Прандтля Л.) або емпіричні (залежність Целікова О.І. та Смирнова В.В.) формули, потребують обов'язкового урахування особливостей макроструктури безперервнолитого сортового зливка [4], яка має певну аналогію з макроструктурою звичайного металургійного зливка.

Дослідження, які були виконані під час прокатки металургійних злиwkів у перших проходах [5], коли метал має великозернисту структуру та щільність, засвідчили, що його опір деформації нижче, ніж під час випробування малих зразків в лабораторних умовах. У зв'язку з цим довідкові значення σ_T потрібно помножити на корегуючий коефіцієнт масштабного фактора k_M , величина якого менше одиниці. За даними О.О. Дініка під час прокатки злиwkів на блюмінгу у перших проходах $k_M = 0,7 \dots 0,8$. По мірі збільшення ступеня накопиченої деформації величина k_M наближається до 1. Однак, коли значення витяжки наближається до 3, вплив масштабного чинника стає непомітним ($k_M \approx 1$) [3].

Вірогідно, виникнення подібного ефекту слід очікувати і під час прокатки безперервнолитих заготовок в обтискних проходах. У якості посереднього підтвердження цьому припущенню може бути використана інформація, щодо розподілу властивостей безперервнолитого блюма [6]. Однак рекомендацій щодо обрання значення коефіцієнту масштабного фактора k_M стосовно до умов обтискних проходів сортового стану носять вкрай обмежений характер в наслідок великої металоємності дослідження. Але отримання даних щодо розподілу механічних властивостей в перерізі безперервнолитої заготовки (та підкатів з неї) дозволяє в подальшому більш коректно враховувати початковий (після лиття) нерівномірний розподіл межі міцності σ_B і плину σ_T в перерізі заготовки при математичному моделюванні процесу її деформування шляхом прокатки з використанням методу кінцевих елементів (МКЕ).

3. Мета статті

Метою роботи є дослідження впливу величини сумарної витяжки μ_{Σ} під час прокатки на зміну властивостей металу безперервнолитої сортової заготовки, відлитої зі сталі 45.

4. Основна частина

Дослідження виконані шляхом натурального експерименту з подальшим визначанням зміни властивостей в лабораторних умовах.

Для проведення досліджень були вирізані темплети на різних етапах виробництва круглого профілю $\varnothing 42$ мм зі сталі 45 в умовах стану 500/370 ПАТ "ДМПЗ": заготовка, підкати після першого та четвертого проходів, кінцевий профіль. Параметри темплетів, наведені у таблиці 1.

В якості базового методу дослідження було обрано вивчення розподілу твердості НВ по перерізу зразка. Вибір даного методу було обумовлено тим, що можливо перевести рівень твердості в інші параметри, а саме σ_B та $\sigma_{0,2}$.

Виходячи з вищезазначеного на кожному з отриманих темплетів були виконані заміри твердості за методом Брінеля. В ході дослідження

використовували сферичний індентор $\varnothing 10$ мм. Рівень навантаження згідно рекомендаціям роботи [7] складав 100 Н.

Таблиця 1 - Характеристика умов отримання дослідних темп летів

Геометрія зразка	Номер проходу	Площа перерізу S , мм ²	Ступінь витягування, μ
	0	1 745 700	0
	1	1 533 500	$\mu_{\Sigma 1-2}=1,140$
	4	641 200	$\mu_{\Sigma 1-4}=2,810$
	13	138 500	$\mu_{\Sigma 1-13}=12,60$

Заміри твердості були зроблені на ділянці перерізу кожного з зразків, яка розташована на відстані 1/3 половини висоти від поверхні (рис. 1).

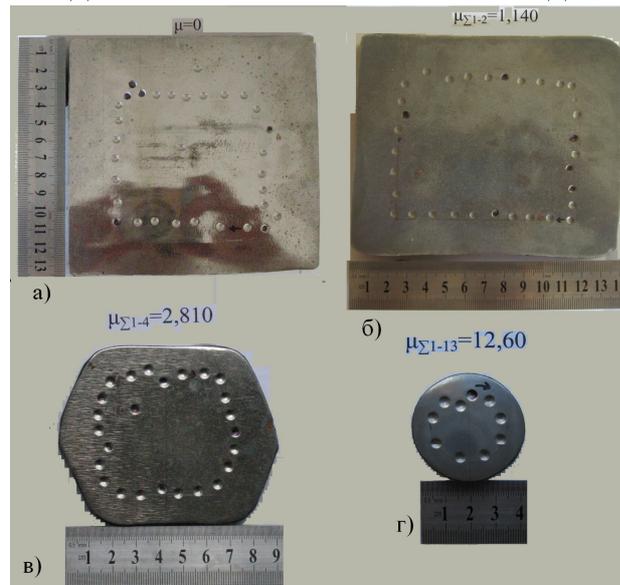


Рис. 1. Вид поверхні темплетів з відбитками індентора:
а) $\mu = 0$; б) $\mu = 1,14$; в) $\mu = 2,81$; г) $\mu = 12,6$.

Такий вибір місця виконання замірів обумовлено тим, що в безперервнолитих заготовках існує певна різниця між щільністю поверхневих та основних шарів металу. Результати виміру твердості в перерізі зразка наведені у таблиці 2.

Аналіз отриманих результатів свідчить, що одна з граней розкату відрізняється більшим рівним значень ніж інші. Це відбувається завдяки тому, що розкат, який транспортують до робочої кліті рольгангом, однією гранню постійно знаходиться в контактi з металевими роликami, що, в свою чергу, обумовлює більш швидке охолодження теплопередачею, ніж інші грані - конвекцією.

Таблиця 2 - Зміна твердості НВ в перерізі темплетів з різних стадій процесу прокатки

Ступінь витягування, μ	Твердість за Брінелем, НВ			
	Грань 1	Грань 2	Грань 3	Грань 4
0	$\frac{207 \div 212}{210}$	$\frac{201 \div 212}{207,7}$	$\frac{197 \div 207}{199,3}$	$\frac{197 \div 207}{199}$
1,14	$\frac{217 \div 223}{220}$	$\frac{212 \div 213}{212}$	$\frac{207 \div 223}{214}$	$\frac{196 \div 197}{196,7}$
2,81	$\frac{196 \div 197}{197,6}$	$\frac{187 \div 197}{192}$	$\frac{187 \div 197}{192}$	$\frac{187 \div 196}{196}$
12,6*	$\frac{187 \div 197}{193}$			

*- для круглого профілю ($\mu = 12,6$) виміри виконувалися на відстані $1/3 \cdot R$ від поверхні профілю.

Перерахунок величини σ_b виконувався за методикою Марковця М.П. [8]

$$\sigma_b = 9,8 \cdot c \cdot \text{НВ}, \quad [\text{Н/мм}^2], \quad (1)$$

де НВ - твердість матеріалу, отримана за методикою Брінеля;

c - коефіцієнт, що враховує властивості матеріалу.

Для умов дослідження сталі 45 величина коефіцієнта складає $c = 0,334$.

Перерахунок параметра $\sigma_{0,2}$ виконано у відповідності до способу Новікова В.П. [8] у наступній послідовності:

- твердість на межі плинину, з урахуванням пружного відновлення лунки:

$$H_{0,2} = \frac{4 \cdot P_{0,2}}{\pi \cdot d^2}, \quad (2)$$

де $P_{0,2}$ - навантаження, відповідне отриманій твердості (ГОСТ 22762-77);

d - діаметр відновленого відбитка;

- межа плинину при кімнатній температурі:

$$\sigma_{0,2} = 0,3 \cdot 9,8 \cdot H_{0,2}, \quad [\text{Н/мм}^2] \quad (3)$$

Залежність межі плинину $\sigma_{0,2}$ від ступеню витягування μ_Σ наведено на рисунку 2.

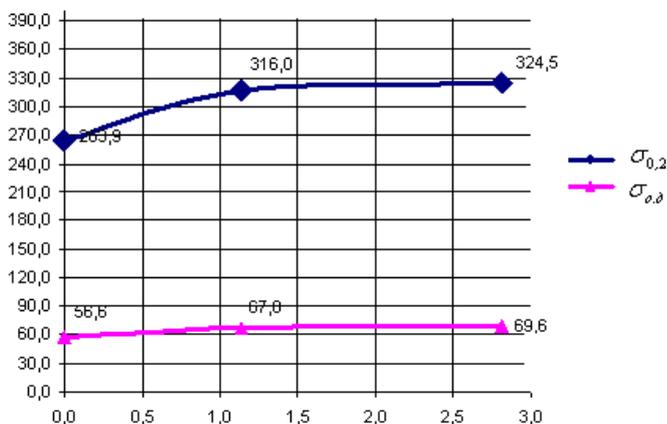


Рис. 2. Зміна величини $\sigma_{0,2}$ та $\sigma_{a,\delta}$ в залежності від ступеня витягування: матеріал сталь 45

Характер залежності $\sigma_{0,2} = f(\mu_\Sigma)$ однозначно підтверджує правомірність зробленого припущення щодо необхідності урахування впливу особливостей макроструктури безперервнолитого металу на примусову межу плинину σ_T^* під час виконання розрахунків пов'язаних з визначенням тиску прокатки. При цьому це можливо виконати декількома способами, в тому числі і задавши характер зміни базового значення опору деформації $\sigma_{o,d} = f(\mu_\Sigma)$

(у разі використання методики Л.В. Андріюка [9]) від ступеню витягування μ_{Σ} аналогічний (пропорційний) встановленій залежності $\sigma_{0,2}=f(\mu_{\Sigma})$ (рис. 2).

Зазвичай, запропонований підхід не є вдосконаленим і може отримати значні зауваження, особливо в частині чисельних значень. Але слід зауважити, що такий підхід дозволяє оцінити вплив особливостей макроструктури безперервнолитого зливка як інтегральної характеристики. Це пов'язано з тим, що місце вирізки зразків в перерізі зливка для пластометричних досліджень буде значною мірою впливати на результат випробувань. У цьому випадку для підвищення коректності результатів треба буде значно збільшити обсяг досліджень, завдяки випробуванню зразків з різних частин безперервнолитої сортової заготовки.

Крім того, відповідність на якісному рівні залежності $\sigma_{\text{в}}=f(\mu_{\Sigma})$ та $\sigma_{0,2}=f(\mu_{\Sigma})$ даним інших авторів [10] дозволяє стверджувати, що отримані результати є коректними і можуть використовуватися в математичних моделях при прийнятті первинного виду моделі матеріалу, яка враховує особливості макроструктури безперервнолитого зливка.

Висновок. Виконані експериментальні дослідження щодо встановлення впливу величини сумарної витяжки μ_{Σ} на межі плину $\sigma_{0,2}$ сталі 45 підчас прокатки безперервнолитих сортових заготовок. Встановлено, що до величини $\mu_{\Sigma} \approx 3,0$ спостерігається зростання величини $\sigma_{0,2}$ в середньому на 12...20%. В свою чергу, це потребує урахування цього ефекту підчас виконання розрахунків, пов'язаних з визначенням величини тиску прокатки. Запропоновано підхід, який дозволяє враховувати вплив особливостей макроструктури металу безперервнолитої сортової заготовки, як інтегральної характеристики.

Список літератури: 1. Мок, П.-Й. Развитие технологии производства сортового проката / П.-Й. Мок, К.Оверхаген, У.Стелмахер // Черные металлы. – ноябрь. – 2010. – С. 30-39. 2. Василев, Я.Д. Теорія поздовжньої прокатки [Текст]: підручник / Я.Д. Василев, О.А.Мінаєв. – Донецьк:УНІТЕХ, 2009. – 488 с. 3. Грудев, А.П. Теория прокатки [Текст]: учебник для вузов / А.П.Грудев. - М.: Металлургия, 1984. - 240 с. 4. Смирнов, Е.Н. Свойства и структура заготовок из непрерывнолитого металла для производства проката ответственного назначения / Е.Н. Смирнов // Металл и литьё Украины. - 2001. - №3-4. - С. 17-20. 5. Чижииков, Ю.М. Прокатываемость стали и сплавов [Текст] / Ю.М. Чижииков. - М.: Металлургиздат, 1961. - 451 с. 6. Исследование непрерывнолитых блюмов большого сечения из низкоуглеродистой судостроительной стали / А.Н.Лубенец, Е.Н.Смирнов, В.В.Щербачёв, В.В.Несвет // Наук. пр. Донец. держ. техн. ун-ту. Сер., Металургія. - Донецьк: ДонДТУ, 2001. - Вип. № 31. - С. 106-115. 7. Дрозд, М.С. Определение механических свойств металлов без разрушения [Текст] / М.С.Дрозд.– М: Металлургия, 1965.-171 с. 8. Марковец, М.П. Определение механических свойств металлов по твердости [Текст] / М.П.Марковец.- М.: Машиностроение, 1979. - 191 с. 9. Андрюк, Л.В. Аналитические зависимости сопротивления деформации металла от температуры и степени деформации / Л.В.Андрюк, Г.Г.Тюленев // Сталь. – 1972. - №9. - С.545-547. 10. Кремер, К.-И. Технология сопротивления и контроль качества заготовок, изготовленных из стали специальных марок методом непрерывной розливки / К.И. Кремер, К.-Х.Хейнен, Л.-Г.Обергаузер // AISI, Бирмингем, США, 25-27 марта 1985г. – с. 62-75.

КРИВЦОВ В.С., докт. техн. наук., проф., ХАИ, Харьков
ЗАСТЕЛА А.Н., канд. техн. наук., доц., ХАИ, Харьков
ХИТРЫХ Е.Е., асс., ХАИ, Харьков

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ ИМПУЛЬСНОЙ РЕЗКИ НЕПРЕРЫВНЫХ СЛИТКОВ

Рассмотрены особенности математического моделирования процессов высокоскоростной резки непрерывных слитков в классической постановке и с применением метода конечных элементов. Проведено математическое моделирование процесса импульсной резки непрерывных слитков клиновидными ножами с целью выбора оптимальных законов движения ножей МИР, обеспечивающих отсутствие нежелательного попятного импульса силы в сторону кристаллизатора криволинейной МНЛЗ.

Розглянуто особливості математичного моделювання процесів високошвидкісного різання неперервних зливків у класичній постановці та з використанням методу кінцевих елементів. Проведено математичне моделювання процесу імпульсного різання неперервних зливків клинчастими ножами з метою вибору оптимальних законів руху ножів МИР, що забезпечують відсутність небажаного поп'ятного імпульсу сили у бік кристалізатора криволінійної МНЛЗ.

The article analyses the peculiarities of mathematical modeling of impulse cutting processes for continuous casting (in classical and finite element method definitions). The modeling of cutting with V-shaped knives was performed to find the laws of motion which guarantee the absence of undesirable backward impulse of force towards a continuous casting machine crystallizer.

Введение. Для решения важных задач – экономии металлов и повышения качества заготовок – необходимо широкое применение новых технологий получения металлических слитков, а также безотходных или малоотходных технологий изготовления деталей машин. Использование безотходных методов горячей обработки металлов давлением, в частности резки с высокими скоростями деформирования – один из наиболее перспективных путей совершенствования процесса разделения стальных заготовок на необходимые для производства части. Опыт промышленной эксплуатации оборудования, реализующего этот принцип, подтверждает высокую эффективность его использования. Преимущества импульсного оборудования очевидны как с технологической, так и с экономической точки зрения; высокоскоростные технологии обработки металлов давлением позволяют снизить материало- и ресурсозатраты при производстве [1].

В настоящее время многие вопросы технологии высокоскоростного разделения металла и изготовления предназначенных для этого машин импульсной резки (МИР) достаточно глубоко изучены: имеется большой опыт применения серийного оборудования высокоскоростного действия в технологических линиях машин непрерывного литья заготовок (МНЛЗ) на заводах различных стран, известны технология и особенности изготовления деталей и узлов МИР, методики расчета их элементов на прочность, тепловых и других расчетов. Однако некоторые вопросы, в частности проблемы точного дозирования (управления во времени) количества располагаемой энергии цикла

МИР, проблемы их динамики и взаимодействия с примыкающим оборудованием в настоящее время изучены недостаточно. Для расширения объема знаний в этой области такие направления научных исследований являются наиболее перспективными [2, 4, 5].

Как показал обширный опыт эксплуатации импульсного режущего оборудования, важным с научной точки зрения является анализ особенностей взаимодействия элементов системы «МИР – режущий инструмент – непрерывный слиток». Поскольку при резке слитков (в особенности на криволинейных МНЛЗ) импульсным методом с применением клиновидного инструмента возникает продольный импульс силы, его составляющая, действующая в сторону кристаллизатора, может негативно воздействовать на технологический процесс литья. Поэтому научная задача состоит в отыскании таких схем резки, конфигурации режущего инструмента либо задании такого закона его движения, при которых нежелательный продольный импульс в сторону кристаллизатора МНЛЗ отсутствует или находится в нормированных (заданных) пределах.

Для решения технологических задач разделения горячих непрерывных слитков необходимо учитывать особенности процессов высокоскоростного деформирования металла, зависимость его свойств от температуры, параметров деформирования, в том числе скоростей и ускорений деформации в различных областях слитка.

Решение поставленных задач с проведением натуральных экспериментальных исследований требует значительных затрат времени и материальных средств; проведение полноценного многофакторного натурального эксперимента на промышленной МНЛЗ в сложившейся в настоящее время ситуации затруднено. В современных условиях имеющийся математический аппарат и широкие возможности программного обеспечения развитой компьютерной техники позволяют использовать результаты численного исследования полей напряжений и деформаций в конструктивных элементах и на контактных поверхностях «режущий инструмент – разрезаемый материал». Такие численные исследования требуют создания комплекса адекватных математических моделей, описывающих рассматриваемый процесс, и позволяют получить весьма точные решения, значительно сократив при этом общие расчетно-временные и финансовые затраты на исследования. Современные программные пакеты, реализующие методы аппроксимации (в том числе метод конечных элементов – МКЭ) позволяют получать достоверные результаты, достаточно близкие к данным из натуральных экспериментов. На завершающем этапе исследования с применением выбранного метода математического моделирования следует провести натуральный эксперимент, который подтвердил бы правильность полученных результатов. Такая методика исследования позволяет в сложившихся экономических условиях сократить общие затраты на выполнение работы.

Таким образом, можно сформулировать **цель работы** – разработка комплекса математических моделей, позволяющего решать задачи высокоскоростной резки непрерывных слитков.

Математическая модель процесса импульсной резки в классической постановке. Модель разработана на основании уравнений механики сплошных сред. Приняты следующие допущения:

1. Весовыми (массовыми) силами можно пренебречь.
2. Деформация протекает при постоянном объеме.
3. Плотность ρ материалов непрерывного слитка и режущего инструмента в условиях пластического течения металлов не изменяется.
4. Материал заготовки идеально пластичен.
5. Материалы разрезаемого слитка и инструмента изотропны, начальные напряжения и деформации в них отсутствуют.
6. Направляющий тензор напряжений \overline{D}_σ совпадает с направляющим тензором скоростей деформаций \overline{D}_ε : $\overline{D}_\sigma = \overline{D}_\varepsilon$.
7. Влияние течения металла вдоль плоскости реза на зону деформирования отсутствует.
8. Поле температур по сечению заготовки двумерное и условно неизменное в течение цикла резки (вследствие кратковременности процесса).
9. Температура поверхности заготовки T_n одинакова по периметру сечения.
10. Изменение температуры от поверхности к центру заготовки происходит по параболическому закону с показателем параболы $n = 2$.
11. Уравнения механики сплошных сред применяются в предположении квазистатичности действия ударной нагрузки.

При решении задач используют следующие уравнения:

1) уравнение движения

$$\rho \frac{d\vec{v}}{dt} = \rho \vec{F} + \text{div } T_\sigma, \quad (1)$$

2) уравнение неразрывности

$$\text{div } \vec{v} = 0, \quad (2)$$

3) закон совпадения при больших пластических деформациях направляющего тензора напряжений с направляющим тензором скоростей деформаций

$$\overline{D}_\sigma = \overline{D}_\varepsilon, \quad (3)$$

4) коэффициент жесткости

$$\mu_i = \frac{1}{3} \frac{\sigma_i}{\varepsilon_i}. \quad (4)$$

Уравнения (1) – (4) позволяют определить поля скоростей и деформаций слитка при высокоскоростном его разделении, однако для этого необходимо иметь поля распределения скоростей, которые можно получить, например, в результате экспериментальных исследований методом сеток, что не всегда возможно в сложившихся экономических условиях.

Математическая модель процесса импульсной резки с применением МКЭ. Применение МКЭ позволяет сократить суммарные финансовые затраты на проведение научных исследований и требует лишь натурной проверки полученных результатов на завершающем этапе исследования.

Анализ специализированных интернет-форумов и данных открытой печати показывает, что моделирование процессов импульсного деформирования (с разрушением) материала непрерывного слитка представляет собой довольно сложную задачу, однако подобные задачи (например, задача строгания и др.) могут успешно решаться методом конечных элементов [6].

МКЭ-моделирование (рис. 1) процессов импульсной резки имеет ряд особенностей, связанных с рассматриваемым технологическим процессом высокоскоростной резки [3]:

1. Необходимо разработать упругопластическую модель процесса деформирования металла.

2. Математическая КЭ-модель должна адекватно описывать (и наглядно представлять при анализе результатов расчета) процесс разрушения металла. Для этого необходимо выбрать адекватный критерий разрушения

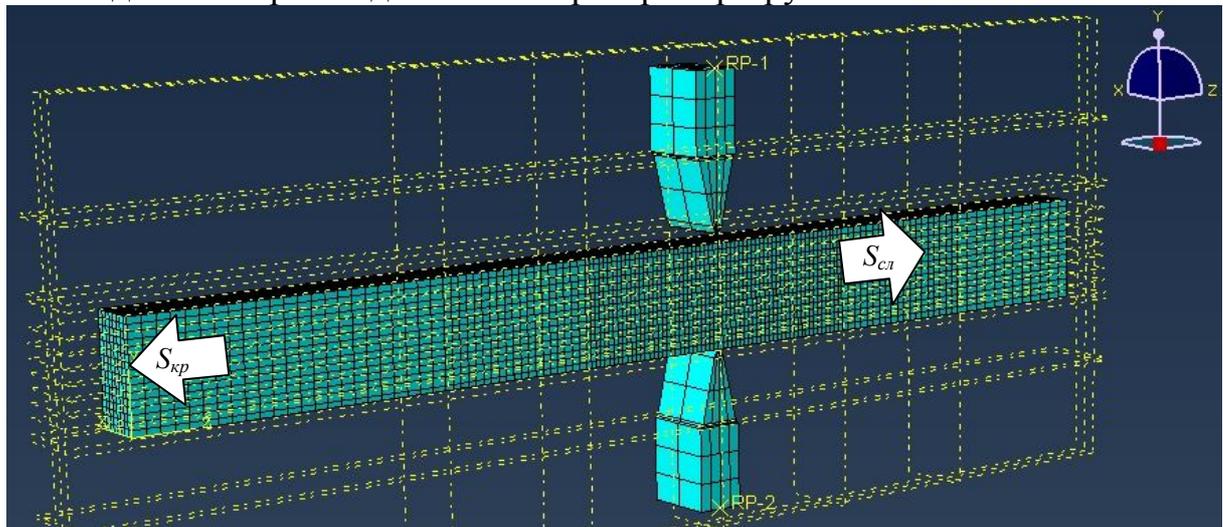


Рис. 1. Математическая модель процесса импульсной резки непрерывного слитка: $S_{кр}$ – нежелательный попятный импульс; $S_{сл}$ – импульс в сторону отделяемой части слитка

материала и верно задать свойства металла, соответствующие опытным данным. В некоторых случаях для этого без проведения специальных натурных экспериментов не обойтись.

3. Математическая модель должна также учитывать зависимость свойств деформируемого металла от температуры – от 1200°C в сердцевине слитка до 850°C на ребрах (рис. 2).

4. Математическая модель должна учитывать изменение свойств материала в зависимости от скорости деформации. Следует отметить, что для рассматриваемого диапазона начальных скоростей нижнего ножа МИР (5...25 м/с) зависимостью свойств деформируемого металла от скорости деформации можно пренебречь [3].

Совокупность приведенных требований делает процесс разработки математической модели процесса импульсной резки достаточно трудоемким, а саму модель, как в двумерной, так и в трехмерной постановке, – достаточно сложной.

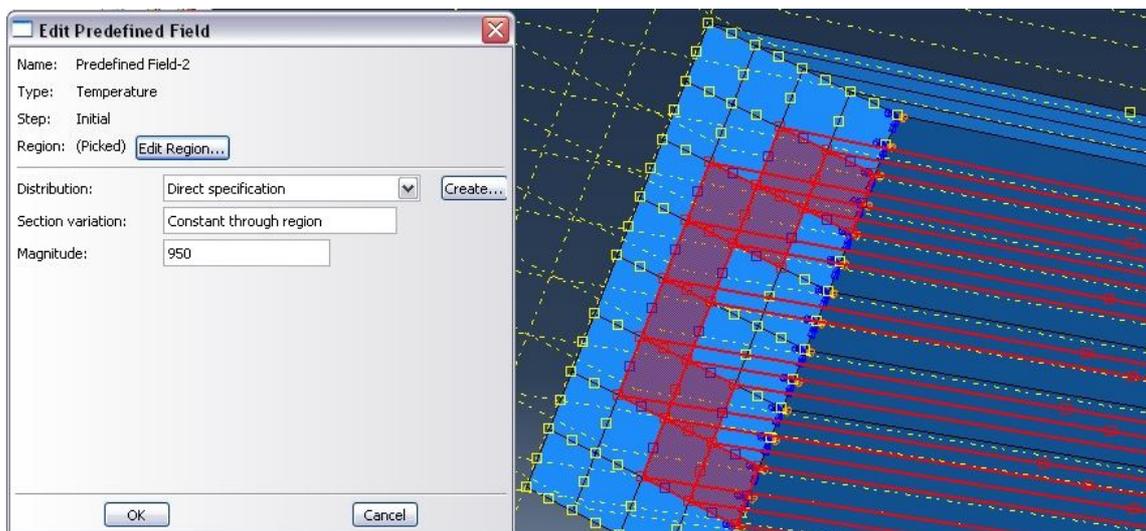


Рис. 2. Задание распределения температуры по зонам слитка

Для достижения поставленной цели в программной среде «Abaqus» разработан комплекс (набор) математических моделей процесса резки непрерывного слитка ножами различной формы (рис. 1).

Для анализа изменения по времени целевой функции (попятного импульса $S_{кр}$, зависящего от горизонтальных скоростей точек слитка $v_{гор}$) были введены пять базовых точек RP_i по высоте слитка, для которых проводили анализ изменения скоростей $v_{гор, i}$ по времени (рис. 3).

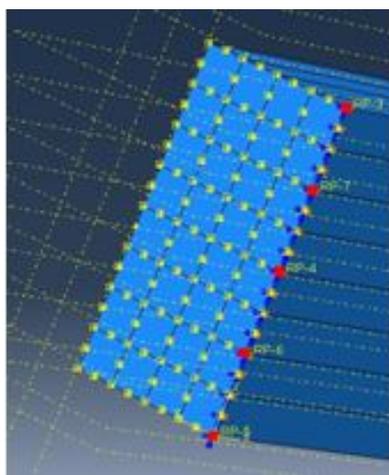


Рис. 3. Базовые точки RP_i

В качестве базового технологического процесса выбрана резка непрерывного слитка машиной, установленной в мартеновском цеху завода «Сарканайс металлургс» (Латвия).

Ввиду ограниченной производительности вычислительной техники в КЭ-моделях рассматривается некая конечная область вблизи зоны реза (эта зона должна быть, по крайней мере, больше, чем $2b + b + b$, где b – половина ширины ножа МИР), поэтому в разработанных конечно-элементных моделях применяются т. н. «присоединенные массы» (рис. 4). Эти массы определяют массу слитка слева от зоны реза ($M_{кр}$, 19 м), справа от зоны реза ($M_{заг}$, 12 м),

а также массы верхнего ($m_в$) и нижнего ($m_н$) ножей. Начальные скорости верхнего и нижнего ножей и их массы связаны коэффициентом ξ , который для рассматриваемой МИР равен $\xi = \frac{v_н}{v_в} = \frac{m_в}{m_н} = 3,3$.

$$\xi = \frac{v_н}{v_в} = \frac{m_в}{m_н} = 3,3.$$

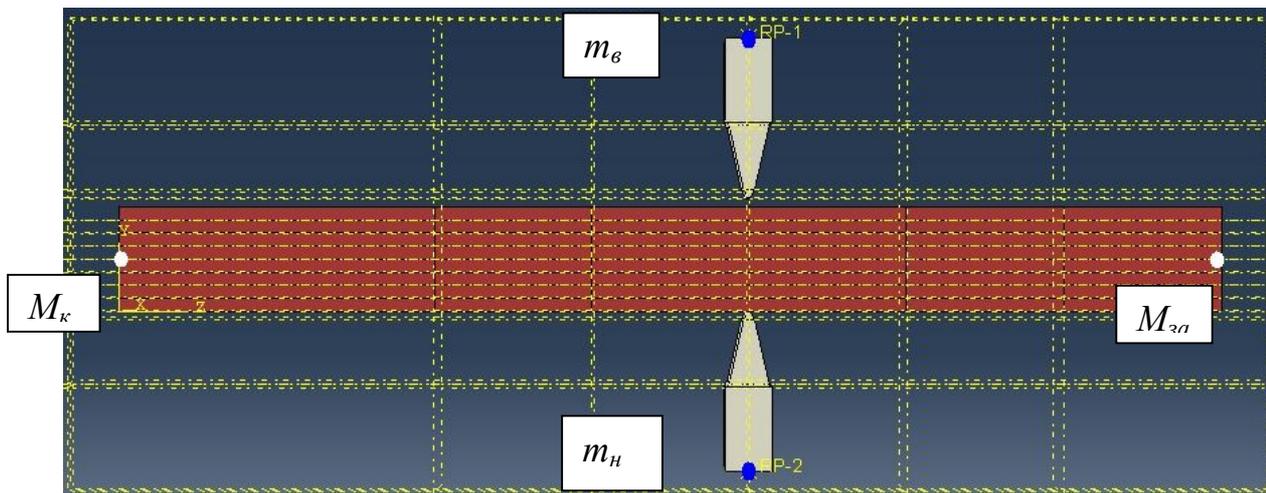


Рис. 4. Присоединенные массы

При моделировании рассматривался диапазон начальных скоростей нижнего ножа МИР от 5 до 25 м/с. Задача решалась для трех марок сталей – инструментальной стали 40, легированной 40ХНМА и нержавеющей 30Х13.

Был рассмотрен ряд законов движения нижнего ножа МИР (линейный, по дуге, по параболе и др.), при этом закон движения верхнего ножа МИР определялся выбранным законом движения нижнего ножа. Для каждого из законов

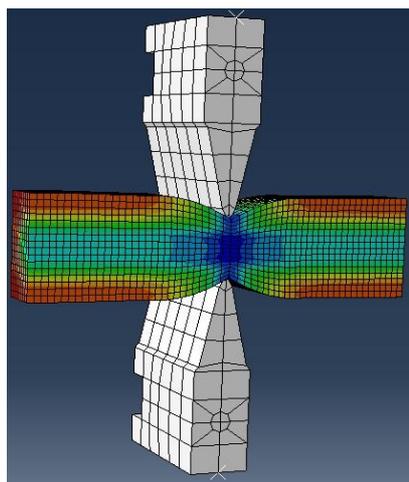


Рис. 5. Результаты моделирования

анализировалась динамика изменения целевой функции, и таким образом определялся оптимальный закон движения ножей МИР.

В результате (рис. 5) подтвержден факт, установленный ранее экспериментально исследователями ХАИ, что попятный импульс возникает на втором этапе резки, когда две зоны слитка, в которых напряжения достигают предела текучести материала при данной температуре, встречаются друг с другом.

Выводы. 1. Высокоскоростная резка непрерывных слитков является перспективным методом разделения металла в технологических линиях МНЛЗ. Этот метод резки характеризуется безотходностью, большей по сравнению с традиционными методами производительностью, а

также рядом других достоинств.

2. Разработан комплекс математических моделей, позволяющий проводить анализ динамического взаимодействия элементов системы «МИР – клиновидный режущий инструмент – непрерывный слиток» с целью устранения нежелательного попятного импульса в сторону кристаллизатора криволинейной МНЛЗ.

3. Установлено, что в случае, если траектория движения нижнего ножа МИР (а также зависящая от нее траектория верхнего ножа) задается в виде дуги окружности некоторого радиуса R , зависящего от свойств материала слитка и начальной скорости ножей, то при этом нежелательный попятный импульс силы в сторону кристаллизатора криволинейной МНЛЗ отсутствует.

Список литературы: 1. Импульсная резка горячего металла [Текст] / В. С. Кривцов, А. Ю. Боташиев, А. Н. Застела и др. – Харьков: Нац. аэрокосм. ун-т «ХАИ», 2005. – 476 с. 2. Планковский, С. И. Перспективы применения импульсной резки в машинах непрерывного литья заготовок [Текст] / С. И. Планковский, С. А. Мазниченко, Е. Е. Хитрых // Вопросы проектирования и производства конструкций летательных аппаратов: сб. науч. тр. Нац. аэрокосм. ун-та им. Н. Е. Жуковского «ХАИ». – Вып. 43 (4). – Х., 2005. – С. 85 – 91. 3. Хитрых, Е. Е. Задание свойств деформируемого металла при численном решении задач импульсной резки непрерывных слитков [Текст] / Е. Е. Хитрых // Вопросы проектирования и производства конструкций летательных аппаратов: сб. науч. тр. Нац. аэрокосм. ун-та им. Н. Е. Жуковского «ХАИ». – Вып. 2 (62). – Х., 2010. – С. 63 – 67. 4. Планковский, С. И. Расчет ножа-пластины с клиновой заточкой машины импульсной резки металла [Текст] / С. И. Планковский, А. Н. Застела, Е. Е. Хитрых // Открытые информационные и компьютерные интегрированные технологии: сб. науч. тр. Нац. аэрокосм. ун-та им. Н. Е. Жуковского «ХАИ». – Вып. 47. – Х., 2010. – С. 92 – 97. 5. Планковский, С. И. Расчет инструмента для импульсной резки проката по комбинированной схеме [Текст] / С. И. Планковский, А. Н. Застела, Е. Е. Хитрых // Обработка материалов давлением: сб. науч. тр. Донбасской гос. машиностр. академии. – Вып. 3 (24). – Краматорск, 2010. – С. 185 – 189. 6. Форум САПР2000 [Электронный ресурс]. – Режим доступа: <http://fsapr2000.ru/index.php?showforum=179>. – 31.10.2011 г.

УДК 621.778.5

В.А. ХАРИТОНОВ, канд. техн. наук, проф., МГТУ, Магнитогорск
М.В. ЗАРЕЦКИЙ, старший преподаватель, МГТУ, Магнитогорск
Л.М. ЗАРЕЦКИЙ, канд. техн. наук, дир. ООО «АрМон», Магнитогорск

РАСЧЕТ ДЕФОРМАЦИИ ИЗГИБА ПРИ ПЛАСТИЧЕСКОМ ОБЖАТИИ ПРОВОЛОКИ В НЕПОЛНОМ СЛОЕ ПОВИВА КАНАТА С ЦЕЛЬЮ ТОЧНОГО ПОЗИЦИОНИРОВАНИЯ

Сформулирована задача точного позиционирования проволок каната за счет совокупного воздействия преформации и пластического обжатия в очаге свивки. Выработана и обоснована методика расчета оптимальных параметров преформации, получен и подтвержден численный результат.

Ключевые слова: арматурный канат, свивка, качество, преформация, упругая отдача, изгибающий момент, пластическое обжатие, глубина проникновения деформации.

Сформульовано задачу точного позиціонування дрітків канату через допомогу сукупної дії преформації й пластичного обтиснення в осередку звивання. Вироблено та обґрунтовано методику розрахунку оптимальних параметрів преформації, отриманий й підтверджений чисельний результат.

Ключові слова: арматурний канат, звивання, якість, преформація, пружна віддача, момент, що вигинає, пластичне обтиснення, глибина проникнення деформації.

The problem of precise positioning of the wires of the rope through the combined effects of preformation and plastic reduction in the hearth of lay has been formulated. Developed and justified method of calculating the optimal parameters of preformation was obtained and confirmed by numerical results.

Keywords: reinforcing rope, lay, quality, preformation, elastic recoil, bending moment, plastic reduction, depth of penetration of deformation/

Постановка проблемы. В работе [1] нами рассматривалась задача расчета точных параметров преформации свиваемых проволок. Задача определения параметров преформации в нашем случае осложняется тем, что необходимо точно позиционировать проволоки в неполном слое повива, в отличие от большинства существующих конструкций канатов, где преформация

обеспечивает лишь их нераскручиваемость совокупно с выполняемой после свивки рихтовкой, которая является не менее существенным фактором достижения указанного результата. В канатах классических конструкций проблема точного позиционирования проволок отсутствует при равном их диаметре в слое и единообразном расположении.

Авторы столкнулись с необходимостью решения данной задачи при разработке конструкции и технологии промышленного производства нового вида канатной продукции — трехгранного арматурного каната, имеющего широкие перспективы в нескольких сегментах рынка арматуры. В связи с наличием в данном канате неполного слоя повива оказалось необходимым устойчиво располагать проволоки, не имеющие выраженной опоры в тангенциальном направлении и имеющие склонность при неточном позиционировании смещаться из желаемого взаимоположения, характеризуемого максимально возможным удалением друг от друга, в более компактную структуру с проволоками неполного слоя повива, расположенными в непосредственной близости друг от друга.

Задача осложняется тем, что общепринятый способ обеспечения устойчивого положения проволок — рихтовка — в данных условиях приведет к противоположному результату, а именно к нарушению желаемого взаимоположения проволок и формированию более компактной структуры неправильной формы.

Была поставлена и решена задача расчета параметров преформации, обеспечивающих радиус кривизны разгруженной проволоки, равный ее радиусу кривизны при укладке в заданное положение в канате. В первом приближении этого оказалось достаточно, чтобы с приемлемой для изготовления опытных партий погрешностью задавать параметры преформации проволок, обеспечивающие нераскручиваемость каната и взаимоположение проволок в нем.

Однако в процессе подготовки к созданию серийной технологии было сочтено необходимым оценить влияние следующего по значимости фактора изменения напряженно-деформированного состояния проволоки — пластического обжатия в очаге свивки. Решение было связано с теоретической возможностью смещения не полностью уравновешенных проволок при значительных усилиях вытяжки на стабилизационной линии.

Анализ литературы. В существующих работах, включая современные [2-4], задача преформации проволок в совокупности с пластическим обжатием не ставится, что не позволяет применить их для решения рассматриваемой прикладной задачи.

Цель статьи. Разработка методики оценки влияния пластического обжатия в очаге свивки на изменение напряженно-деформированного состояния проволоки.

Теоретическое исследование и расчеты. Очевидно, что при незначительных обжатиях, не предполагающих проникновения пластической деформации по всему сечению проволоки, интенсивно деформируемая поверхность контакта проволоки с инструментом, расположенная на внешней стороне изгиба, удлиняется, тем самым создавая дополнительный изгиб. Радиус

кривизны уменьшается и, будучи изначально задан равным радиусу кривизны при укладке, перестает ему соответствовать, что в сочетании с большими усилиями вытяжки и скоростями может привести к нарушению структуры каната.

Для решения технической задачи позиционирования проволок в неполном слое повива разработан описанный ниже метод расчета.

Приняты следующие допущения:

- 1) при обжатии каната в очаге свивки пластическая деформация распространяется от поверхности контакта в нормальном направлении на глубину, соответствующую таковой для известных методик оценки, рассматривающих прокатку толстых полос [5];
- 2) деформацией на поверхностях контакта проволоки внешнего слоя повива с проволоками внутреннего слоя пренебрегаем ввиду ее меньшей величины, обусловленной тем, что сжимающее усилие между проволоками воспринимается поверхностью, длина которой на порядок больше длины очага деформации;
- 3) внеконтактную деформацию свободных поверхностей проволок и влияние на процесс протяжки периодического профиля, наносимого на обжимаемый канат, не учитываем;
- 4) упрощенно считаем механизм изменения радиуса кривизны следующим: получившая избыточную длину продеформированная область находится в состоянии сжатия, а остальное сечение проволоки — в состоянии растяжения, при этом проволока получает такую дополнительную деформацию изгиба относительно крайней точки на внутренней по отношению к изгибу стороне, при которой созданные данными напряжения моменты уравниваются друг друга.

Безусловно, последнее из приведенных допущений нельзя считать корректным описанием происходящих в реальности процессов. Однако фактическая картина чрезвычайно сложна и требует учета множества факторов, которые не имеют достоверной оценки, пригодной для прикладных расчетов. Данная же упрощенная схема отображает величины, области приложения и направления действия возникающих при обжатии нагрузок с достаточной достоверностью для прикладного расчета влияния фактора, на порядок уступающего основному.

Таким образом, исходными данными для расчета являются геометрические характеристики рассчитываемого каната и радиус кривизны проволок при преформации, определенный в работе [1].

Задавшись величиной линейного обжатия каната роликами, с учетом исходных допущений принимаем, что максимальная глубина внедрения ролика относительно исходной поверхности проволоки равна этой величине. Рассчитываем поперечное расстояние от плоскости симметрии очага деформации до границы зоны контакта проволоки с роликом:

$$y_{max} = \sqrt{r^2 - (r - h_{max})^2}, \quad (1)$$

где r — радиус проволоки,

h_{max} — максимальная глубина внедрения ролика относительно исходной поверхности проволоки.

Далее определяем глубину внедрения ролика в зависимости от расстояния до плоскости симметрии очага деформации:

$$h(y) = \sqrt{r^2 - y^2} - r + h_{max}, \quad (2)$$

где y , $0 \leq y \leq y_{max}$ — текущее расстояние от плоскости симметрии очага деформации до границы зоны контакта проволоки с роликом.

Получив эти данные, определяем длину очага деформации в зависимости от расстояния до плоскости симметрии очага деформации. При этом необходимо учесть, как расположена поверхность деформируемой проволоки относительно инструмента в данном процессе.

Очевидно, что в случае, если бы цилиндрическая рабочая поверхность ролика была перпендикулярна радиусу каната, — проекция поверхности проволоки на плоскость вращения ролика представляла бы собой дугу с радиусом, равным радиусу кривизны проволоки (точнее — ее наружной поверхности). Если бы рабочая поверхность ролика была параллельна радиусу каната — проекция поверхности проволоки на плоскость вращения ролика представляла бы собой прямую.

Учитывая заданный угол расположения рабочей поверхности ролика к радиусу каната — рассчитываем радиус кривизны поверхности проволоки в плоскости вращения ролика. Его значение изменяется по ширине очага деформации, но, ввиду незначительности изменения, для упрощения расчета применяем значение, равное радиусу кривизны в центре очага деформации:

$$r_{пов} = \left(\rho + \frac{r}{2} \right) / \sin \alpha, \quad (3)$$

где r — радиус проволоки,

ρ — радиус кривизны проволоки [1],

α — угол между условной плоскостью изгиба проволоки и плоскостью вращения ролика, $\alpha = 60^\circ$.

В других точках очага деформации радиус кривизны проекции поверхности проволоки в плоскости вращения ролика отличается, однако это различие столь незначительно, что учитывать его представляется нерациональным.

В этой связи, задавшись диаметром роликов, рассчитанным для центра радиусом кривизны поверхности и глубиной внедрения ролика, рассчитываем длину очага деформации в зависимости от поперечного расстояния до плоскости симметрии очага деформации:

$$l(y) = \sqrt{r_{пов}^2 - (r_{пов} - a(y))^2}, \quad (4)$$

где

$$a(y) = \frac{2 \cdot r_{рол} \cdot h(y) - h^2(y)}{2 \cdot (r_{пов} + r_{рол} - h(y))}, \quad (5)$$

$r_{рол}$ — радиус ролика.

Для определения глубины проникновения пластической деформации согласно [5] вычисляем угол скольжения:

$$\beta = \frac{1}{2} \arccos \frac{2 \cdot f_{\text{тр}}}{\sqrt{2 \cdot (1 + \mu)}}, \quad (6)$$

где $f_{\text{тр}}$ — коэффициент трения,
 μ — коэффициент Пуассона.

В наших расчетах были заданы значения: $f_{\text{тр}} = 0,15$, $\mu = 0,3$.

Определяем глубину проникновения пластической деформации в зависимости от поперечного расстояния до плоскости симметрии очага деформации:

$$h_{\text{пл}}(y) = l(y) \cdot \text{ctg} \beta, \quad (7)$$

Зная данные значения, определяем численными методами поперечную площадь зоны проникновения пластической деформации. Определяем относительную деформацию этой зоны как соотношение исходной деформируемой площади (площадь зоны проникновения пластической деформации и площадь смещенного металла, вытесненного роликом) к площади зоны проникновения пластической деформации.

Исходя из полученного удлинения, определяем дополнительный изгиб сечения (считая его изгибом-растяжением, т.е. поворотом относительно крайней внутренней точки сечения, согласно допущению 4), при котором напряжения сжатия деформированной зоны и напряжения растяжения остального сечения уравниваются друг друга.

В результате расчета получаем уравновешенное состояние при удлинении крайних внешних волокон на 0,8%. Учитывая то, что принято допущение об отсутствии сжатия на внутренней стороне изгиба, данная деформация эквивалентна дополнительному изгибу относительно нейтральной линии с изменением длины крайних волокон на 0,4%.

Зная конечный радиус кривизны проволок при расположении на заданных местах в канате (35 мм) и соответствующую ему относительную деформацию крайних волокон (4,3%), получаем значение оптимального радиуса кривизны, отнимая от конечной деформации крайних волокон полученное значение дополнительной деформации изгиба при обжати. Таким образом, относительная деформация крайних волокон проволоки после преформации и перед пластическим обжатием должна составлять 3,9%.

Исходя из этого, оптимальный радиус кривизны перед пластическим обжатием составляет 38 мм. Соответственно, расчет преформации производим, исходя из данного значения радиуса кривизны после упругой разгрузки.

Легко заметить, что полученные значения весьма близки к значениям, получаемым при расчете преформации без учета последующего обжата. Кроме того, на практике применение как тех, так и других значений позволяло получить — при отсутствии термообработки — качественно свитый канат.

Отсюда видно, что влияние пластического обжата значительно меньше по сравнению с преформацией — в этой связи дальнейшее уточнение методики расчета обжата не представляется значимым для решения прикладных технологических задач.

Сам учет данного фактора, как уже было сказано, имеет значение для сохранения структурной целостности при воздействии критических нагрузок в процессе стабилизации — в частности, при укладке каната на вытяжной шкив с усилием, при котором в проволоках возникает пластическая деформация.

При протяжке изготовленного каната на созданной для опытных партий установке поточной низкотемпературной термомеханической обработки с натяжением порядка 2000 кгс был получен длинномерный образец с плотной, не нарушенной давлением на вытяжном шкиве структурой.

Образец не расплетается при разрезании маятниковым отрезным станком, в том числе при изготовлении демонстрационных образцов длиной менее одного шага свивки (65-70 мм) — т.е. в условиях, когда проволоки, не имеющие опоры в продольном и, в связи с особенностями конструкции каната, в тангенциальном направлении, могут сохранять свое положение только будучи полностью уравновешены (рис.).

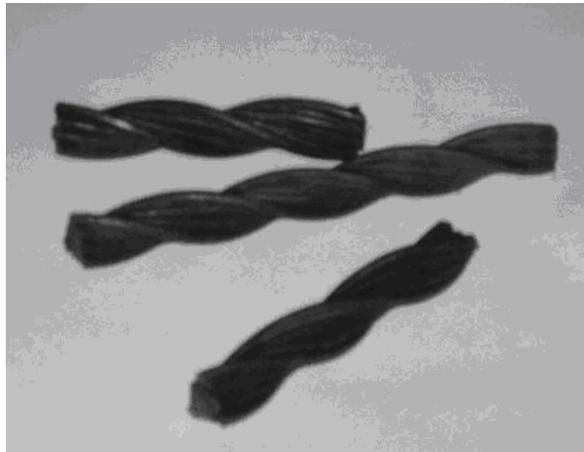


Рис. Внешний вид образца трехгранного арматурного каната длиной 70 мм (шаг свивки составляет 82 мм).

Вывод. Уточненная методика расчета деформации изгиба была опробована на практике и подтверждена фактическими свойствами изготовленного продукта.

Список литературы: 1. Харитонов В.А. Решение задачи устойчивого позиционирования проволок в неполном слое повива путем расчета и применения рациональных параметров их преформации / В.А. Харитонов, М.В. Зарецкий, Л.М. Зарецкий // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Збірник наукових праць. Тематичний випуск: Нові рішення в сучасних технологіях. — Харків: НТУ «ХПІ», 2010. - № 42. С. 106 – 112. 2. Бреславцева И.В. Напряженно-деформированное состояние проволок каната при свивке и метод расчета параметров преформаторов: автореф. дис. На соиск. Уч. степени канд. техн. наук: спец. 05.03.05 «Технология и машины обработки давлением» / И.В. Бреславцева, - Новочеркасск, 2007. — 21 с. 3. Хромов И.В. Натяжение проволоки в процессе упругопластического изгиба в преформаторе / И.В. Хромов // Вісник СевНТУ. Вип. 38: Механіка, енергетика, екологія: зб. наук. пр. — Севастополь: Вид-во СевНТУ, 2002. — С. 48-52. 4. Хромов Е.В. Конфигуратор технологических устройств для предварительной деформации стальных канатов / Е.В. Хромов, В.В. Леонтьев, А.В. Быкова, В.Г. Хромов // Вісник СевНТУ. Вип. 106: Механіка, енергетика, екологія: зб. наук. пр. — Севастополь: Вид-во СевНТУ, 2010. — С. 19-25. 5. Алдунин А.В. Проникновение пластической деформации по толщине прокатываемой полосы / А.В. Алдунин, Л.С. Кохан // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. -2007. - № 11. — С. 34 – 37.

ЧУХЛЕБ В.Л., доц., канд. техн. наук, доц. НМетАУ, Днепропетровск
ТУМКО А.Н., канд. техн. наук, зам. нач. ЦЗЛ по передельному
производству ПАО «Днепроспецсталь», Запорожье
АШКЕЛЯНЕЦ А.В., канд. техн. наук, доц. НМетАУ, Днепропетровск

**ОСНОВЫ РАЗРАБОТКИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ
ОБРАБОТКИ ДАВЛЕНИЕМ СТАЛЕЙ И СПЛАВОВ С
ПРОГНОЗИРУЕМЫМ УРОВНЕМ КАЧЕСТВА
МЕТАЛЛОПРОДУКЦИИ**

В работе представлены преимущества прогнозирования и управления качеством металлопродукции на уровне предприятия, а именно повышения эффективности кузнечно-прессового производства, вследствие формирования требуемого качества и технологических свойств металла при минимальной себестоимости.

В роботі представленні переваги прогнозування та управління якістю металлопродукції на рівні підприємства, а саме підвищення ефективності ковальсько-пресового виробництва, внаслідок формування необхідної якості та технологічних властивостей металу при мінімальній її собівартості.

This paper presents the advantages of forecasting and management of quality steel products at the enterprise level, namely, improving the efficiency of forging production, due to the formation of the desired quality and technological properties of the metal at a minimum cost.

Прогнозирование и управление качеством металлопродукции имеет целью установление, обеспечение и поддержание качества поковок на уровне стандартов. Управление качеством решается на уровне предприятия и имеет своей целью повышение эффективности кузнечно-прессового производства, во-первых, вследствие формирования требуемых технологических свойств металла, во-вторых, формирования требуемого качества поковки при минимальной ее себестоимости.

Задача прогнозирования и управления технологичностью металла при ковке и показателями качества поковок не является новой. Она возникла и развивалась вместе с процессамиковки. С увеличением объема производства поковок возрастает объем брака и непроизводственные потери. Повышаются требования к качеству поковок. Качество продукции должно отвечать требованиям международных стандартов и уровню достижений науки и техники. Становится все очевиднее, что традиционный контроль качества технологического процесса (документации) и поковок не удовлетворяет возросшим современным требованиям. Задача состоит в том, чтобы качество не только контролировать, но и управлять процессом его формирования, обеспечивать технические и экономические требования потребителей поковок.

Решение задачи управления качеством требует системного подхода, учета всех этапов производственного цикла, включая технологическую подготовку производства, формирование слитка, изготовление поковок и детали из нее,

контроль качества. Управление качеством предполагает на этапе конструкторской подготовки производства тесное взаимодействие конструктора, технолога и материаловеда; на этапе изготовления – взаимодействие технолога, мастера и исследователя.

Задачу повышения качества поковок необходимо формулировать исходя из конкретных условий. Можно выделить две постановки задачи:

1) Существенное повышение качества поковки, сопровождаемое изменением технических требований (стандарта).

2) Обеспечение качества, регламентируемого стандартом, при наилучших технико-экономических показателях производства.

Качество поковки предопределяется качеством исходного (литого) металла и изменяется в процессе теплового и пластического воздействия на металл в зависимости от изменения во времени главных технологических факторов процесса обработки (температуры, напряжений, деформаций). Путей такого воздействия может быть множество. При технологическом проектировании выбирают один из них – оптимальный для фиксированного исходного качества металла. Таким образом, главными факторами, определяющими качество поковки, являются исходное качество металла и режим изменения температуры, напряжений и деформаций.

Традиционно формирование качества при изготовлении поковки сводится к поддержанию качества слитка и изменению главных технологических параметров в заданном (проектном) диапазоне. Оптимизацию проектного технологического процесса строят по принципу гарантирования требуемого качества при самых неблагоприятных сочетаниях главных факторов. Как правило, оценку соответствия фактических показателей качества поковки технологическим требованиям осуществляют на финише. На ранних стадиях изготовления брак обнаруживается лишь при явном разрушении металла. Скрытый брак проходит весь цикл производства.

Управление качеством поковок имеет новизну в том, что из всех возможных путей теплового и пластического воздействия на металл в качестве оптимального выбирается тот, который обеспечивает требуемую технологичность металла и качество поковок при более строгом фиксированном диапазоне изменения главных факторов качества. В процессе изготовления поковки ведут контроль этих главных факторов. В случае отклонения их от нормы технологический процесс на последующих стадиях обработки корректируют во избежание получения брака в пределах оставшихся путей теплового и пластического воздействия. Именно в этом подходе реализуется принцип «требуемое качество при простейшей технологии».

Качество оценивают соответствием фактических показателей процесса проектным на каждой стадии изготовления. По этой оценке вырабатывают меры воздействия на качество через управляемые факторы на последующих стадиях производства.

Важнейшие управляемые технологические факторы на всех стадиях обработки – температура, степень и скорость деформации металла. Эти факторы в наибольшей степени влияют на формирование технологических свойств и

качество поковок. Они достаточно легко фиксируются и гибки в управлении. Велико значение также теплового режима.

Качество поковки зависит от микроструктуры стали, оцениваемой величиной и однородностью зерна. Сталь с мелкозернистой микроструктурой имеет более высокие механические и эксплуатационные свойства. Поэтому технологический процесс проектируют так, чтобы обеспечить формирование поковки с однородной мелкозернистой структурой металла. Величина зерна в стали в общем случае предопределяется природой исходного металла и изменяется в процессе нагрева,ковки, охлаждения и термической обработки. Для проектирования оптимальной технологииковки необходимо учитывать влияние всех операций тепловой и пластической обработки на формирование микроструктуры кованого металла. Недооценка роли отдельных операций приводит к непроизводительным затратам.

Важным фактором формирования качества поковки является степень деформации. Во-первых, деформация приводит к заковке усадочных дефектов и повышению плотности металла; для получения плотного металла необходима некоторая минимальная величина деформации. Роль тепловой обработки в этом невелика. Во-вторых, деформация способствует разрушению литой структуры, измельчению крупного зерна перегрева. Но на эти процессы влияет также и температура. Поэтому необходимо оценивать влияние обоих факторов и с их учетом оптимизировать процесс и управлять качеством поковки.

Роль напряжений в формировании качества поковок проявляется в меньшей степени. Лишь при ковке малопластичной стали этот фактор приобретает решающее значение. Однако его можно учесть при проектировании технологии путем выбора рационального ковочного инструмента и режимаковки. Управлять напряжениями в процессе изготовления поковки труднее, чем температурой и деформацией.

Можно сделать вывод о том, что научная основа управления базируется на методах прогнозирования качества, которое как составная часть технологического проектирования связано с использованием математических моделей, описывающих деформации и температуру обрабатываемого металла и связь с ним и свойств, и структуры металла. При этом для экономичности и оперативности используют не сами модели, а рекомендации. Модели же могут быть использованы для проведения вычислительного эксперимента как средство для разработки научно обоснованных рекомендаций.

При ковке поковок качество металла, его макроструктура, сплошность и механические свойства изменяются в зависимости от степени деформации.

При изучении влияния степени деформации на свойства поковки следует пользоваться понятиями: уков за операцию, уков за вынос и общая величина укова за весь процесс изготовления поковки.

Понятие общего укова имеет физический смысл лишь при последовательном выполнении ряда однородных операций, например при выполнении протяжки за несколько выносов. Если при изготовлении поковки применяются разнородные операции, например, осадка и протяжка, то между результирующей (общей) деформацией и механическими свойствами металла нет

однозначной связи, как при ковке с применением только протяжки или только осадки. В этом случае нет смысла рассчитывать общую величину укова, характеризующую суммарную деформацию при протяжке и осадке. Между тем в заводской практике в таких случаях нередко производят расчет общего укова. В одних случаях общий уков определяется как произведение величин укова при протяжке и осадке, в других – как их сумма. В обоих случаях величина общего укова не может дать представление о качестве кованного металла, в частности о его механических свойствах.

Для оценки качества поковки в зависимости от степени деформации при разнородных операцияхковки (осадки и протяжки) необходимо знать последовательность выполнения этих операций и величину деформаций в каждой из них.

В результате неравномерности деформации как при протяжке, так и при осадке величина местной деформации (местного укова) по сечению и длине поковки может быть различной, в то время как отношение площадей поперечных сечений заготовки и поковки дает лишь понятие о средней деформации (укове).

Если поковка в достаточной степени продеформирована при заготовительных операциях, то влияние величины укова на макроструктуру и механические свойства металла за последний вынос (т.е. при отделочных операциях) резко уменьшается. В этом случае термомеханический режимковки за последний вынос, в частности величина укова и температурный интервалковки, определяют главным образом микроструктуру и связанные с ней механические свойства металла. Однако последующая термообработка может полностью снять эффект влиянияковки на микроструктуру металла.

Величина укова за последний вынос с учетом температурного интервалаковки оказывает существенное влияние на качество поковки в том случае, когда:

1. Поковка не подвергалась термообработке с перекристаллизацией структуры;
2. Поковка изготавливается из инструментальной заэвтектоидной и ледибуритной стали;
3. Поковка изготавливается из стали, не имеющей фазовых превращений.

Влияние общей величины деформации на качество металла в значительной мере зависит от механических условийковки. Под механическими условиямиковки следует понимать совокупность основных технологических параметров (относительная подача, форма бойков и заготовки, степень единичного обжатия и т.д.), определяющих схему напряжений и деформаций в металле.

При разработке технологического процессаковки перед технологом встает задача получить поковку высокого качества при минимальной трудоемкости. Для этого необходимо установить минимальную величину укова, при которой обеспечиваются высокие механические свойства металла и заварка дефектов усадочного происхождения.

В настоящее время технолог не располагает всеми необходимыми данными для наилучшего решения этой задачи с учетом максимальных рабочих напряжений, испытываемых деталью, ответственности и назначения поковки.

В технических условиях на поковки обычно задаются механические свойства, которые определяются на образцах, вырезанных из определенных участков поковки. Стандарт устанавливает группы поковок и основные технические требования к приемке и поставке их. Исходным материалом для изготовления поковок могут служить слитки, кованные или катанные заготовки, а также заготовки с МНЛЗ.

Наличие поверхностных дефектов не является единственной причиной неудовлетворительного качества поковок. Анализ заводской документации показывает, что при ультразвуковом контроле в поковках иногда обнаруживаются и внутренние дефекты – продольные или поперечные трещины. По этой причине на предприятиях бракуется значительное количество поковок.

Установлено, что в большинстве случаев причиной разрушения поковок наряду с неудовлетворительным качеством поверхности исходных слитков является несовершенство технологииковки, несовершенство существующего инструмента и оборудования, а также неоптимальных режимов выполнения основных кузнечных операций (осадка, протяжка и т.д.).

Все это свидетельствует о важности мероприятий, направленных на улучшение качества поковок, изготавливаемых методами свободнойковки.

При подборе соответствующих условий горячей пластической деформации металл может обладать наибольшей технологической пластичностью и заданными механическими свойствами. Все процессы и явления, сопровождающие пластическую деформацию, от которых зависит пластичность и другие механические свойства деформируемого металла, можно варьировать в желаемом направлении, изменяя термомеханические факторы: напряженное состояние, схему деформации, температуру, степень и скорость деформации.

В целом свойства поковки обеспечиваются:

1. Выбором соответствующей марки стали;
2. Исходным качеством слитка, зависящим от метода выплавки, условий кристаллизации и т.д.;
3. Условиями нагрева и температурным интерваломковки;
4. Термомеханическим режимомковки;
5. Термической обработкой поковок.

Таким образом, качество поковок обуславливается всем технологическим процессом их изготовления.

Для области обработки металлов давлением наиболее существенным является термомеханический режимковки. При пластической деформации слитка происходит изменение плотности металла, его макроструктуры и механических свойств. В производственных условиях основным показателем, позволяющим технологам в какой-то степени судить о получении требуемых свойств металла в результатековки, является величина укова. Однако исследования показывают, что при одной и той же степени укова механические свойства поковки изменяются в зависимости от механического режимаковки. Но в заводской практике обычно это не учитывается, так как механический режимковки изучен недостаточно.

Разработанный технологический процессковки должен отвечать требованиям технологичности и оптимальности применительно к конкретным условиям кузнечного производства.

Проектирование технологического процессаковки включает следующие операции:

- выбор схемыковки и определение переходов с учетом требований к качествупоковки; при этом рассматриваются все технологически возможные варианты;
- выбор нормализованного подкладного инструмента или конструирование нового;
- определение размеров заготовки и выбор предпочтительного вида заготовки (слиток, прокат, кованная заготовка) с учетом заводского сортамента;
- выбор основного технологического оборудования (пресс, молот);
- назначение температурного интервалаковки;
- назначение режима охлажденияпоковки;
- расчет нормы времени наковку;
- расчет технико-экономических показателей процессаковки (норма расхода металла, выход годного и другие показатели расхода металла, себестоимостьпоковки);
- выбор оптимального вариантаковки из технологически возможных.

Процесс проектирования технологии осложняется тем, что на большинстве заводов в той или иной мере отсутствуют руководящие материалы, предписывающие правила решения отдельных технологических вопросов, нормативные материалы по отдельным технологическим вопросам, нормализованный инструмент, типовые технологические документы. Это приводит к субъективизму в решении многих технологических вопросов и снижает качество технологических разработок и соответственно технико-экономические показатели кузнечного производства.

Следовательно, необходима разработка научно обоснованной методики проектирования технологииковки с учетом обобщенного производственного опыта и последующее внедрение этой методики на различных заводах.

Разработка автоматизированного проектирования технологииковки должна включать следующие этапы:

1. Анализ номенклатурыпоковок кузнечных цехов и классификациюпоковок.
2. Унификацию технологических схемковки, рассматриваемой группыпоковок.
3. Проведение специальных исследований для обоснования решений малоизученных технологических вопросов.
4. Разработку методики проектирования технологииковки.
5. Упорядочение нормативно-технической информации и технологической документации, используемой при проектировании технологииковки.
6. Промышленное опробование разработанной методики проектирования технологииковки.

Настройка типовой системы автоматизированного проектирования технологииковки для любого завода будет возможна, если эта система учитывает динамику конкретных условий производства. Недооценка этого положения снижает жизнеспособность системы, затрудняет ее внедрение и может оказаться причиной ее нереальности.

На металлургических заводах, производящих специальные стали и сплавы, имеется разнообразное технологическое оборудование для деформации слитков и заготовок. Например, на ПАО «Днепроспецсталь» (г. Запорожье) имеются четыре гидравлических прессы усилием от 5 до 60 МН, радиально-ковочные машины РКМ-1000 и РКМ-340 с усилием 10 и 3,4 МН на каждый боёк соответственно, молота с массой падающих частей 3 т.

В марочный сортамент предприятия входят труднодеформируемые стали и сплавы, традиционная деформационная схема которых включает ковку слитков на прессах с дальнейшим переделом на других ковочных агрегатах или на прокатных станах. Используется также схема, включающая прокатку слитков на первом этапе и ковку катаных заготовок на прессах или радиально – ковочных машинах на втором этапе деформирования. Выбор технологической схемы определяется, главным образом, требованием к качеству продукции. Вторым критерием выбора способа деформирования слитков и заготовок является экономическая целесообразность той или иной схемы.

Ковка обеспечивает индивидуальные условия деформирования каждого слитка и заготовки за счет оперативного изменения режимов деформации в зависимости от технологической пластичности стали. При ковке на прессах и молотах применяют промежуточные подогревы поковок до температур максимальной пластичности металла, промежуточную обдирку для удаления образующихся поверхностных дефектов или вырубку дефектов в горячем состоянии. Кроме этого, ковка на прессах и молотах обеспечивает идеальную схему трёхстороннего сжатия по всему сечению профиля. В результате этой обработки получаемая металлопродукция характеризуется высоким качеством поверхности и интенсивной проработкой осевой зоны заготовки.

Однако при всех достоинствах ковка является технологическим процессом с большими потерями металла в угар, окалину, кусковые отходы, абразивную пыль и стружку, что обуславливает высокую себестоимость поковок.

Необходимое качество структуры и уровень механических свойств ковкого металла обеспечивается соответствующими термическими обработками: закалкой, нормализацией, отжигом, улучшением (закалкой с последующим высоким отпусканием),- которые проводят по окончании процессаковки или после изготовления детали методом резания. Поэтому структура и свойства стали, полученные в результатековки и последующего последеформационного охлаждения, претерпевают значительные изменения при термообработке.

Для сталей ледебуритного класса степень и температурно-скоростные условия деформации определяют такой важнейший показатель качества этих сталей как карбидную неоднородность, уменьшение которой позволяет повысить качество стали по другим показателям качества – по размеру аустенитного зерна, по механическим свойствам, по износостойкости и другим.

С целью прогнозирования качества продукции и карбидной неоднородности прутков стали ЭИ347-Ш (8Х4В9Ф2-Ш), предназначенной для изготовления тяжело нагруженных теплостойких подшипников к авиационным двигателям в условиях ПАО «Днепроспецсталь» проводятся исследования многофакторного воздействия на структуру прутков диаметром 45-105 мм стали ЭИ347-Ш, деформационная схема производства которых включает ковку металла на прессах, радиально-ковочных машинах, молотах и прокатку на стане 550 [7]. Число операций деформирования на названных агрегатах изменяется от 2 до 5 и в зависимости от размеров профиля образует совокупность из 126 возможных схем. Каждая из них обеспечивает получение целого ряда профилей. Технологические агрегаты снабжены нагревательными устройствами разного типа и также носит различный характер температурное воздействие на металл. Фактическое содержание основных легирующих элементов в стали может отличаться на 10-20 % относительно среднего значения. Варьирование содержания химических элементов в пределах марочного состава приводит к колебаниям степени карбидной неоднородности в пределах 1-2 баллов. Степень карбидной неоднородности у прутков одной плавки колеблется тоже в пределах двух баллов.

При исследовании определяли значимость температурного и деформационного воздействия на карбидную неоднородность структуры металла одного химического состава. В рамках одной из технологических схем деформирования изучали изменения структуры стали после каждой операции (рис.1): после электрошлакового переплава, гомогенизирующего ступенчатого нагрева,ковки на РКМ-1000 с уковом 2,4; нагрева иковки на РКМ-340 с уковом 2,2, а также после отжига. Карбидную неоднородность оценивали по шкале ТУ 14-1-2244-77. Результаты анализа показали, что с увеличением суммарной степени деформации карбидная неоднородность уменьшается (рис.1,б - при этом в центре поковки она больше, чем в периферийных слоях) и целесообразно использовать гомогенизирующий ступенчатый нагрев, при котором достигается более равномерное распределение карбидной фазы по сечению слитка и более тонкая карбидная сетка (см. рис. 1,а). Вместе с тем нагрев заготовок до 1160 °С перед ковкой на РКМ 340 практически не влияют на распределение карбидной фазы в объеме металла.

В соответствии с полученными результатами исследования в дальнейшем ограничили совокупность рассматриваемых факторов химическим составом стали, а также величиной суммарного укова и уковов в пределах каждой технологической операции. Выборку исходных данных сформировали по результатам анализа условий производства прутков диаметром от 45 до 105 мм из 229 плавов.

В результате обработки данных получили адекватные (для 5% уровня значимости критерия Фишера) зависимости, отображающие изменения средней для плавки степени (балла) карбидной неоднородности Y_1 и величины разброса значений степени карбидной неоднородности в пределах одной плавки Y_2 при варьировании технологических факторов. Аналитическое представление показателя Y_1 характеризуется среднеквадратическим отклонением аппроксимированных результатов от экспериментальных значений равным 0,33 и

коэффициентом корреляции между ними 0,742; соответствующие показатели для Y_2 составили 0,167 и 0,62. Установили, что на уровень Y_1 в большой степени влияют деформационные факторы, а на уровень Y_2 – химический состав стали.

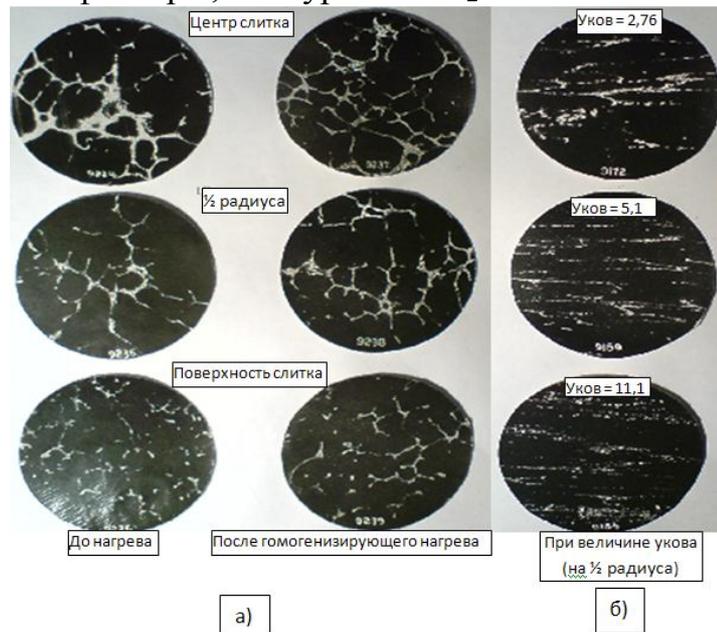


Рис.1. Микроструктура слитка (а) и поковки (б) из стали ЭИ347-Ш

В результате анализа графиков построенных по полученным зависимостям обнаружили, что средняя величина карбидной неоднородности возрастает с увеличением степени деформирующего воздействия на заготовку. Выявили также неравномерное изменение степени карбидной неоднородности при варьировании химического состава: она практически не изменяется при содержании вольфрама, ванадия и углерода в пределах от минимального уровня до среднего, но резко возрастает при содержаниях больше среднего. Суммарное варьирование содержанием этих элементов при одинаковом деформационном воздействии может приводить к изменению карбидной неоднородности на 1,5 балла. Интенсивное деформирующее воздействие может скомпенсировать влияние элементов химического состава, причём эффект достигается и при увеличении общего укова, и при перераспределении воздействия между деформирующими процессами. Наиболее предпочтительно сочетаниековки на РКМ с последующей прокаткой, когда при деформации наиболее интенсивно дробятся хрупкие эвтектические скопления, карбидная сетка и достигается более равномерное распределение карбидов, особенно на $\frac{1}{2}$ радиуса круга, где по техническим условиям контролируется карбидная неоднородность.

Направленное варьирование деформационных факторов может в значительной степени устранить негативное влияние на карбидную неоднородность повышенного содержания легирующих элементов. Результаты совместного воздействия на качество заготовок деформационных факторов и химического состава свидетельствуют о возможности эффективного управления уровнем карбидной неоднородности структуры в прутках как путём выбора операций деформирования, так и путём подбора профильного сортамента металлопродукции в зависимости от содержания карбидообразующих элементов.

Изменение степени карбидной неоднородности в заготовках в пределах каждой плавки определяется содержанием не только указанных элементов, но и марганца, кремния, фосфора, молибдена. Увеличение содержания молибдена, вольфрама и кремния усиливает разброс значений карбидной неоднородности для заготовок одной плавки, а увеличенное содержание углерода, фосфора и отчасти марганца действует в противоположном направлении.

Степень влияния одного элемента на изменение карбидной неоднородности металла одной плавки существенно зависит от содержания других элементов. Так, при минимальном содержании вольфрама изменение молибдена от 0,02 до 0,58 % не оказывает значительного влияния на стабильность уровня карбидной неоднородности, а при максимальном содержании вольфрама может вызывать разброс, оцениваемый двумя баллами. Максимальное содержание углерода в стали, равное 0,77-0,80 % полностью исключает изменение показателя Y_2 , а его минимальное содержание (0,71-0,75 %), наоборот, предполагает существенное воздействие молибдена на показатель.

Изложенные результаты используют на ПАО «Днепропецсталь» для совершенствования технологического процесса производства прутков из стали 8Х4В9Ф2-Ш с целью стабилизации потребительских свойств металла, определяемых карбидной неоднородностью. Практика показывает, что для выбора оптимальных многооперационных деформационных схем при обработке заготовок этой стали целесообразно использовать полученные результаты в математической модели, реализуемой на ПЭВМ и эксплуатируемой в режиме «советчика». В этих случаях при заданном химическом составе плавок удаётся достаточно быстро определить эффективную технологию обработки давлением заготовок каждой плавки.

Расчёт оптимальных деформационных параметров и химического состава проводится путём минимизации функционала Φ , выражающего величину относительного среднеквадратичного отклонения расчётных значений степени карбидной неоднородности Y_{pi} , вычисленных по полученным регрессионным уравнениям [7] от требуемых показателей Y_{ti} :

$$\Phi = \sum_{i=1}^2 m_i \left(\frac{Y_{ti} - Y_{pi}}{Y_{ti}} \right)^2 \quad (1)$$

где m_i - весовой коэффициент, изменяющийся от 0 до 1 и отражающий важность i -той характеристики.

Минимизацию функционала осуществляется методом деформированного многогранника [8], который не требует регулярности и непрерывности целевой функции и существования производных. Вторым преимуществом данного метода поиска оптимальных параметров по сравнению с методами оптимизации, основанными на вычислении первых и при необходимости вторых производных, является меньшее время на подготовку задачи к решению. При этом поиск по деформированному многограннику несколько более сложный по сравнению с прямым поиском, однако он легко осуществим на ПЭВМ и это обстоятельство стало обоснованием его выбора для минимизации функционала (1).

Для расчёта технологических параметров методом поиска по деформируемому многограннику использовали известную программу [8], по которой производится поиск без ограничения пределов изменения переменных величин. Чтобы ограничить диапазон варьирования технологических параметров, перешли к новой системе переменных, образуемой с помощью следующего преобразования:

$$Y_i = \operatorname{tg} \left[\pi \cdot \frac{X_i - \frac{(B+A)}{2}}{B-A} \right], \quad (2)$$

где Y_i – неограниченная переменная; X_i – ограниченная переменная; A и B – пределы варьирования переменной X_i , $A < X_i < B$.

После расчёта деформационных параметров обработки давлением заданной плавки, обеспечивающих необходимый уровень карбидной неоднородности, производят построение технологической схемы производства заказываемой продукции и расчёт себестоимости. Используя приведенный метод расчёта технологии можно на стадии приёма заказа определять необходимые дополнительные затраты для достижения требуемого качества продукции.

Выводы: Повышение качества поковок, экономия энергоресурсов, повышение производительности труда за счет разработки и внедрения технологииковки на основе совершенствования технологических режимов, создания новой научно обоснованной методики проектирования и новых режимов деформирования является актуальной научно-технической задачей. Для того, чтобы научно обосновать технологию, необходимо установить количественные соотношения между основными термомеханическими факторамиковки, пластичностью и механическими свойствами стали. Важнейшим показателем качества металла, характеризующим эксплуатационную пригодность и надежностьковки, являются структура и механические свойства. Величиной механических свойств и их анизотропией в ковном металле можно управлять, изменяя либо качество литого металла (плотность стали, содержание и вид неметаллических включений и т.д.), либо величину и распределение деформаций в объеме металла путем выбора соответствующих граничных и температурных условий (формы заготовки и инструмента, относительной подачи и обжатия, схемы кантовки и переходов и др.). Решение проблемы качестваковки и эффективности производства должно быть связано с реализацией принципа «требуемое качество при простейшей технологии».

Список литературы: 1. Соколов Л.М. Технология кування / Л.М. Соколов, І.С. Алієв, О.Є. Марков, Л.І. Алієва // Краматорськ: ДДМА. - 2011. - 268 с. 2. Трубин В.Н. Система управления качеством проектирования технологических процессовковки / В.Н. Трубин, В.И. Макаров, С.Н. Орлов и др. – М. : Машиностроение. - 1984. - 184 с. 3. Ковка крупных поковок / Под ред. В.Н. Трубина. - М. : Машиностроение. - 1965. - 296 с. 4. Скрыбин С.А. Изготовление поковок из алюминиевых сплавов горячим деформированием / С.А. Скрыбин - К. : КВИЦ. - 2004. - 346 с. 5. Тюрин В.А. Теория и процессыковки слитков на прессах / В.А. Тюрин. - М. : Машиностроение. - 1979. – 240 с. 6. Соколов Л.Н. Методика проектирования технологических процессовковки крупных поковок / Л.Н. Соколов, О.Е. Марков. – Краматорск : ДГМА. -2006. - 120 с. 7. Тумко А. Н. Улучшение качества деформируемых заготовок из стали 8Х4В9Ф2-Ш / А. Н. Тумко, В.В. Бринза, А. В. Коровин и др. - Сталь. – 1992. - № 5. - С. 70-74. 8. Химмельблау Д. Прикладное нелинейное программирование / Д. Химмельблау. – М. : Мир. – 1975. - 536 с.

О.В.МОЗГОВИЙ, канд. техн. наук, доц., ВДПУ імені Михайла Коцюбинського, Вінниця

ОЦІНЮВАННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ МЕХАНІЧНОЇ ОБРОБКИ ПОВЕРХНІ АЛМАЗНИМ ВИГЛАДЖУВАННЯМ ЗА ПАРАМЕТРАМИ ВІЛЬНИХ ЗАТУХАЮЧИХ КОЛИВАНЬ

Розглядається теоретична і експериментальна методика визначення технологічних режимів обробки поверхні металу алмазним вигладжуванням

Рассматривается теоретическая и экспериментальная методика определения технологических режимов обработки поверхности металла алмазным выглаживанием

We consider the theoretical and experimental methods for determining the technological regimes of processing the metal surface diamond smoothing

У процесі експлуатації вали сучасних газотурбінних двигунів (ГТД) зазнають значних циклічних навантажень. Великі швидкості обертання та температури вимагають від конструкторів підвищених робочих властивостей валів та їх довговічності. Такі експлуатаційні властивості залежать, в основному, від стану поверхневого шару, який формується на фінішних етапах технологічного процесу виготовлення валу. Границю витривалості валу визначають точність і шорсткість його поверхонь, величина, знак і характер розподілу залишкових напружень, глибина і ступінь наклепу, структура і текстура поверхні.

Забезпечити максимальну реалізацію експлуатаційних характеристик валу може тільки комплексний підхід до вибору технологічних факторів виготовлення виробу [1,2]. На сучасному етапі найбільш ефективною фінішною операцією виготовлення валів є поверхневе пластичне деформування, яке підвищує утомні властивості матеріалу деталей [3]. Найбільш ефективним способом поверхневого пластичного деформування є алмазне вигладжування [1-5], в результаті якого формуються необхідні залишкові стискаючі напруження у приповерхневому шарі і поверхні набувають необхідних параметрів шорсткості [2].

Вали ГТД виготовляють пустотілими і тонкостінними, товщина оболонки становить від 1,6 до 4,0 мм [4]. При цьому алмазне вигладжування проводять з обох сторін валу – внутрішньої і зовнішньої. Дослідження мікротвердості біля поверхні зразка і в його середині виявили максимальне значення в зоні впливу алмазного наконечника [6,7].

Обробка пластичним деформуванням вносить значний вплив на механічні характеристики матеріалів [1-5]. Оцінити ефективність таких технологічних операцій досить складно, тому виникає необхідність розробки теоретичної та експериментальної методики визначення необхідних технологічних параметрів.

Для дослідження були взяті спеціальні зразки із сталі 07X12H2МБФ, які вирізані із стінок вала ГТД, що пройшов повний цикл виготовлення. Розміри зразків становили 1x2x80 мм³. Поверхня вала була оброблена алмазним

вигладжуванням. Величина прикладеної сили алмазного наконечника до поверхні сталі змінювалась через 50 Н від 50 до 300 Н.

В основу методики покладені вільні затухаючі коливання досліджуваних зразків. У роботах [8,9] досліджено вплив режимів алмазного вигладжування на характер затухаючих коливань і часові залежності амплітуди, частоти і декременту коливань сталених зразків, показано, що декремент коливань може успішно використовуватись для вивчення впливу різних технологічних операцій виготовлення валів ГТД на оцінку механічних характеристик витривалості, в тому числі і фінішної обробки - алмазне вигладжування. Результати дослідження дають змогу оцінювати межі витривалості матеріалу.

У даній роботі досліджували вільні поперечні затухаючі коливання консольно затиснутого зразка. Коливання записували за допомогою програми Sound Forge на спеціальній установці [10,11] і за допомогою запропонованої спеціальної програми отримали загальну обвідну, обвідну смуги частот та обвідну найбільшої гармоніки у смугі частот. Особливістю програми є можливість, в залежності від часу, визначати частоту і амплітуду коливань, обчислювати логарифмічний декремент коливань системи.

Результати експериментальних досліджень: осцилограму затухаючих коливань і зміну амплітуди та логарифмічного декременту з часом показано на рисунку 1.

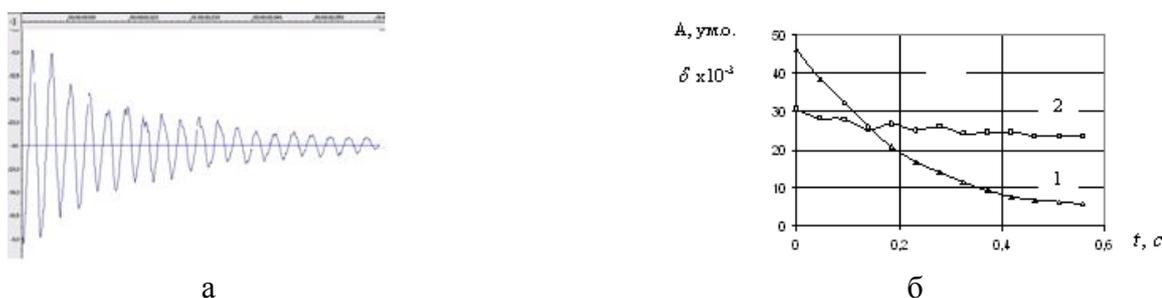


Рис. 1. Осцилограма (а) і часова залежність (б) амплітуди (1) і декременту (2) коливань зразка із сталі 07Х12Н2МБФ, який оброблено алмазним вигладжуванням.

Розглянемо математичну модель поведінки матеріалу валу ГТД. У ґрунтовних роботах Я.Г.Пановка, Г.С.Писаренка, Е.С.Сорокіна, М.В.Василенка, В.В.Хільчевського, В.Г.Дубенця, В.В.Матвеева та інших досліджувались задачі розсіяння механічної енергії, показано розвиток теорії втрат енергії в матеріалах.

У результаті поверхневої пластичної обробки вала утворюються три шари з різними, але близькими механічними характеристиками. Два зовнішніх, з поліпшеними характеристиками міцності, і середній шар має властивості матеріалу зразка у початковому стані. Схему поперечного перерізу стержня (симетричний відносно нейтральної лінії) показано на рисунку 2. Скористаємось результатами роботи В.В.Хільчевського, В.Г.Дубенця [12] для побудови математичної моделі коливань тришарового стержня. Коли модулі пружності шарів близькі, то зручно використовувати модель тришарового стержня, яка базується на гіпотезі плоских перерізів і відповідних енергетичних формулюваннях.

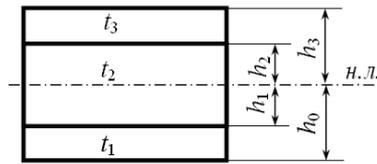


Рис. 2. Схема тришарового стержня, який оброблений алмазним вигладжуванням.

Потенціальна енергія деформації стержня з урахуванням гіпотези розподілення деформацій по товщині $\varepsilon = -z \frac{d^2 w}{dx^2}$ визначається формулою:

$$W_0 = \frac{1}{2} \int_{(H)} \int_{(L)} E z^2 \left(\frac{d^2 w}{dx^2} \right)^2 dx dz = \frac{a^2}{2} \int_{(H)} \int_{(L)} E z^2 \left| \frac{d^2 \bar{w}}{dx^2} \right|^2 dx dz,$$

де $w_{(x)} = a \bar{w}(x)$, $\bar{w}(x)$ – форма коливань, a – амплітуда.

Енергія дисипації визначається за формулою

$$W_{ouc} = \frac{1}{2} \int_{(H)} \int_{(L)} E z^2 \left(\frac{d^2 w}{dx^2} \right)^2 2\delta dx dz,$$

(δ – декремент коливань матеріалу шарів).

Залежність декременту коливань для матеріалів апроксимуємо двочленними залежностями:

$$\delta_i = \delta_{i0} + \delta_i \varepsilon_{\max}^\kappa, \quad (i = 1..3),$$

де коефіцієнти δ_{i0} , δ_i , κ визначаються експериментально шляхом випробування відповідних зразків з однорідних матеріалів.

З урахуванням двочленної формули для δ , одержимо

$$\begin{aligned} W_{ouc} &= \frac{1}{2} \int_{(H)} \int_{(L)} E z^2 \delta_{0i} \left(\frac{d^2 w}{dx^2} \right)^2 dx dz + \int_{(H)} \int_{(L)} E |z|^{2+\kappa} \delta_{i1} \left| \frac{d^2 w}{dx^2} \right|^{2+\kappa} dx dz = \\ &= a^2 \delta_{0i} \int_{(H)} \int_{(L)} E z^2 \left(\frac{d^2 \bar{w}}{dx^2} \right)^2 dx dz + a^{2+\kappa} \delta_{i1} \int_{(H)} \int_{(L)} E |z|^{2+\kappa} \left| \frac{d^2 \bar{w}}{dx^2} \right|^{2+\kappa} dx dz, \end{aligned}$$

($|a|$ – абсолютне значення (модуль) величини, t_i – товщина шарів).

Декремент коливань тришарового стержня довжиною L буде:

$$\delta_c = \frac{W_{ouc}}{2W_0} = \frac{\sum_{i=1}^3 \int_{(L)} \int_{t_i} E z^2 \left(\frac{d^2 \bar{w}}{dx^2} \right)^2 \delta_{0i} dx dz}{2 \sum_{\kappa=1}^3 \int_{(L)} \int_{t_i} E z^2 \left(\frac{d^2 \bar{w}}{dx^2} \right)^2 dx dz} + \frac{a^\kappa \sum_{i=1}^3 \int_{(L)} \int_{t_i} E |z|^{2+\kappa} \left(\frac{d^2 \bar{w}}{dx^2} \right)^{2+\kappa} \delta_{i1} dx dz}{2 \sum_{\kappa=1}^3 \int_{(L)} \int_{t_i} E z^2 \left(\frac{d^2 \bar{w}}{dx^2} \right)^2 dx dz},$$

де перший доданок – амплітудно-незалежна частина, а другий – амплітудно-залежна частина енергії дисипації.

На рис. 3 представлені результати теоретичних розрахунків осцилограми і часової залежності величини амплітуди коливань. Отримані результати відповідають результатам експериментальних вимірювань, представлених на рисунку 1.

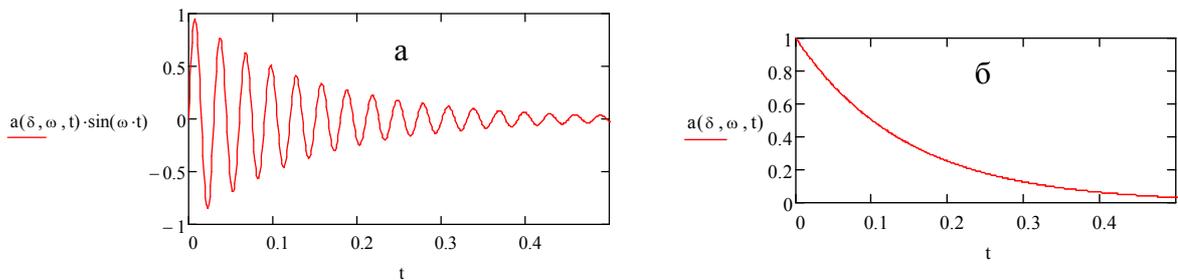


Рис. 3. Осцилограма затухаючих коливань (а) і часова залежність амплітуди коливань консольно затиснутого тришарового стержня

Результати експерименту і теоретично визначених параметрів розсіяння механічної енергії вказують на можливість планування режимів обробки з метою одержання необхідних механічних характеристик матеріалу.

Отримання за заданими параметрами досліджуваних матеріалів закону втрат механічної енергії у них дозволяє на основі теоретичної моделі розв'язати обернену задачу – за графіками вільних затухаючих коливань визначити механічні і фізичні параметри матеріалу.

Список літератури: 1. Богуслаев В.А. Технологическое обеспечение и прогнозирование несущей способности деталей ГТД [Текст] / В.А. Богуслаев, В.К. Яценко, В.Ф. Притченко. – К. : Манускрипт, 1993. – 333 с. **2.** Мозговой В.Ф. Особенности комплексной оценки деформационных параметров поверхностного слоя при изготовлении тонкостенных валов ГТД / В.Ф. Мозговой, В.А. Титов, А.Я. Качан // Технологические системы. – 2000. - №2(4). – С. 56-66. **3.** Мозговой В.Ф. Оценка эффективности финишной технологической обработки алмазным выглаживанием валов ГТД из стали Х12НБМФ-Ш при испытаниях на многоцикловую усталость / В.Ф. Мозговой, А.Я. Качан, А.П. Грабовский, Э.Г. Петренко // Технологические системы, 2001. - №1(7). – С. 37 – 41. **4.** Богуслаев В.А. Формирование параметров качества несущих поверхностей валов ГТД алмазным выглаживанием / В.А. Богуслаев, В.Ф. Мозговой, А.Я. Качан, В.А. Титов, А.И. Попенко // Вестник двигателестроения, 2003. - № 1. – С. 84 – 89. **5.** Торбило В.М. Алмазное выглаживание [Текст] / В.М. Торбило. – М. : Машиностроение, 1972. – 105 с. **6.** Мозговой В.Ф. Оценка оптимизированных технологических параметров процесса алмазного выглаживания при изготовлении валов ГТД / В.Ф. Мозговой, А.Я. Качан, В.А. Титов, В.Л. Калюжный, И.Л. Семеренко // Технологические системы. – 2001. - №5(11). – С. 78 – 85. **7.** Мозговой О.В. Вплив поверхневої деформації на міцнісні властивості сталі 07Х12Н2МБФ / О.В. Мозговий, О.П. Чепугов, А.В. Титов // Породоразрушающий и металлообрабатывающий инструмент – техника и технология его изготовления и применения: Сборник научных трудов.– Вып.11.– К. : ИСМ им. В.Н. Бакуля, НАН Украины, 2008.– С. 288-291. **8.** Мозговий О.В. Вплив обробки поверхні пластичним деформуванням на параметри внутрішнього тертя в сталях / О.В. Мозговий, В.Ф. Мозговий, О.Я. Качан, В.А. Титов // Вісник двигунобудування, 2003. -№1. – С. 96 – 99. **9.** Титов В.А. Вплив алмазного вигладжування поверхні сталей на розсіяння механічної енергії / В.А. Титов, О.В. Мозговий // Вестник национального технического университета Украины «Киевский политехнический институт». Машиностроение. – К. : НТУУ «КПИ». – 2008. - №54. - С. 131 – 140. **10.** Богуслав О.В. Діагностика лопаток ГТД звуковим методом / О.В. Богуслаев, О.В. Мозговий, С.В. Мозговий, А.Я. Качан, А.В. Титов // Вісник двигунобудування, 2004. - № 1. – С.148 – 150. **11.** Мозговий О.В. Визначення дійсного значення декременту коливань звуковим методом / О.В. Мозговий // Вісник Національного технічного університету України «Київський політехнічний інститут». Серія Машинобудування. – К. : НТУУ «КПИ». – 2010. - №60. - С. 228 – 231. **12.** Хильчевский В.В. Рассеяние энергии при колебаниях тонкостенных элементов конструкций [Текст] / В.В. Хильчевский, В.Г. Дубенець. – К. : Вища школа, 1977. – 250 с.

БЕЛИКОВ С.Б., докт. техн. наук, ректор, ЗНТУ, Запорожье

РЯГИН С.Л., канд. техн. наук, доцент, ЗНТУ, Запорожье

ШЕВЧЕНКО В.Г., канд. техн. наук, зав.кафедрой, ЗНТУ, Запорожье

ХАРАКТЕРИСТИКИ СОПРОТИВЛЕНИЯ УДАРНОМУ ИЗГИБУ ПЛАСТИЧНЫХ СТАЛЕЙ, ПРИМЕНЯЕМЫХ В КРАНОСТРОЕНИИ

На примере пластичной стали 09Г2С экспериментально показано, что ударная вязкость зависит от формы и размеров образца и потому не может использоваться в качестве характеристики материала. Предложена альтернативная характеристика – удельная ударная вязкость, основанная на учете параметров пластической деформации образца. Показано, что для пластичных сталей энергия разрушения образца может не быть пропорциональна площади поверхности разрушения.

На прикладі пластичної сталі 09Г2С експериментально показано, що ударна в'язкість залежить від форми та розмірів зразка і тому не може використовуватись в якості характеристики матеріала. Запропоновано альтернативну характеристику – питому ударну в'язкість, засновану на врахуванні параметрів пластичної деформації зразка. Показано, що для пластичних сталей енергія руйнування зразка може не бути пропорційна площі поверхні руйнування.

Using plastic steel 09Г2С it was shown by means of experiment that an impact elasticity depends on specimen form and dimensions and consequently can not be used as material characteristic. The alternative characteristic was offered – specific impact elasticity, which takes into account specimen plastic deformation parameters. It was shown that for plastic steels specimen destruction energy can be not proportional to failure surface area.

Вступление

Совершенствование учета механических характеристик применяемых материалов является одной из важных составляющих повышения точности расчетных моделей, и потому связано с важным научным и практическим заданием улучшения качества и конкурентоспособности продукции отечественного краностроения.

Общеизвестно, что предел прочности пластичных материалов (из-за образования шейки) и предел текучести хрупких материалов имеют условный характер [1], хоть и приводятся в марочниках и традиционно используются в расчетной практике.

В справочном пособии [2] указывается, что еще одна традиционная механическая характеристика, ударная вязкость – "технологическая проба для оценки склонности материалов к хрупкому разрушению", "зависит от ряда других прочностных и пластических свойств материала", т.е. по сути тоже имеет условный характер. При этом в [2] рекомендуется при определении ударной вязкости использовать только один типоразмер образца при унифицированных условиях испытаний, "поскольку во время динамических испытаний закон подобия не действует".

Однако это не только противоречит стандарту [3], предусматривающему ряд стандартизованных типов образцов с поперечными сечениями разных размеров, но и закрепленному в этом стандарте исходному постулату механики

разрушения, согласно которому энергия разрушения образца пропорциональна площади поверхности разрушения и, следовательно, не должна зависеть ни от размеров, ни от формы сечения.

Поскольку в справочном пособии [2] не приведено подробного исследования данного противоречия, данная статья, в развитие положений [2], посвящается исследованию зависимости ударной вязкости от размеров сечений образцов на примере одной из пластичных сталей, применяемых в краностроении.

Целью данной статьи является экспериментальное изучение связи между энергией разрушения образцов из стали 09Г2С, широко применяемой в краностроении, и их геометрическими характеристиками при испытаниях на ударный изгиб при комнатной и пониженной температурах.

Метод исследований

Для проведения исследований из листовой стали 09Г2С было изготовлено 7 групп по 5 образцов с V-образными надрезами: размеры 4-х групп были приближены к типам 11, 12, 13, 14 по стандарту [3], еще 3 группы (А5, В6, С7), с целью расширения диапазона форм, были выполнены с альтернативными размерами поперечного сечения. Начальные размеры образцов приведены в табл.1. Из табл.1 видно, что образцы различных групп отличаются как площадью поперечного сечения, так и его формой.

Испытания на ударный изгиб проводились на копре Tinius Olsen (модель IT542E), позволяющем с высокой точностью определять энергию разрушения А. Испытания проводились при пяти температурах t , для каждой из которых выбиралось по одному образцу из каждой группы.

Результаты и их обсуждение

Результаты проведенных испытаний приведены в табл.1.

Площадь поперечного сечения рассчитывалась по традиционной формуле:

$$F = H_1 \cdot B.$$

Для количественной оценки формы поперечного сечения был введен безразмерный коэффициент формы:

$$\alpha = \frac{H_1}{B}.$$

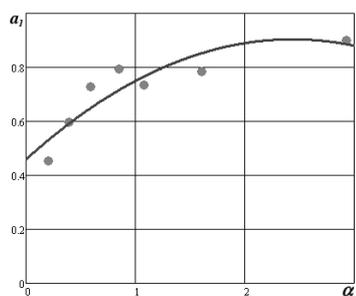
Эмпирические коэффициенты корреляции для ударной вязкости a_1 , площади сечения F и коэффициента формы α сведены в табл.2. Из табл.2 видно, что между a_1 и F слабая связь возникает лишь при $t \leq -40^\circ\text{C}$, зато между a_1 и α существует выраженная корреляционная связь, ослабевающая лишь при $t = -60^\circ\text{C}$. Значения a_1 в виде зависимостей от α для всех температур испытаний t показаны на рис.1а.

Таблица 1 – Результаты испытаний образцов из стали 09Г2С

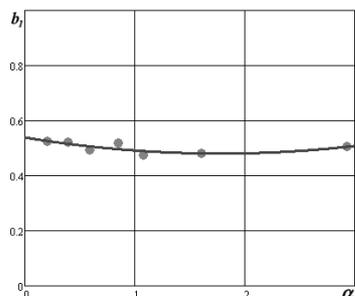
Образец		Начальные размеры, mm			Температура испытаний $t, ^\circ\text{C}$	Энергия разрушения образца A, J	Наибольшая ширина после испытаний W, mm
Группа	№	Ширина B	Высота H	Высота рабочего сечения H_1			
11	11	9,28	9,97	7,90	10	58,252	10,62
	12	9,28	9,98	8,01	0	61,955	10,72
	13	9,29	9,98	7,98	-20	55,980	10,57
	14	9,29	9,98	7,99	-40	39,462	10,27
	15	9,30	9,97	7,92	-60	30,745	10,10
12	21	7,37	9,88	7,97	10	43,111	8,71
	22	7,37	9,88	7,94	0	41,543	8,67
	23	7,38	9,88	7,88	-20	39,877	8,56
	24	7,37	9,87	7,96	-40	35,745	8,47
	25	7,37	9,91	7,94	-60	22,734	8,12
13	31	4,98	9,93	7,99	10	31,150	6,33
	32	4,98	9,93	8,00	0	30,846	6,32
	33	4,97	9,95	7,82	-20	28,422	6,29
	34	4,99	9,93	7,92	-40	28,020	6,20
	35	4,97	9,93	7,84	-60	23,229	6,01
14	41	2,05	8,15	6,00	10	11,088	3,12
	42	2,04	8,15	6,03	0	11,564	3,15
	43	2,03	8,15	6,00	-20	11,278	3,12
	44	2,03	8,15	6,03	-40	11,755	3,23
	45	2,04	8,16	6,00	-60	9,3812	2,97
A5	51	9,94	7,98	5,87	10	42,483	11,07
	52	9,95	7,96	6,00	0	47,110	11,18
	53	9,95	7,96	5,99	-20	46,899	11,18
	54	9,94	7,97	6,02	-40	27,518	10,71
	55	9,95	7,96	5,96	-60	17,437	10,45
B6	61	9,98	5,86	3,94	10	23,428	10,72
	62	9,98	5,87	3,95	0	17,146	10,69
	63	9,99	5,87	3,93	-20	20,271	10,68
	64	9,99	5,87	3,91	-40	19,682	10,69
	65	9,99	5,86	3,92	-60	27,417	10,80
C7	71	9,84	3,98	2,02	10	9,0032	10,25
	72	9,83	3,99	2,02	0	7,4027	10,23
	73	9,85	4,00	2,06	-20	9,9492	10,32
	74	9,88	4,00	2,00	-40	8,1548	10,25
	75	9,85	4,00	2,05	-60	8,9088	10,28

Таблица 2 – Эмпирические коэффициенты корреляции для ударной вязкости a_1 , площади сечения F и коэффициента формы α

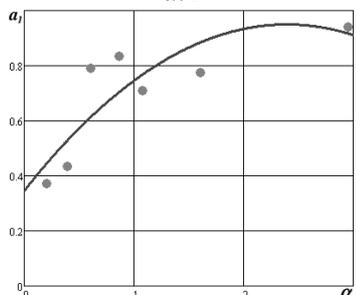
$t, ^\circ\text{C}$	a_1/F	a_1/α
10	0.179	0.813
0	0.239	0.746
-20	0.064	0.807
-40	-0.440	0.989
-60	-0.672	0.586



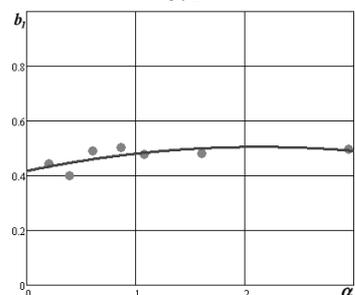
a.1



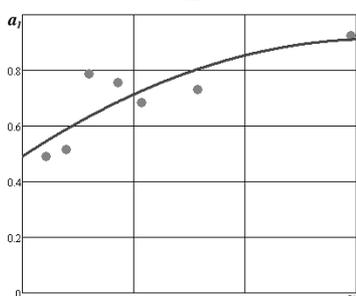
b.1



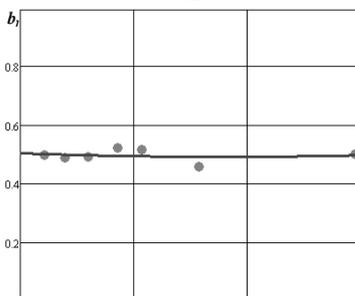
a.2



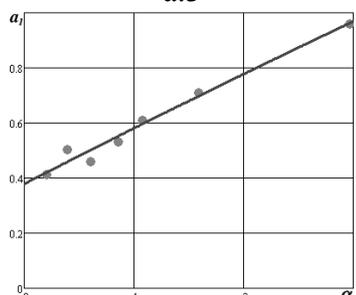
b.2



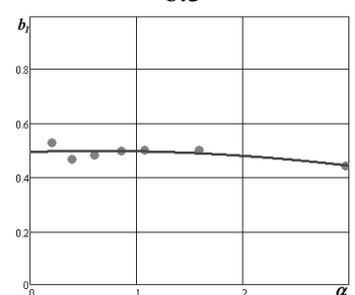
a.3



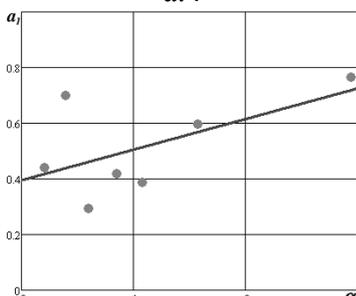
b.3



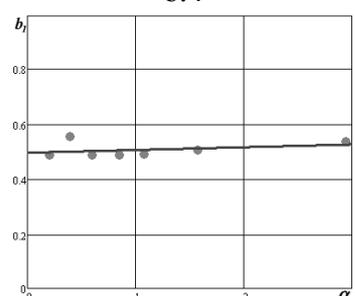
a.4



b.4



a.5



b.5

а – ударная вязкость a_1 [J/mm^2]
 б – удельная ударная вязкость b_1
 [$\text{J}/\text{mm}^{2.617}$]

1 – $t=+10^\circ\text{C}$
 2 – $t=0^\circ\text{C}$
 3 – $t=-20^\circ\text{C}$
 4 – $t=-40^\circ\text{C}$
 5 – $t=-60^\circ\text{C}$

Рис. 1. Зависимость ударной вязкости a_1 и удельной ударной вязкости b_1 от коэффициента формы сечения α для разных температур испытаний t

Из рис.1а видно, что для одного и того же материала при фиксированной температуре испытаний t величина ударной вязкости a_1 изменяется до 2.5 раз в зависимости от формы сечения образца. (Здесь и далее на графиках экспериментальные данные аппроксимированы квадратичной параболой с помощью метода наименьших квадратов, за исключением рис.1а.5, на котором данные из-за сильного разброса аппроксимированы прямой.) Очевидно, что, по крайней мере для стали 09Г2С, энергия разрушения образца не пропорциональна площади поверхности разрушения, а классическая ударная вязкость не может использоваться в качестве характеристики материала. Сказанное подтверждает и развивает приведенные в справочном пособии [2] положения и ставит под сомнение стандарт [3].

Также примечательно, что зависимости ударной вязкости a_1 от температуры испытаний t для образцов групп 11, 12, 13, А5 имеют классический характер, а для групп с наибольшими и наименьшими значениями α даже по форме отличаются от традиционного вида (группы 14, С7 и, особенно, В6).

Для объяснения полученных результатов авторы взяли за основу альтернативную гипотезу механизма разрушения образца при испытаниях на ударный изгиб. В зоне ослабленного сечения возникает подобие пластического шарнира. Волокна в верхней половине сечения пластически деформируются аналогично образцу при испытании на разрыв, вплоть до их разрушения, начиная от верхнего края сечения. Волокна в нижней половине сечения сперва испытывают пластическую деформацию сжатия, а затем, по мере смещения нейтральной линии, растягиваются вплоть до разрушения. При этом верхняя часть сечения должна сужаться, а нижняя – нелинейно расширяться.

Для подтверждения данной гипотезы на рис.2 в качестве примера показана поверхность разрушения образца №22. Ее форма соответствует описанным процессам пластического деформирования при разрушении образца.



Рис. 2. Поверхность разрушения образца №22, иллюстрирующая процессы пластического деформирования при ударном изгибе

Детальная разработка теоретической модели, описывающей эти процессы, на данном этапе затруднительна по многим причинам, в частности – из-за необходимости предварительного изучения работы пластического деформирования волокон при ударном нагружении (при различных соотношениях последовательного сжатия и растяжения, для разных температур).

Однако возможно создание эмпирической модели, адекватно описывающей полученные экспериментальные результаты.

Исходя из сказанного, эмпирическая модель была основана на том, что для конструкционных материалов, не являющихся идеально хрупкими, энергия разрушения в первую очередь зависит от работы пластической деформации образца. Альтернативная характеристика, которую можно назвать удельной ударной вязкостью, должна иметь другую размерность. В знаменателе вместо

$[m^2]$ были бы $[m^3]$, размерность пластического момента сопротивления, но нелинейный характер деформации должен несколько изменить величину этой степени.

Для количественной оценки пластической деформации образца был введен безразмерный коэффициент поперечного расширения:

$$\varphi = \frac{W - B}{B},$$

где W – наибольшая ширина образца после испытаний (см. рис.2 и табл.1).

Зависимости коэффициента поперечного расширения φ от коэффициента формы α для всех температур испытаний t приведены на рис.3. Соответствующие эмпирические коэффициенты корреляции изменяются в пределах от 0.975 до 0.999, что указывает на тесную связь φ и α .

Из рис.3 заметно, что функциональная зависимость φ от α с падением температуры становится более нелинейной.

В наиболее общем случае, удельную ударную вязкость b следует искать в виде функциональной зависимости f_1 :

$$b = f_1(A, \varphi, t, B, H_1, H). \quad (1)$$

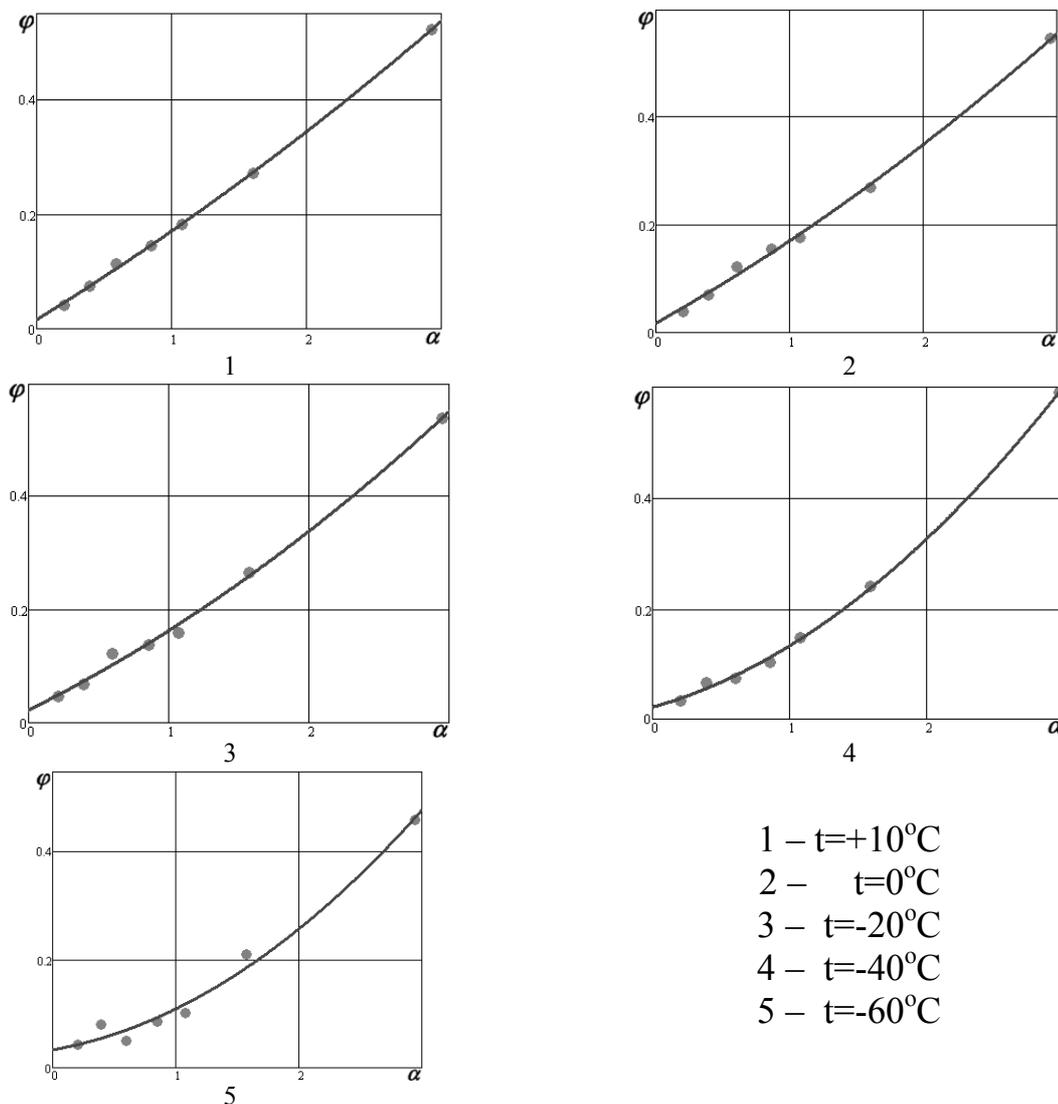


Рис. 3. Зависимость коэффициента поперечного расширения φ от коэффициента формы сечения α для разных температур испытаний t

Поскольку в настоящий момент рассматривается всего 35 экспериментальных точек для одной стали, эту зависимость в первом приближении можно упростить, взяв за основу формулу пластического момента сопротивления:

$$b = \frac{A}{B^k \cdot H_1^m \cdot f_2(\varphi)}. \quad (2)$$

В качестве критерия оценки зависимостей было использовано приведенное среднеквадратическое отклонение S : для каждой из пяти температур испытаний определялось среднее арифметическое семи значений зависимости, на которое эти значения делились; затем для всех 35-ти приведенных значений определялось среднеквадратическое отклонение относительно уже единичных средних арифметических. По сути, S отражает относительный совокупный разброс значений зависимости для образцов разной формы и площади в пределах каждой из температур испытаний.

В качестве функциональной зависимости f_2 было бы целесообразно использовать степенной ряд. Но, при ограниченном количестве экспериментальных точек, с целью уменьшения числа определяемых параметров n для начала можно ограничиться его первым слагаемым.

В результате обработки экспериментальных данных для определения удельной ударной вязкости был получен ряд зависимостей с различным числом определяемых параметров n . Некоторые из этих зависимостей приведены в табл.3.

Из табл.3 видно, что стандартная формула (3) для определения ударной вязкости имеет большую величину S . Использование в качестве f_2 степенной функции позволяет для приведенной ударной вязкости (4) снизить величину S на порядок. Замена степенной функции на показательную (5), как частичная альтернатива использованию степенного ряда, позволяет дополнительно уменьшить величину S при сохранении прежнего n .

В качестве примера значения приведенной ударной вязкости b_1 (5) в виде зависимостей от α показаны на рис.1b.

Таблица 3 – Примеры зависимостей для оценки результатов испытаний на ударный изгиб образцов из стали 09Г2С

Номер формулы	Формула	Приведенное среднеквадратическое отклонение S	Число определяемых параметров n	Рисунки
(3)	$a_1 = \frac{A}{B \cdot H_1}$	0.5096	0	Рис.1а
(4)	$b_0 = \frac{A}{B^{2.024} \cdot H_1^{0.372} \cdot \varphi^{1.186}}$	0.0547	3	–
(5)	$b_1 = \frac{A}{B^{2.141} \cdot H_1^{0.476} \cdot (8.269^\alpha - 1)}$	0.0517	3	Рис.1b

Из сравнения рис.1а и рис.1б видно, что величина b_1 , в отличие от a_1 , не имеет выраженной функциональной зависимости от α , и разброс экспериментальных точек для нее носит преимущественно случайный характер. (При фиксированной температуре испытаний t величина приведенной ударной вязкости b_1 изменяется до 1.25 раза в зависимости от формы сечения образца.)

Отдельно следует отметить, что выраженный разброс экспериментальных точек на рис.1а.5 уменьшается до естественного на рис.1б.5 ($t=-60^\circ\text{C}$). Также интересно, что b_1 меньше зависит от температуры испытаний, чем a_1 .

Зависимости приведенной ударной вязкости b_0 (4) от α имеют характер, аналогичный b_1 .

Дополнительно был предпринят ряд попыток найти другие зависимости для определения приведенной ударной вязкости в форме (2) при $n=4$ и $n=5$. При этом было достигнуто улучшение результата лишь до величины $S=0.0499$ в лучшем случае, что не может оправдать увеличения отношения n к количеству экспериментальных точек до 1/7.

Также было замечено, что функциональная зависимость f_2 не должна содержать слагаемых без φ , т.е. должно выполняться условие:

$$f_2(\varphi = 0) = 0. \quad (6)$$

Отдельно следует отметить, что попытка найти смешанную зависимость в форме:

$$b_2 = \frac{A}{B^k \cdot H_1^m \cdot \varphi^l} + c \cdot a_1,$$

где $c \in [0;1]$ – весовой коэффициент, привела к результату: $c=0$, $b_2=b_0$.

Это открывает дополнительную перспективу для дальнейших исследований, поскольку, с учетом ограничения (6), зависимость в форме (2) непригодна для идеально хрупких материалов. Одним из перспективных направлений может быть учет потенциальной энергии упругой деформации образца, которая при его разрушении переходит в другие формы.

Также была предпринята попытка найти зависимость для определения приведенной ударной вязкости в форме, промежуточной между (2) и (1), при $n=7$. При этом была достигнута величина $S=0.0445$, что, при отношении n к количеству экспериментальных точек 1/5, не может трактоваться как лучший результат.

Расширение базы экспериментальных результатов, как количественное, так и для других материалов, температур и размеров сечений, могло бы дать возможность уточнить как форму зависимости для определения удельной ударной вязкости, так и величину определяемых параметров. Однако, как известно, ударная вязкость не используется в расчетах как количественный параметр, и служит лишь для оценки способности материала сопротивляться ударному нагружению. Причем оценка эта, как следует из [2] и данной статьи, носит условный характер. Поэтому еще более целесообразно было бы предложить для практического применения другую механическую характеристику, позволяющую как качественно, так и количественно оценивать способность материала сопротивляться ударному нагружению. Этому будут посвящены следующие статьи авторов.

Выводы

Таким образом, на примере стали 09Г2С показано, что для пластичных материалов энергия разрушения образца может не быть пропорциональна площади поверхности разрушения. Полученные результаты также подтверждают, что ударная вязкость не всегда может использоваться в качестве характеристики материала. Это дает основания поставить вопрос о необходимости дальнейшей проверки и переработки стандарта [3].

В перспективе возможно уточнение альтернативной зависимости для определения удельной ударной вязкости, на основе расширения базы экспериментальных результатов. Еще более целесообразно нахождение другой механической характеристики для оценки способности материала сопротивляться ударному нагружению.

Список литературы: 1. Писаренко Г.С. Справочник по сопротивлению материалов / Писаренко Г.С., Яковлев А.П., Матвеев В.В. – Киев: Наук. думка, 1988. – 736 с. 2. Механіка руйнування і міцність матеріалів: Довідн. посібник / Під заг. ред. В.В.Панасюка. Т.9: Міцність і довговічність авіаційних матеріалів та елементів конструкцій / Остап О.П., Федірко В.М. та інш. – Львів: Вид-во "Сполом", 2007. – 1068 с. 3. Метод испытания на ударный изгиб при пониженной, комнатной и повышенной температурах: ГОСТ 9454-78. – М.: Изд-во стандартов, 1982. – 11 с.

УДК 620.179.14

СЕБКО В.В., д.т.н., проф. НТУ «ХПИ»

ПИТАК И.В., к.т.н., доц. НТУ «ХПИ»

СЕБКО В.П., д.т.н., проф. НТУ «ХПИ»

ЗДОРЕНКО В.Г., д.т.н., проф. КНУТД, Киев

ЗАЩЕПКИНА Н.М., к.т.н., доц. КНУТД, Киев.

ТОЧНОСТЬ ИДЕНТИФИКАЦИИ ФЕРРОМАГНИТНЫХ ПЛОСКИХ ИЗДЕЛИЙ ЗА СЧЕТ СОЗДАНИЯ ИНФОРМАЦИОННОЙ ИЗБЫТОЧНОСТИ

Исследована возможность идентификации ферромагнитных плоских изделий, за счет создания информационной избыточности с помощью теплового трансформаторного вихретокового датчика (ТВД).

Досліджено можливість ідентифікації ферромагнітних плоских виробів за рахунок створення інформаційної надмірності за допомогою теплового трансформаторного вихреструмного датчика (ТВД).

The possibility of identifying ferromagnetic flat items is researched, at the expense of building information redundancy with the help on the thermal transformer eddy current sensor (TES).

На сегодняшний день в таких отраслях промышленности Украины как приборостроение, машиностроение и других, важное значение приобретают вихретоковые методы и устройства контроля параметров ферромагнитных плоских изделий. Среди известных вихретоковых методов контроля ферромагнитных пластин, особо выделяются методы и устройства, позволяющие

определять магнитные, электрические и геометрические параметры [1-6]. Основным недостатком этих работ, является то, что авторы не учитывают температуру, при которой определялись относительная магнитная проницаемость μ_r и удельное электрическое сопротивление ρ . Следует отметить статью, которая посвящена определению удельного электрического сопротивления ρ и температуры t плоского немагнитного изделия [7]. Однако недостатком работы [7] является то, что не рассмотрен контроль ферромагнитных пластин и влияние температуры на относительную магнитную проницаемость μ_r пластины.

В настоящее время известны работы в которых описаны способы, приемы и устройства, позволяющие создать информационную избыточность, за счет того, что в вихретоковый датчик с контролируемой пластиной встроена нагревательная обмотка, при этом геометрические и электромагнитные параметры ферромагнитных пластин определяются с учетом температуры [8-10]. Следует отметить, что совместный контроль относительной магнитной проницаемости μ_r , удельного электрического сопротивления ρ и температуры t дает возможность, в общем случае, определить к какому классу или группе относится контролируемый объект. Однако нагревая деталь в процессе контроля, можно помимо перечисленных выше параметров ферромагнитных пластин, определить температурный коэффициент удельного электрического сопротивления α_ρ , а также температурный коэффициент относительной магнитной проницаемости α_μ , получая при этом необходимую информационную избыточность.

Именно информационная избыточность позволяет наиболее точно идентифицировать контролируемый объект, при реализации многопараметровых вихретоковых методов, которые косвенно могут дать оценку уровня качества промышленной продукции. Кроме того, важный теоретический и практический интерес представляет исследование воздействия температуры t на относительную магнитную проницаемость μ_r и удельное электрическое сопротивление ρ ферромагнитных плоских изделий.

Следует отметить, что все эти вопросы на сегодняшний день не были рассмотрены в полном объеме. Поэтому, возникает важная научно-практическая проблема, которая состоит в точности идентификации контролируемых плоских изделий за счет создания информационной избыточности при осуществлении многопараметрового вихретокового контроля.

При этом для совместного измерительного контроля относительной магнитной проницаемости μ_{rt} , удельного электрического сопротивления ρ_t и температуры t пластины, а также температурных коэффициентов сопротивления α_ρ и α_μ , будет использован датчик одной физической породы, и с помощью этого датчика который работает в переменном магнитном поле, создается нужная информационная избыточность. Данный многопараметровый вихретоковый метод может быть использован для контроля физико – механических параметров стальных изделий и конструкций после обработки давлением (например после прокатки).

Таким образом, целью работы является исследование особенностей совместного измерительного контроля относительной магнитной проницаемости μ_{rt} , удельной электрической проводимости σ_t , температуры t , а также

температурных коэффициентов сопротивления α_p и α_μ пластины для создания информационной избыточности, которая в свою очередь позволит наиболее точно идентифицировать контролируемый объект.

Для достижения цели необходимо решить следующие задачи:

- разработать алгоритм совместного контроля относительной магнитной проницаемости μ_{rt} , удельной электрической проводимости σ_t , температуры t пластины, а также температурного коэффициента удельного электрического сопротивления α_p и температурного коэффициента относительной магнитной проницаемости α_μ .
- исследовать влияние температуры на изменение электромагнитных параметров ферромагнитной пластины.

2 Совместный контроль параметров нагреваемого плоского ферромагнитного изделия.

Информационный сигнал трансформаторных вихретоковых датчиков, это как правило сигнал переменного тока, который является трехпараметровым и включает в себя следующие составляющие: амплитуду, фазу и частоту. На измерениях этих трех информативных параметров, основана вся методика неразрушающего вихретокового контроля плоских изделий [1-9]. При этом в работе [10] рассмотрен четырехпараметровый совместный контроль ферромагнитной пластины с помощью теплового параметрического вихретокового датчика ПВД. Недостатком метода описанного в работе [10] является то, что не учитывается температурная погрешность, вызванная изменением сопротивления обмотки ПВД.

В схеме на рисунке 1 приведенной с учетом результатов работ [1-9], предлагается нагрев плоского изделия в процессе контроля физико-механических параметров. При этом, в отличие от работ [7-9] для управления греющим устройством – ГУ, внутри которого располагается контролируемое ферромагнитное плоское изделие – П, предусмотрено использование серийно выпускаемого устройства – терморегулятора ТРМ10, так как двухпозиционное регулирование не всегда обеспечивает необходимую точность. Важной функцией ТРМ10 является также регулирование температуры плоского образца с заданной точностью, работа терморегулятора основана на принципе пропорционального интегрально-дифференциального регулирования (ПИД). В качестве контрольного метода измерения температуры используется термопара хромель-копель (ТХК), которая крепится непосредственно на ферроманитный плоский образец. Сначала, по специальной программе вводится тип термопары и за счет предусмотренной автоматической градуировки выставляется диапазон измерения температуры плоского образца, после чего вводятся константы (коэффициенты ПИД регулирования). Используемый терморегулятор имеет два выхода: регулирующий – ВР, который соединяется с нагревателем и измерительный – ИР, который связан с термопарой. Сигнал с термопары подается на ТРМ, в котором предусмотрено устройство сравнения, при этом сравниваются выходной сигнал термопары с температурой задаваемой на терморегуляторе (из исследуемого диапазона температур). Схема на рис. 1 также включает в себя тепловой ТВД, имеющий две обмотки намагничивающую и измерительную [7-9], Г – источник переменного

тока, ИЧ – измеритель частоты изменения намагничивающего тока, Б – бареттер (стабилизатор тока), три измерителя напряжения – В, V_1 и V_2 , $R_{об}$ – образцовое сопротивление, С – самописец, РД – рабочий датчик, ОД – опорный датчик, в схему также входит ОС – двухлучевой осциллограф для измерения фазового угла. Следует отметить, что температура внешней среды и температура теплового ТВД, может влиять на результаты измерений параметров изделий, так как под влиянием температуры намагничивающая обмотка ТВД изменяет свое сопротивление и это, в свою очередь, может привести к тому, что изменяется значение намагничивающего тока теплового ТВД и магнитного потока в контролируемом плоском образце, а следовательно к погрешностям измерений параметров пластины. Если применить стабилизацию тока и термоизолировать обмотки теплового ТВД [7-9], то возможно сохранить постоянными величину тока и магнитного потока, поэтому в схеме на рис. 1 последовательно с намагничивающей обмоткой теплового ТВД включают бареттер – Б (стабилизатор тока). Во время работы схемы на рис. 1, для контроля формы намагничивающего тока используется самописец – С со стробоскопическим устройством, частоту изменения намагничивающего тока регистрирует измеритель частоты – ИЧ, а значение тока фиксируют с помощью вольтметра – В, который регистрирует падение напряжения на образцовом сопротивлении - $R_{об}$. Тепловой ТВД совмещает в себе три функции: создание магнитного потока в плоском изделии – П, измерение ЭДС и ее фазы с концов вторичной обмотки и нагрев плоского образца с помощью ГУ [7-9], которым управляет ТРМ10. ОД и РД являются идентичными преобразователями, которые имеют одинаковые размеры и число витков. С помощью измерителя напряжения V_1 определяют суммарную ЭДС теплового ТВД $E_{\Sigma t}$, которая зависит от температуры. Измеритель напряжения V_2 регистрирует ЭДС E_0 (ТВД без пластины) [7-9], а с помощью ОС определяют зависимый от температуры фазовый угол сдвига $\varphi_{от}$ между ЭДС E_0 и суммарной ЭДС теплового ТВД $E_{\Sigma t}$. Таким образом, измеритель напряжения V_2 свой выходной сигнал подает на один вход осциллографа – ОС, а вход теплового ТВД соединен с другим входом ОС.

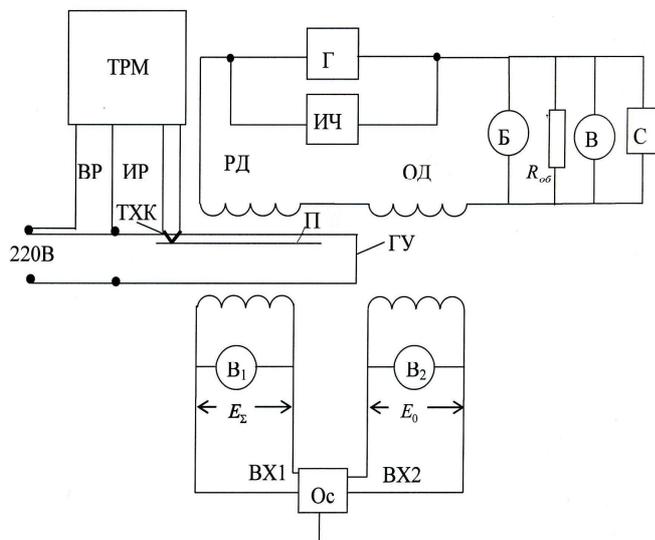


Рис. 1. Схема теплового ТВД для контроля многих параметров ферромагнитной пластины.

В работах [3, 4] получены универсальные функции преобразования $k = f(x)$ и $\varphi = f(x)$ для двухпараметрового трансформаторного вихретокового датчика с плоским ферромагнитным изделием. С учетом результатов работ [3, 4], приведем алгоритм измерительных и расчетных процедур многопараметрового контроля плоских ферромагнитных изделий, а также формулы для определения пяти параметров ферромагнитной пластины.

Сначала с помощью схемы на рис. 1 измеряем $E_{\Sigma t}$, φ_{0t} и f_t теплового ТВД с нагреваемой пластиной. Затем воспользовавшись результатами работ [1-9], находим фазовый угол φ между ЭДС E_{2t} и ЭДС E_0 , а также определяем ЭДС E_{1t} , обусловленную прохождением магнитного потока в воздушном зазоре между изделием и вторичной обмоткой теплового ТВД [1-9]. После этого определяем обобщенный магнитный параметр x_t и параметр κ_t (удельный нормированный магнитный поток на единицу μ_{rt}) [3, 4].

Электромагнитные параметры μ_{rt} и σ_t нагреваемой в процессе контроля ферромагнитной пластины, зная толщину d и ширину h контролируемого плоского образца, определяем по формулам

$$\mu_{rt} = \frac{d_k h_k \sqrt{E_{\Sigma t}^2 + E_{1t}^2 - 2E_{\Sigma t} E_{1t} \cos \varphi_{0t}}}{E_0 d h K}, \quad (1)$$

$$\sigma = \frac{x^2 E_0 d h K}{\pi d^2 \mu_0 f d_k h_k \sqrt{E_{\Sigma t}^2 + E_{1t}^2 - 2E_{\Sigma t} E_{1t} \cos \varphi_{0t}}} \quad (2)$$

Температуру ферромагнитной пластины при которой осуществлялся контроль электромагнитных параметров, находим из выражения

$$t = \left(\frac{1 + \alpha \cdot t_1}{\alpha} \right) \left(\frac{\pi d^2 f \mu_0 d_k h_k \sqrt{E_{\Sigma t}^2 + E_{1t}^2 - 2E_{\Sigma t} E_{1t} \cos \varphi_{0t}}}{\rho_1 x^2 E_0 d h K} - 1 \right) + t_1 \quad (3)$$

С учетом того что зависимости μ_{rt} от t и σ_t от t в диапазоне от 20 до 150°C являются линейными (например, для СТ 15), приведем формулы для определения температурного коэффициента удельного электрического сопротивления α_ρ и температурного коэффициента относительной магнитной проницаемости α_μ , которые были выведены в результате элементарных математических операций после нагрева образца до численных значений двух температур t и t_1

$$\alpha_\rho = \frac{\frac{\rho_t}{\rho_1} - 1}{t - t_1 \frac{\rho_t}{\rho_1}}, \quad (5)$$

$$\alpha_\mu = \frac{\frac{\mu_{rt}}{\mu_{r1}} - 1}{t - t_1 \frac{\mu_{rt}}{\mu_{r1}}}, \quad (6)$$

где ρ_1 и ρ_t - удельные электрические сопротивления при начальной температуре $t_1 = 20^\circ C$ и при значениях температур из исследуемого диапазона t с

определенным шагом (например, 5 °С); μ_{rt} и μ_{r1} - относительные магнитные проницаемости при температуре t и начальной температуре t_1 .

Результаты совместного измерительного контроля электромагнитных параметров ρ_t и μ_{rt} ферромагнитной пластины (которые были получены при разных температурах), приведены в табл. 1.

Таким образом, в результате контроля электромагнитных параметров плоского изделия при начальной температуре и температуре взятой из исследуемого диапазона (от 20 до 150°С), найдены коэффициенты α_ρ и α_μ , численные значения которых составили $\alpha_\rho = 2,852 \cdot 10^{-3} \frac{1}{K}$ и $\alpha_\mu = 0,9434 \cdot 10^{-3} \frac{1}{K}$. Зная коэффициенты α_ρ и α_μ , а также параметры μ_{rt} , σ_t и t можно идентифицировать контролируемую пластину воспользовавшись справочной литературой [11].

Таблица Результаты измерительного контроля μ_{rt} , ρ_t и t ферромагнитной пластины

t [°С]	ρ_t [Ом·м]	μ_{rt}
20	2,6387	100
25	2,6466	100,564
30	2,6516	101,384
35	2,6596	101,948
40	2,6627	102,546
45	2,6708	103,110
50	2,7013	103,674
55	2,7334	104,338
60	2,7870	104,902
65	2,7998	105,541
70	2,8545	106,180
75	2,9018	107,212
80	2,9641	107,754
85	2,9849	108,334
90	3,0150	108,876
95	3,0267	109,009
100	3,0564	109,381
105	3,0918	110,030
110	3,1075	110,701
115	3,1498	111,576
120	3,1645	112,296
125	3,2861	112,883
130	3,3518	113,471
135	3,4029	113,842
140	3,4513	114,428
145	3,5156	114,886
150	3,5643	115,230

3 Обсуждение результатов исследований.

Таким образом, в настоящей статье поставлены задачи и определены основные пути решения важной научно-практической проблемы, которая состоит в точности идентификации контролируемых плоских изделий за счет создания информационной избыточности при осуществлении многопараметрового вихретокового контроля.

Применяя нагрев при измерительном контроле физико – механических параметров плоских изделий мы получаем информационную избыточность, определив совместно пять параметров ферромагнитного плоского изделия, что в свою очередь позволяет наиболее точно идентифицировать контролируемый объект. Найдены температурные коэффициенты сопротивления α_p и α_μ ферромагнитной пластины. Приведены численные значения электромагнитных и температурных параметров ферромагнитного плоского изделия, разработан алгоритм совместного измерительного контроля относительной магнитной проницаемости μ_{rt} , удельной электрической проводимости σ_t , температуры t пластины, а также температурного коэффициента удельного электрического сопротивления α_p и коэффициента магнитной проницаемости α_μ . Научная новизна работы состоит в том, что: предложена возможность идентификации контролируемых плоских изделий, за счет реализации многопараметрового метода вихретокового контроля и создания информационной избыточности с помощью теплового ТВД. Практическое значение работы состоит в том, что полученные результаты можно использовать при разбраковке плоских изделий, так как разбраковка деталей не по одному, а по многим параметрам, является наиболее точной и достоверной. Перспективы дальнейших исследований состоят в создании автоматизированных систем контроля параметров немагнитных и магнитных плоских изделий на базе теплового параметрического вихретокового датчика (ПВД).

Список литературы: 1. Ключев В.В., Файнгоиз М.Л. Контроль несоосными накладными экранными преобразователями движущейся полосы // Дефектоскопия. – 1974.-№3.-С.24-29. 2. Глоба С.Н. Универсальное электромагнитное устройство для контроля разомкнутых стальных пластин. – Вестник ХГПУ. – Харьков: ХГПУ.-1999.-Вып.37.-С.28-30. 3. Себко В.П., Кириченко Р.И. Определение пределов измерений сигналов электромагнитного преобразователя с плоским проводящим изделием // Вісник Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут». – Харків: НТУ «ХПІ». – 2000.-Вип.12. – С.403-406. 4. Себко В.П., Кириченко С.Н. К теории работы трансформаторного электромагнитного преобразователя с плоским проводящим изделием // Технічна електродинаміка. – Київ: Ін-т електродинаміки НАНУ. – 2000. – Тем. випуск, ч.1 – С. 93-98. 5. Себко В.П., Горкунов Б.М., Алаа Файад Макки. Модификации электромагнитного метода определения магнитного и электромагнитного параметров плоских изделий // Вестник Национального технического университета «Харьковский политехнический институт». – Харьков: НТУ «ХПІ». – 2003. – Вып. 10. – С. 506-508. 6. Себко В.П., Львов С.Г., Шади О.Ю. Отман. Трехпараметровый электромагнитный преобразователь с плоским изделием на основе максимальной фазы суммарной ЭДС // Технічна електродинаміка. – Київ: Ін-т електродинаміки НАНУ. – 2003. – Тем. випуск, ч.1. – С 117-120. 7. Себко В.П., Хассан Муссу Диаб. Переменно-частотный электромагнитный метод безконтактного определения удельного электрического сопротивления и температуры плоского изделия. Материалы конференции «Неруйнівний контроль та технічна діагностика». – Київ. – 2003. – С. 54-59. 8. Себко В.В., Ноздрачева Е.Л.,

Хассан Муссу Диаб, Алаа Файад Макки, Вараксин Ю.А. Расчет относительных погрешностей измерений магнитных, электрических и температурных параметров плоского ферромагнитного изделия с помощью ТЭД, реализующего экстремальный вихретоковый метод // Наукові праці V-ї Міжнародної науково-технічної конференції «Метрологія та вимірювальна техніка (Метрологія - 2006)». –Харків.-2006.–Т.2. – С. 221-226. **9.** Себко В.В. Трансформаторный вихретоковый датчик с пластиной, зондируемой полем кратких частот // Український метрологічний журнал. – Харків. – 2007. –Вип.2. – С. 26-29. **10.** Себко В.В. Четырехпараметровый вихретоковый метод определения параметров плоских ферромагнитных изделий, основанный на кратких частотах магнитного поля параметрического вихретокового датчика // Інтегровані технології та енергозбереження. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2007.- №1. – С. 85-92. **11.** Преображенский А.А., Бишард Е.Г. Магнитные материалы и элементы.-М.: Высшая школа.-1986. -352 с.

«Поступила в редколлегию 20.10.11»

УДК 621.771

АЛИЕВА Л.И. канд. техн. наук, доц., ДГМА, Краматорск
АЛИЕВ И.С. докт. техн. наук, проф., ДГМА, Краматорск
АБХАРИ П.Б. канд. техн. наук, ст. препод. ДГМА, Краматорск
ПАТЫК О.В. студент кафедры ОМД, ДГМА, Краматорск

ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ДЕФЕКТООБРАЗОВАНИЯ В ПРОЦЕССЕ РАДИАЛЬНОГО ВЫДАВЛИВАНИЯ

Рассмотрены процессы радиального выдавливания на оправке с односторонней подачей металла. Исследовано формоизменение в процессах радиального выдавливания методом конечных элементов. Установлены геометрические параметры процесса, при которых не происходит образование утяжины. Построены диаграммы для определения наилучших значений параметров процесса радиального выдавливания.

Розглянуто процеси радіального видавлювання на оправці з односторонньою подачею металу. Досліджено формозмінення в процесах радіально видавлювання методом скінчених елементів. Встановлено геометричні параметри процесу при яких не відбувається утворення утяжини. Побудовано діаграми для визначення найкращих параметрів процесу радіального видавлювання.

The one sided process of axisymmetric hollowed radial extrusion is considered. In this process is researched change of deformation in different steps with the finite elements method. Results of deformation components for different steps were shown. It is defined that in certain ratio of geometric parameters will be appeared defect is named dimple. For determining dimple in this process was drawn a diagram on geometric parameters.

На машиностроительных предприятиях значительную часть номенклатуры продукции составляют детали типа втулок и стержней с фланцами. Их зачастую получают высадкой и прямым выдавливанием. Данные способы штамповки достаточно широко известны, но они имеют ограничения связанные с формоизменением. Так, например, прямым выдавливанием невозможно получать низкие фланцы на стержне без образования осевой утяжины или, невозможно высаживать относительно большие фланцы на тонком стержне за один переход, что связано с потерей устойчивости заготовки. Этих недостатков лишен процесс радиального выдавливания, что позволяет рекомендовать его для изготовления

деталей с массивными фланцами и утолщениями различной конфигурации [1–5].

Процесс радиального выдавливания отличается многовариантностью, обусловленной возможностью активного управления подачей металла в приемную полость посредством регулирования кинематики подвижного деформирующего инструмента.

Несмотря на преимущества, способы радиального выдавливания имеют ограничения в технологических рекомендациях по их реализации, что вызывает ряд трудностей, связанных с прогнозированием предельного формоизменения и появления дефектов различного вида [6–8].

Основной проблемой при изготовлении деталей с фланцем является образование утяжины в процессе радиального выдавливания. На возникновение утяжины влияют механические и пластические характеристики материала. Главной задачей для улучшения качества изготавливаемой детали является определение данного дефекта при различных соотношениях размеров выдавливаемой заготовки.

Один из наиболее точных методов определения формоизменения в процессах радиального выдавливания является метод конечных элементов.

Целью данной работы является анализ моделирования процесса радиального выдавливания фланца на трубной заготовке.

Моделирование проводилось на основе метода конечных элементов при помощи программы QForm 2D (рис. 1).

При моделировании процесса использовались следующие параметры:

– механические свойства: материал заготовки АМЦМ (кривая истинных напряжений материала описывается функцией $\sigma_s(\varepsilon) = 188,4 \varepsilon^{0,15}$, предел текучести $\sigma_{0,2} = 105$ МПа, модуль Юнга $E = 75000$ МПа, коэффициент Пуансона $\nu = 0,3$, коэффициент трения между материалом заготовки и инструментом $\mu = 0,05$ (закон Зибеля).

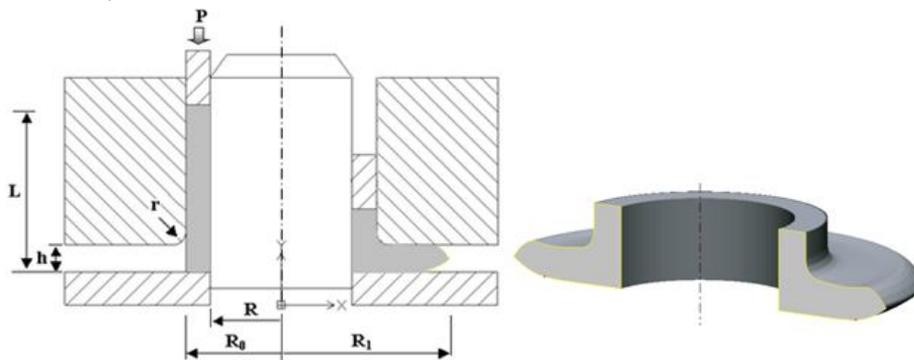


Рис. 1. Схема радиального выдавливания фланца с односторонней подачей

– геометрические параметры процесса: R_0 – наружный радиус заготовки ($R_0 = 14,1$ мм), R – внутренний радиус заготовки ($R = 10,5$ мм), t – толщина стенки заготовки равная разнице между R_0 и R , h – высота приемной полости для выдавливаемого фланца, r – радиус скругления кромки инструмента ($r = 2,0$ мм), L – высота заготовки ($L = 25$ мм), h/t – относительная высота фланца.

В процессе радиального выдавливания было исследовано деформированное

состояние. Результаты приведены на рис. 2.

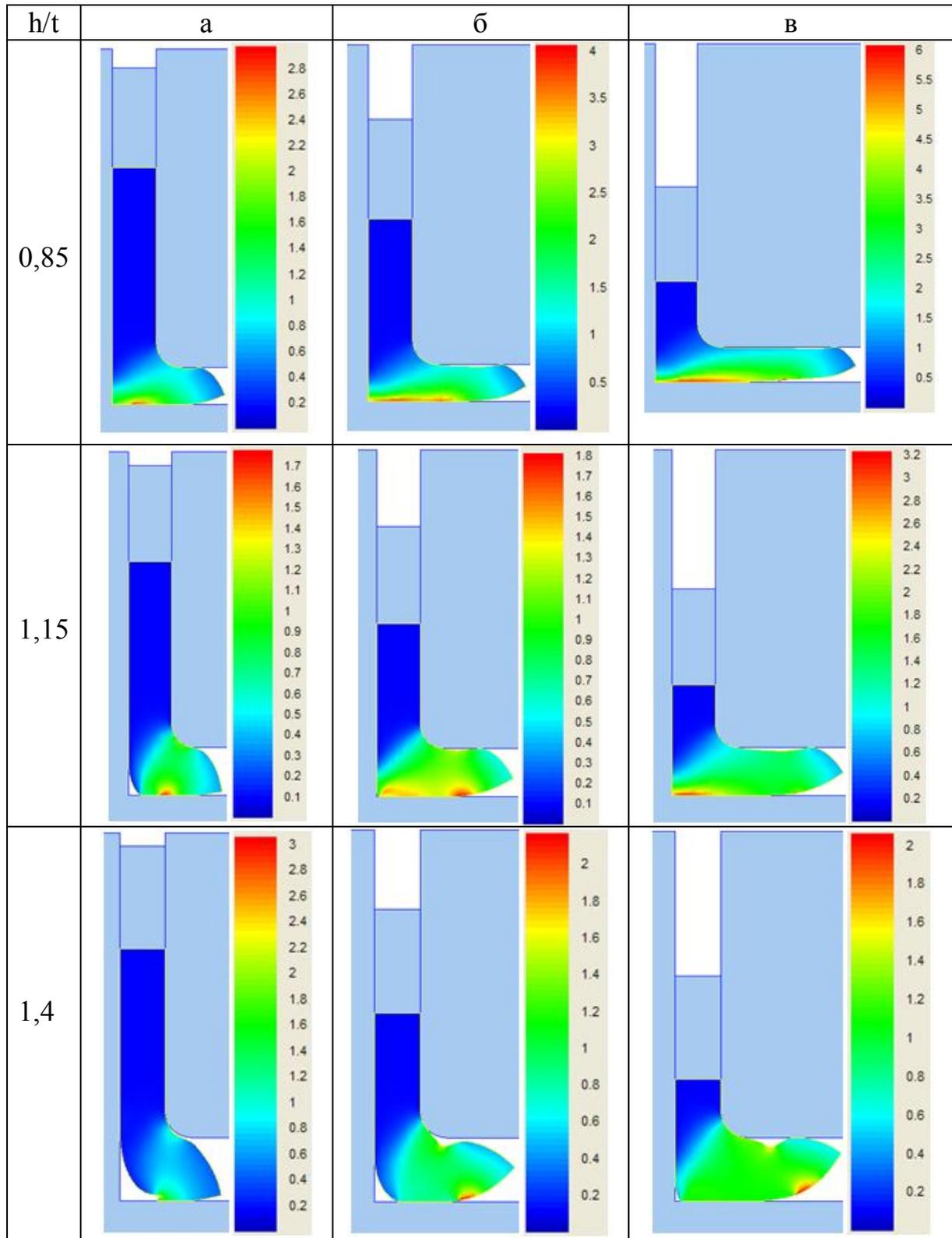


Рис. 2. Распределение интенсивности деформаций в процессе радиального выдавливания при относительном ходе: а – $(S/R_o)=0,35$; б – $(S/R_o)=0,7$; в – $(S/R_o)=1,0$.

Анализ характера изменения распределения деформаций показывает, что при уменьшении высоты рабочей полости (толщины фланца) возрастает степень деформации. Наибольшая интенсивность деформаций сосредоточена в нижней

части очага деформации. Высота очага деформаций ограничивается высотой приемной полости под фланец.

В зависимости от хода пуансона происходит постепенное формообразование фланца. Результаты представлены на рис. 3.

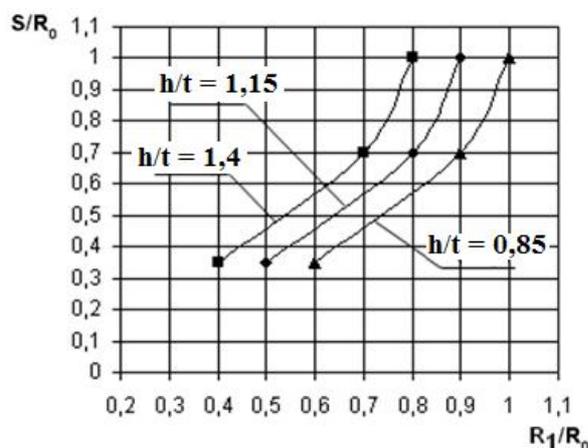


Рис. 3. Диаграмма зависимости относительного хода процесса от геометрических размеров фланца

Из построенной диаграммы видно, что при увеличении относительного хода процесса увеличиваются геометрические размеры фланца. Также стоит отметить, что с увеличением относительной высоты фланца его относительный диаметр будет уменьшаться. Причиной данной закономерности является складкообразование, вызванное появлением дефекта утяжины.

Моделирование процесса радиального выдавливания относительно высоких фланцев характеризуется появлением дефекта утяжины. Дефект возникает при максимальной интенсивности деформаций. По результатам исследований построена диаграмма для определения геометрических размеров процесса радиального выдавливания, при которых не будет происходить образование утяжины. Диаграмма представлена на рис. 4.

Как показывает диаграмма, при назначении геометрических размеров, которые лежат ниже кривой образование утяжины отсутствует. Также диаграмма показывает, что при увеличении высоты приемной полости под фланец возрастает вероятность образования утяжины.

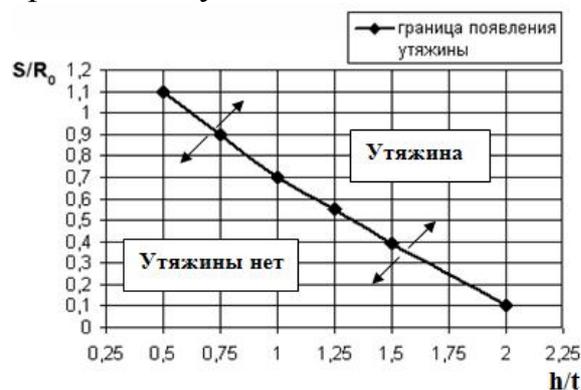


Рис. 4. Диаграмма для определения геометрических параметров в процессе радиального выдавливания фланца с односторонней подачей в нижней части трубы

Проведено экспериментальное исследование получения детали с фланцем. В результате эксперимента установлено, что периферия фланца принимает форму закругления, прилегающего к нижнему торцу фланца и образующего острую кромку. При больших значениях толщины фланца, в зоне перехода закругления к нижнему торцу фланца, может образоваться второе углубление. Причиной данных процессов является образование утяжины. Сравнительные результаты дефектообразования представлены на рис. 5.



Рис. 5. Сравнение дефектообразования при радиальном выдавливании фланца между моделированием методом конечных элементов в программном комплексе QForm 2D (а), и экспериментом (б)

Выводы: выполнено моделирование процесса радиального выдавливания фланца при односторонней подаче.

В ходе исследований установлено, что при выдавливании фланца на конце трубной заготовки появляется такой дефект как утяжина. Построена диаграмма определения геометрических параметров, при которых не возникает утяжины.

Установлена зависимость относительного хода процесса от геометрических параметров фланца.

Исследовано деформированное состояние при разной относительной высоте фланца. Установлено, что максимальная интенсивность деформаций наблюдается в зоне образования дефекта утяжины.

Список литературы: 1. Абхари П. Определение величины утяжины в процессе радиального выдавливания / П. Абхари // Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку: Матеріали VII міжнародної науково-технічної конференції. – Краматорськ, 2009. – 4 с. 2. Алиева Л.И. Формоизменение в процессе радиального выдавливания высоких фланцев / Л.И. Алиева, П. Абхари, Я.Г. Жбанков // Вісник ДДМА. – 2009. – № 1(15). – С. 27–32. 3. Алиев И. С. Моделирование процесса радиального выдавливания фланцев с применением противодавления / И. С. Алиев, Я. Г. Жбанков, Е. И. Коцюбивская // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні. Тематичн. зб. наук. пр. – Краматорськ: ДДМА, 2006. – С. 53–58. 4. Алиева Л.И. Прогнозирование незаполнения полости штампа в процессе радиального выдавливания / Л.И. Алиева, П. Абхари, Я.Г. Жбанков // Вісник ДДМА. – 2009. – №1(4Е). – С. 8–14 – Режим доступа: http://www.nbu.gov.ua/e-journals/VDDMA/2009_1/article/09AISCEP.pdf. 5. Алиева Л.И. Формообразование утолщений на полых и сплошных заготовках / Л.И. Алиева, Р.С. Борисов // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні: Тематичн. зб. наук. пр. – Краматорськ-Слов'янськ: ДДМА, 2003. – С. 262–267. 6. Оценка деформируемости заготовок при радиальном выдавливании с противодавлением / Е.И. Коцюбивская, И.О. Сивак, Л.И. Алиева, С.В. Куценко // Обработка металлов давлением. Сборник научных трудов. – Краматорск: ДГМА, 2008. – № 1(19). – С. 29–33. 7. Игнатенко В. Н. Применение холодной объемной штамповки в заготовительном производстве / В. Н. Игнатенко // Обработка металлов давлением. Сборник научных трудов. – Краматорск: ДГМА, 2008. – № 1(19). – С. 168–170. 8. Алиева Л.И. Исследование процессов радиального выдавливания методом конечных элементов / Л.И. Алиева, П. Абхари, Я.Г. Жбанков // Обработка материалов давлением: Сборник научных трудов. – Краматорск: ДГМА, 2009. – № 1 (20). – С. 19–24.

КУЗЬМЕНКО В.И., канд. техн. наук, проф., НТУ «ХПИ», Харьков
ВАСИЛЕНКО В.А., студент, НТУ «ХПИ», Харьков

К ВОПРОСУ СОВЕРШЕНСТВОВАНИЯ КОНСТРУКЦИИ И ТЕХНОЛОГИИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ НАПРАВЛЯЮЩИХ ЭЛЕМЕНТОВ ШЛИФОВАЛЬНЫХ СТАНКОВ С ЦЕЛЬЮ ПОВЫШЕНИЯ ИХ ЭКСПЛУАТАЦИОННОЙ ТОЧНОСТИ

В статье показано значительное влияние на точность шлифовальных станков принципа работы, конструкции и текущего состояния их направляющих элементов. Рассмотрена возможность замены плоских направляющих на направляющие с роликовыми и шариковыми узлами трения. Предложена замена сепараторов металлических на пластмассовые и обозначены предполагаемые варианты их изготовления.

У статті показано значний вплив на точність шліфувальних верстатів принципу роботи, конструкції і дійсного стану їх напрямних елементів. Розглянуто можливість заміни плоских напрямних на напрямні з роликовими і кульковими вузлами тертя. Запропоновано заміна сепараторів металевих на пластмасові і позначені ймовірні варіанти їх виготовлення.

The article shows a significant effect on the accuracy of grinding machines operating principle, design and current status of the guide elements. The possibility of replacing the flat guides to the guides with roller and ball friction nodes. Proposed a replacement of metal cages with plastic and marked with the presumptions of their manufacture.

Шлифовальные станки предназначены для изготовления деталей высокой точности и класса шероховатости обрабатываемых поверхностей, что обеспечивается, в том числе, высокой жёсткостью и точностью направляющих элементов. Эти станки с точки зрения точности обработки характеризуются следующими особенностями: высокие требования к точности (как правило, станки выпускаются различных классов точности), многопроходная обработка с выхаживанием в подавляющем большинстве процессов, высокие скорости резания и относительно малые сечения снимаемого слоя, малые давления в подшипниках и направляющих.

На отечественных круглошлифовальных станках получают некруглость изделий 0,2 ... 0,5 мкм, шероховатость поверхности

$Ra = 0,04$ мкм; на круглошлифовальных полуавтоматах некруглость 0,6...0,8 мкм; $Ra = 0,08...0,16$ мкм; на внутришлифовальных станках некруглость отверстий 0,6 ... 0,8 мкм. На плоскошлифовальных станках неплоскостность изделий составляет 3 ... 4 мкм на 1000 мм. Известные зарубежные фирмы выпускают шлифовальные станки с погрешностями изготовления в 2 ... 2,5 раза меньшими, чем по нормам DIN.[1]

В соответствии с этим в балансе точности шлифования значительную роль играет качество и точность изготовления направляющих элементов. Направляющие служат для обеспечения кругового или прямолинейного перемещения по станине подвижных узлов станка – суппортов, столов, планшайб, револьверных головок. От точности изготовления направляющих и их долговечности во многом зависит точность работы всего станка.

Направляющие скольжения в настоящее время наиболее распространены и являются опорами, обеспечивающими требуемое взаиморасположение и возможность относительных перемещений узлов, несущих инструмент и заготовку. Направляющими называется совокупность поверхностей скольжения двух сопрягаемых корпусных деталей (станины — стола и т. д.), обеспечивающая возможность их относительного прямолинейного или вращательного движения. Поверхности скольжения направляющих образуются либо непосредственно корпусными деталями, либо прикрепляемыми к ним накладными планками, лентами и другими деталями. Система поверхностей скольжения направляющих данного узла должна допускать лишь одну степень свободы движения. С целью регулирования начальных зазоров или зазоров, образующихся в результате интенсивного изнашивания поверхностей скольжения, предусматривают регулирующие элементы (клинья, планки, винты), а при значительном износе используют дорогостоящую операцию - шабрение.[1,2]

Шабрение применяют в следующих случаях: а) при невозможности обеспечить с помощью механической обработки необходимую точность; б) при обработке труднодоступных граней направляющих; в) для, направляющих значительной длины. Для высокоточных станков часто практикуют шабрение движением «на себя». Шабрение обеспечивает высокую точность: отклонения от прямолинейности и плоскостности до 2мк на длине 1000 мм при 30 пятнах в квадрате со стороной 25 мм. Глубина шабрения для направляющих высокоточных станков 3—5 мкм. В ряде случаев направляющие подвергают притирке. Шабренные направляющие скольжения не должны иметь следов предшествующей механической обработки. Шабрение должно быть равномерным по всей поверхности и при проверке по краске проверочной плитой или сопряженной детали должно обеспечивать в квадрате со стороной 25 мм (ГОСТ 7599) определенное количество несущих пятен. Направляющие перемещаемых деталей из чугуна, цветных сплавов и пластмасс обычно шабруют по направляющим станины или другой сопряженной детали. В отдельных случаях, и в частности при простой конструктивной форме (прямоугольного сечения), направляющие из чугуна подвергают шлифованию или тонкому строганию широким резцом; точность сопряжения при этом, однако, обычно ниже, чем при шабрении, что, безусловно, сказывается на износостойкости и точности направляющих.

По движению направляющие (рис.1) делятся на: а) неподвижные — на неподвижных узлах станка или на узлах, неподвижных в относительном движении; б) подвижные — на подвижных узлах. По выполнению — за одно целое или отдельно от станины либо подвижной корпусной детали:

а) направляющие, выполненные заодно со станиной или подвижной корпусной деталью;

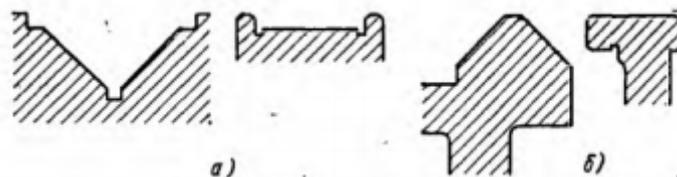


Рис. 1. Направляющие охватывающие (а) и охватываемые (б).

б) накладные направляющие, прикрепленные к станине или к корпусной детали (винтами, сваркой, клеем и т. д.).

По способности восприятия опрокидывающих моментов и отрывающих сил: а) замкнутые направляющие, — имеющие планки, клинья и обеспечивающие восприятие опрокидывающих моментов и отрывающих сил, б) незамкнутые направляющие, не предназначенные для восприятия значительных отрывающих сил; замыкание осуществляется внешней нагрузкой, действующей в определенном направлении, или весом.

Общие требования к плоским направляющим:

1. Точность относительного движения (по направляющим) узлов, несущих заготовку и инструмент. Определяется геометрической точностью направляющих, жесткостью корпусных деталей и направляющих, жесткостью и постоянством толщины слоя смазки на направляющих, величиной температурных деформаций корпусных деталей.

2. Долговечность по точности. Определяется режимом трения, износостойкостью направляющих (пары трения), выбором конструкции направляющих, обеспечивающих малое влияние их износа на точность обработки, величиной деформаций корпусных деталей от остаточных напряжений.

3. Равномерность медленных движений и точность установочных перемещений узла зависят от режима трения, двигателя и механизма привода (жесткости характеристики двигателя, жесткости кинематической цепи привода); условий смазки направляющих и сорта смазки; материалов пары трения; конструкции направляющих и качества их изготовления.

4. Отсутствие вибраций в процессе резания. Определяется динамическими свойствами технологической системы, в том числе жесткостью и демпфированием в направляющих.

5. Малые силы трения в направляющих, от чего зависят мощность и габариты двигателя и элементов привода подачи, тепловыделение и температурные деформации (существенно для направляющих главного движения), усилия на рукоятках при ручных перемещениях.

6. Ремонтпригодность. Определяется трудоемкостью шабрения; возможностью замены накладных направляющих без их обработки после сборки.[1]

В последние годы в станках всё шире применяют направляющие качения, в которых трение скольжения заменено трением качения. Между калеными направляющими стола и станины устанавливаются ролики или шарики.

Направляющие качения обладают следующими достоинствами:

- 1) равномерностью движения при медленных перемещениях (нет скачков);
- 2) высокой точностью установочных перемещений;
- 3) невсплыванием стола при высоких скоростях;
- 4) малыми (особенно при начале движения) усилиями перемещений;
- 5) малым тепловыделением в приводе и малыми габаритами привода для перемещения узла по направляющим;
- 6) высокой долговечностью по точности;

7) простой системой смазки.

Направляющие качения с предварительным натягом обеспечивают, кроме того, отсутствие зазоров в соединении, весьма высокую жесткость и несколько большую, чем в направляющих без натяга, демпфирующую способность. При реальных величинах предварительного натяга потери на трение в направляющих достаточно малы и точность установочных перемещений практически такая же высокая, как и в направляющих без натяга. Направляющие качения получили применение: а) в бабках шлифовальных станков, для осуществления равномерных медленных движений и устранения переориентации узлов при реверсах; б) в столах внутришлифовальных станков для обеспечения требуемой долговечности; в) в столах плоскошлифовальных станков, для повышения точности положения в направлении, нормальном к плоскости направляющих при работе на высоких скоростях; г) в столах круглошлифовальных станков для уменьшения тепловыделения в приводе;

Направляющие качения делят: по типу тел качения на: – шариковые (рис. 2 а); – игольчатые (рис. 2 б); – роликовые на осях (рис. 2 в,г); по форме направляющих поверхностей на направляющие с плоскими гранями и направляющие цилиндрические (так называемые шарикоподшипниковые);

по виду перемещения на направляющие прямолинейного и кругового движения.

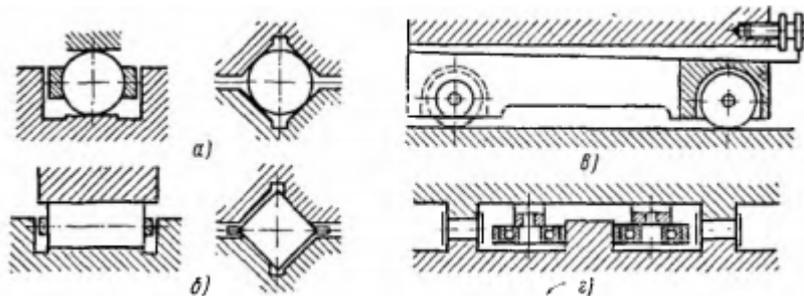


Рис. 2. Основные типы направляющих качения

По способу создания натяга направляющие качения можно разделить на три группы: 1) без предварительного натяга, в которых натяг осуществляется только весом узла; 2) с предварительным натягом, в которых натяг создается специальными элементами; 3) с частичным предварительным натягом, в которых предварительный регулируемый натяг создается только в горизонтальном направлении, а в вертикальном направлении натяг осуществляется непосредственно весом узла.

Основные формы направляющих качения прямолинейного движения приведены на рис. 3. Направляющие качения без предварительного натяга значительно дешевле и проще в изготовлении, чем направляющие с натягом. В ряде случаев направляющие могут быть выполнены чугунами, что снижает требования к точности их изготовления. Наиболее распространенные роликовые направляющие качения без предварительного натяга треугольная и плоская (рис. 3,а) — допускают взаимную пригонку направляющих сопрягаемых деталей. Направляющие качения без натяга можно применять в узлах: а) в которых опрокидывающие моменты малы, поэтому нет опасности отрыва (стола шлифовальных станков, столы и каретки координатно-расточных станков); б)

большого веса, в которых при приложении внешних нагрузок сохраняется прилегание по всей длине направляющих (тяжелые бабки и т. п.); в) с длинными направляющими, в которых перекосы от зазоров относительно малы и нет опасности отрыва.

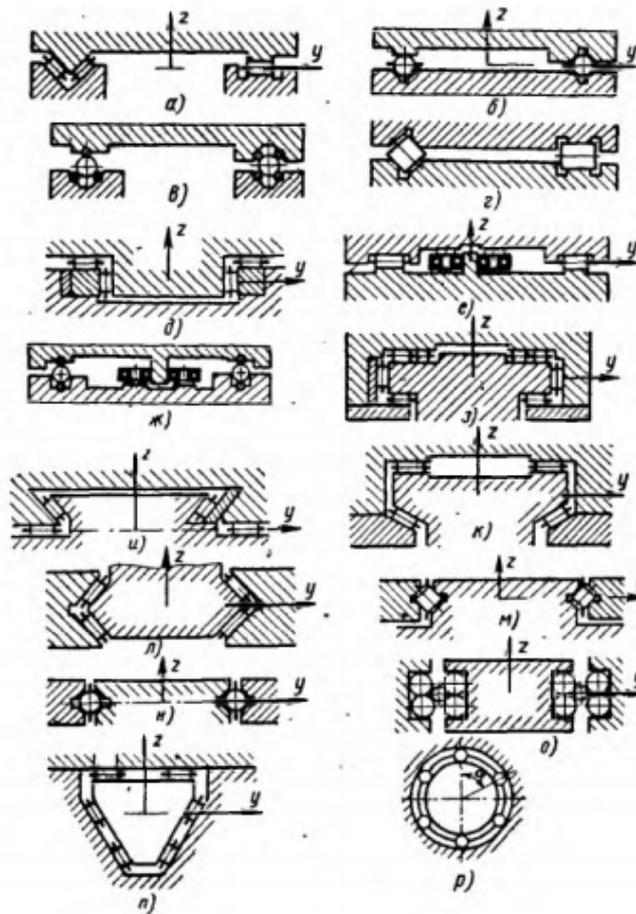


Рис. 3. Основные формы направляющих качения: а - г - без предварительного регулируемого натяга; д - ж - с частичным предварительным натягом (только в горизонтальном направлении); з - р - с предварительным регулируемым натягом в двух

с увеличением диаметра шариков, а жесткость роликовых направляющих почти не зависит от диаметра роликов. В станкостроении используют короткие ролики диаметром 5—12 мм и длинные диаметром 5—20 мм.

Из роликовых направляющих наибольшее распространение получили незамкнутые направляющие треугольной и плоской формы (рис. 4).

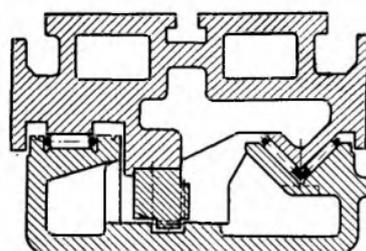


Рис. 4. Направляющие треугольной и плоской формы.

Для равномерного размещения на направляющей тел качения служит сепаратор, который является очень ответственной деталью узла. Материал и конструктивные формы направляющих качения сходны с направляющими скольжения. Однако для направляющих качения необходимы твердые и однородные рабочие поверхности. Чугун применяют сравнительно редко лишь при небольших нагрузках. В основном используют стальные закаленные направляющие. Число тел качения в одном ряду на направляющей не должно быть меньше 12—16, так как с их уменьшением снижается точность движения. Чрезмерное увеличение количества тел качения приводит к тому, что все большее их число оказывается мало нагруженными или совсем не нагруженными. При выборе диаметра детали типа тела качения нужно учитывать, что с уменьшением диаметра возрастают силы трения, а с увеличением диаметра увеличиваются размеры направляющих. Жесткость шариковых направляющих возрастает

Основным достоинством этих направляющих является простота изготовления и относительно малая стоимость.

В настоящее время для изготовления сепараторов пытаются применять полимерные и композитные материалы. Они обладают небольшим коэффициентом трения, высокой износостойкостью, химической стойкостью, отсутствием схватывания в условиях работы без смазки или ограниченной смазки и обеспечивают низкий уровень шума при работе. С другой стороны, их низкая теплопроводность (в сотни раз ниже, чем у металлов), высокий коэффициент термического расширения (в десятки раз больше, чем у металлов), небольшая твердость и высокая податливость определяют рациональность их применения в узлах трения с небольшими нагрузками и скоростями работы. С большей эффективностью полимерные материалы используются в комбинации с другими материалами — в виде пластмасс и металлополимерных комбинаций[1].

Основными признаками выбора пластмасс являются их эксплуатационные и технологические свойства. Для ускорения процесса выбора материала используют специальные таблицы, в каждой из которых приведены марки материалов в порядке снижения среднего значения представляемого эксплуатационного свойства. Так созданы таблицы групп материалов по коэффициенту трения и износа, электрической прочности и электросопротивлению, диэлектрической проницаемости, коэффициенту светопропускания и преломления и другим признакам. Пластмассы выбирают исходя из требований к эксплуатационным свойствам и геометрическим параметрам изделия. Поэтому сначала выбирают вид пластмассы на основе требований к ее эксплуатационным свойствам, а затем базовую марку и марку с улучшенными технологическими свойствами, которую можно эффективно переработать выбранным способом, на качественном или количественном уровне.[3,4]

Технологический процесс прессования заключается в том, что под влиянием нагрева и давления пресс-материал заполняет рабочее пространство пресс-формы и полимеризуется в твердое состояние. Прессование подразделяется на горячее, холодное и литьевое. Горячее прессование термореактивных пластмасс применяется для изготовления деталей простой формы с ограниченным количеством арматуры или без нее (рис.5).

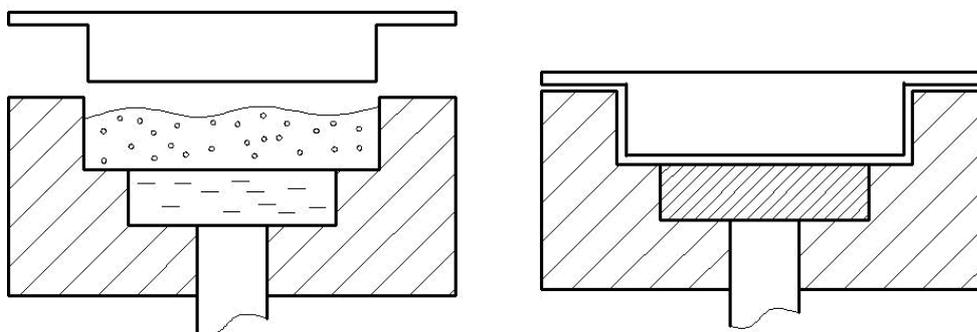


Рис. 5. Прессование пластмасс

Пресс-материал в виде таблеток или порошка загружается непосредственно в формообразующую полость горячей пресс-формы, после чего подвергается давлению пресса. Нагретый пресс-материал размягчается, заполняет гнезда пресс-

формы и остается в ней определенное время до полного затвердевания. После этого пресс-форму открывают и извлекают отформованную деталь. Скорость отвердевания термореактивного материала зависит от его марки и температуры прессования. Для большинства термореактивных пластмасс температура прессования изменяется от 130 до 180° С. Время выдержки для отвердевания для разных пластмасс устанавливается в пределах 0,5–2,5 мин на 1 мм наибольшей толщины изделия. Удельные давления для различных пластмасс изменяются в пределах от 10 до 40 МН/м² (МПа).

Холодное прессование состоит в том, что пресс-порошок загружают в холодную пресс-форму, подвергают сжатию при высоких удельных давлениях 60–120 МН/м² и выдерживают под таким давлением в течение 5–15 с. Затем заготовки извлекаются из пресс-формы и запекаются в термостате при температуре (150–170)°С для полимеризации связующего вещества. При холодном прессовании значительно увеличивается производительность труда, но качество изделий хуже, поверхность матовая. Этот метод не применим для изделий сложной формы.

Литьевое прессование применяется для изготовления изделий сложной конфигурации из термореактивных пластмасс. Отличием литьевого прессования является наличие в конструкции пресс-формы дополнительной загрузочной камеры, которая соединяется с матрицей тонким литниковым каналом. (Рис.6)

Пластмассу (1) помещают в загрузочную камеру (2). Там она нагревается от стенок загрузочной камеры, переходит в вязко-текучее состояние и под воздействием усилия пуансона (3) через литниковую систему (4) поступает в оформляющую разъемную полость матрицы (5).

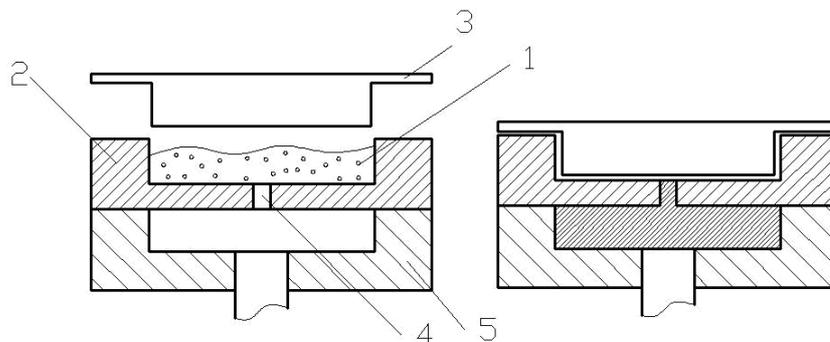


Рис. 6. Литьевое прессование

Сечение литниковых каналов мало и материал поступает в плоскость и с большой скоростью в полужидком состоянии. Температура нагрева материала находится в пределах от 140°С до 170°С. Давление в загрузочной камере составляет (50–200) МПа. Особенности литьевого прессования является возможность получения в деталях глубоких отверстий малого диаметра, достаточно высокую точность деталей и возможность армировать изделия, в некоторых случаях требуется дополнительная обработка. Недостатки: сложная и дорогостоящая пресс-форма и большой расход материала (на литники).

Еще одним способом является литье под давлением. Для расширения технологических возможностей литьевых машин применяют способы совмещения литья и прессования (рис. 7).

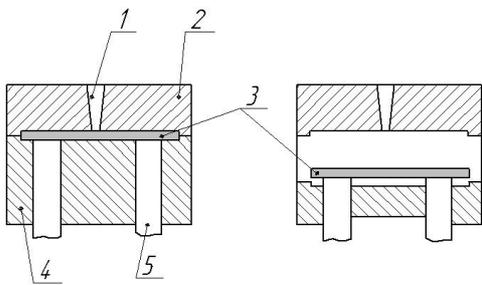


Рис. 7. Литье в пресс-форме
1-литниковая система; 2-верхняя плита;
3-деталь; 4-нижняя плита; 5-
выталкиватель.

Главным отличиями от литевого прессования является отсутствие загрузочной камеры. Таким образом, формирование детали происходит, когда пресс-форма находится в сомкнутом состоянии. При раскрытии пресс-формы деталь выталкивается с помощью системы выталкивателей. Температура нагрева материала находится в пределах от 140°C до 250°C. Давление в загрузочной камере

составляет 100–250 МПа. Особенности литья под давлением в пресс-форме является возможность получения сложных деталей, высокая точность деталей, не требующая дальнейшей обработки. Недостатки: такие же, как и в предыдущем методе, а именно сложная и дорогостоящая пресс-форма и большой расход материала (на литники)[6,7,8].

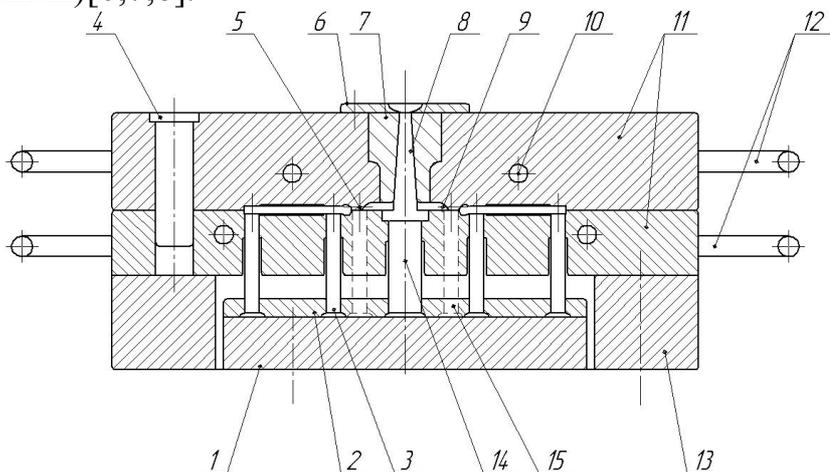


Рис. 8. Схема пресс формы литья под давлением .
1–нижняя соединительная плита; 2–верхняя соединительная плита;
3 -выталкиватели; 4–направляющие колонки; 5–впускные каналы;
6–направляющее кольцо; 7–литниковая втулка; 8–литниковый канал;
9–розводящий канал; 10–канал охлаждения; 11–плиты матрицы;
12–ручки; 13–подкладки; 14–выталкиватель; 15–шпильки для обратной
посадки выталкивателей.

Литье под давлением в пресс-форме является наиболее рациональным методом. Обладая недостатками, как и литевое прессования данный способ имеет преимущества, которые позволяют получить высококачественные изделия с высокой степенью точности из самых различных материалов, не требующих последующей обработки.

Исходя из эксплуатационных требований в качестве материала сепаратора выбираем, например, суспензионный полиэтилен низкого давления (полиэтилен 210 или 209).

В качестве технологической оснастки целесообразно использовать пресс форму для литья под давлением (рис.8)

Таким образом нами намечены пути совершенствования направляющих узлов шлифовальных станков, обоснован выбор в качестве материала сепаратора полимеров, предложены направления создания технологии производства сепараторов и конструкций технологической оснастки и оборудования производства сепараторов.

Список литературы: 1. Детали и механизмы металлорежущих станков в 2-х т. Т1/ Д. Н. Решетов, В. В. Калинин, А. С. Латдуч [и др.] ; под ред. Д. Н. Решетова. — М. : Машиностроение, 1972 — 669 с. 2. Решетов Д. Н., Точность металлорежущих станков/ Д. Н. Решетов, В. Т. Портман. — М.: Машиностроение, 1986. — 336 с., ил. 3. Пик И. Ш. Основы производства изделий из пластмасс/ И.Ш.Пик, Л. Н. Левин ; под ред. Б. Н. Рutowского. — М. : Машиностроение, 1972 — 669 с. 4. Технология конструкционных материалов: Учебник для машиностроительных специальностей ВУЗов / А.М. Дольский, И.А. Арутюнова, Т.М. Барсукова и др.; под ред. А.М. Дольского. — М.: Машиностроение, 2005. — 448с. 5. Филатов В. И. Технологическая подготовка процессов формования изделий из пластмасс/ В.И. Филатов, В. Д. Корсаков— Л.: Политехника, 1991 — 352 с.:ил. 6. Изготовление штампов, пресс-форм и приспособлений. Учебник для проф.-техн. училищ. Изд. 2-е, перераб. и доп./ под ред. А. Ю. Гринева — М., «Высшая школа», 1974 — 311 с. 7. Пинтелеев Л.П. Справочник по проектированию оснастки для переработки пластмасс/ Л. П. Пинтелеев, Ю. М. Шевнов, И. А. Горячев. — М.: Машиностроение, 1986 — 201 с. 8. Владимиров В. М. Изготовление штампов, пресс-форм и приспособлений/ В. М. Владимиров. — М.: Высшая школа, 1974 — 431 с.

УДК 669.018.29-15:620.1

ПОЗНЯК Е.Р., инженер кафедры ОМД, ДонНТУ, Донецк
ГОРБАТЕНКО В.П., докт. техн. наук, проф., ДонНТУ, Донецк

ВЛИЯНИЕ ДЕФОРМАЦИИ ГИДРОПРЕССОВАНИЕМ НА КИНЕТИКУ ПРОЦЕССА ЦЕМЕНТАЦИИ, СТРУКТУРУ И СВОЙСТВА СТАЛИ 18ХГТ

Повышение степени деформации при гидропрессовании перед ХТО способствует увеличению глубины цементованного слоя стали 18ХГТ, измельчению ее структуры, образованию в заэвтектоидной зоне как сетки вторичного цементита, так и структурно-свободного цементита глобулярной формы, упрочнению как диффузионного слоя, так и сердцевини изделия, повышению износостойкости цементованных изделий.

Збільшення ступеня деформації при гідропресуванні перед ХТО сприяє збільшенню глибини цементованого шару сталі 18ХГТ, подрібненню її структури, утворенню в заевтектоїдній зоні, як сітки вторинного цементиту, так і структурно-вільного цементиту глобулярної форми, зміцненню як дифузійного шару, так і серцевини виробу, підвищенню зносостійкості цементованих виробів.

The increase of degree of deformation at hydraulic forging before CHT promotes to the increasing of depth of case depth of steel grade 18ХГТ, refining of its structure, to formation in hypereutectoid layer not only the secondary commentate network, but and globular particles of structurally free commentate hardening as the diffusion layer and the core of product, improving of wear resistance of carburized part.

Благоприятное напряженно-деформационное состояние материала в очаге деформации при гидропрессовании позволяет использовать такую обработку для направленного формирования равномерных структуры и свойств изделий [1-3]. О влиянии гидропрессования на диффузионные процессы в сталях информации в литературе мало. Однако, в работе [4] показано, что горячая пластическая деформация оказывает интенсифицирующее воздействие на процесс переноса углерода в стали, а в работах [5, 6] отмечалось замедление диффузии углерода после холодной пластической деформации.

В связи с этим представляет интерес изучение влияния параметров предшествующей пластической деформации гидропрессованием на структуру и свойства стали 18ХГТ после химико-термической обработки.

Исследования проводили на образцах из стали 18ХГТ, марочного состава. Гидропрессование со степенью деформации 10...50% проводили на установке «УВД-125». Гидропрессованные образцы подвергали науглероживанию в твердом карбюризаторе при 850 и 950°C и временах выдержки 1...6 часов. Микротвердость цементованного слоя измеряли на приборе «ПМТ-3» при нагрузке 2Н. Испытания на абразивный износ проводили на лабораторной установке по схеме с закрепленным абразивом. В качестве эталона применяли закаленные образцы стали 18ХГТ, имеющие твердость 44HRC.

Из приведенных на рис.1 данных следует, что с увеличением степени предшествующей деформации гидропрессованием происходит интенсификация диффузионных процессов при цементации, что приводит к росту глубины цементованного слоя при всех исследованных длительностях выдержки. Даже 6-часовая выдержка при 950°C не позволяет полностью устранить ускоряющее влияние на процесс цементации предшествующей обработки.

Повышение температуры цементации вызывает снижение эффекта интенсификации процесса насыщения стали углеродом под воздействием предшествующей деформации гидропрессованием. При этом уменьшается как абсолютный, так и относительный "прирост" глубины цементованного слоя с повышением степени деформации (рис.1).

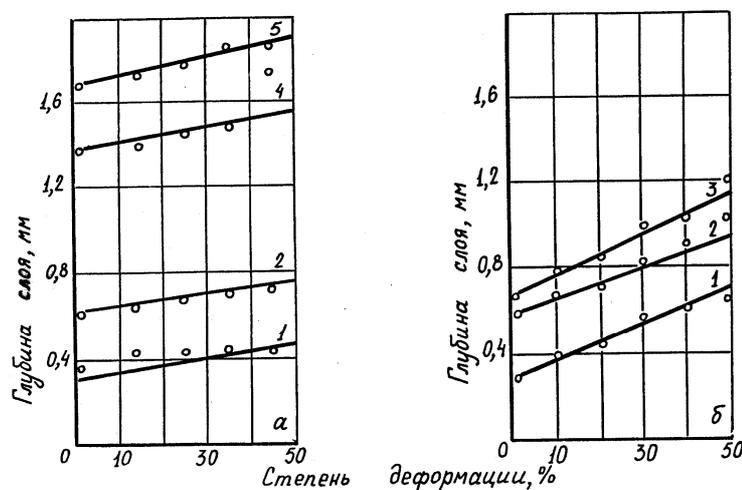


Рис. 1. Влияние степени деформации гидропрессованием на глубину диффузионной зоны после цементации при температурах 950°C (а) и 850°C (б) с выдержками длительностью 1 ч (1), 2 ч (2), 4 ч (3), 4,5 ч (4) и 6 ч (5)

Из анализа данных, приведенных на рис.2 следует, что микротвердость приповерхностной зоны толщиной 0,02-0,05 мм цементованного слоя стали 18ХГТ возрастает с повышением степени деформации при гидропрессовании. Причем, эффект упрочнения стали увеличивается с повышением степени деформации, достигая 60 - 65% при цементации при 950°С и охлаждении на воздухе.

В заэвтектоидной зоне под воздействием предшествующей деформации гидропрессованием, наряду с тонкой сеткой избыточного цементита, обнаружено множество карбидных частиц глобулярной формы,

которые располагаются как по границам исходных аустенитных зерен, так и внутри них. Количество таких карбидных частиц и их «плотность» возрастает с приближением к поверхности и с увеличением степени деформации.

При гидропрессовании формируется специфическая субструктура, благодаря которой облегчается адсорбция углерода на поверхности стали и ускоряется перенос углерода вглубь металла, вследствие увеличения вклада таких механизмов, как диффузия по дислокационным «трубкам», субграницам и границам зерен. В результате этого происходит увеличение глубины цементованного слоя стали 18ХГТ, образование в заэвтектоидной зоне большого количества частиц цементита глобулярной формы и за счет этого упрочнение диффузионного слоя. А измельчение зерна аустенита при нагреве гидропрессованной стали и возможное сохранение в течение длительного времени развитой субструктуры являются наиболее вероятными причинами формирования более дисперсной конечной структуры.

После окончательной термической обработки (закалка + низкотемпературный отпуск) в сердцевине формируется феррито-мартенситная структура, характерная для неполной закалки. Цементованный слой имеет мартенситную структуру, в приповерхностном слое сохраняются нерастворившиеся при нагреве мелкие цементитные частицы преимущественно глобулярной формы. Предшествующая деформация гидропрессованием обеспечивает повышение микротвердости цементованного слоя термообработанной стали (рис.3). Причем, эффект упрочнения увеличивается с повышением степени деформации, достигая 25-30% при 50% обжатия на глубине до 0,8 мм от поверхности.

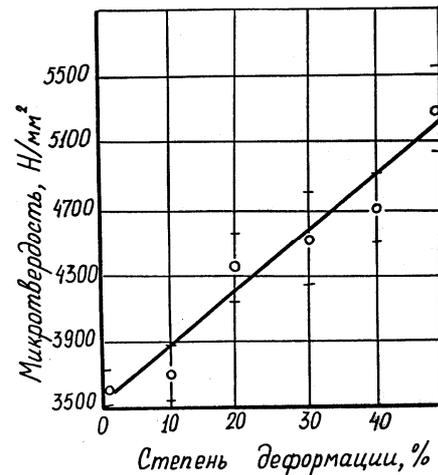


Рис. 2. Влияние степени предшествующей деформации на микротвердость приповерхностного слоя после цементации при 950°С

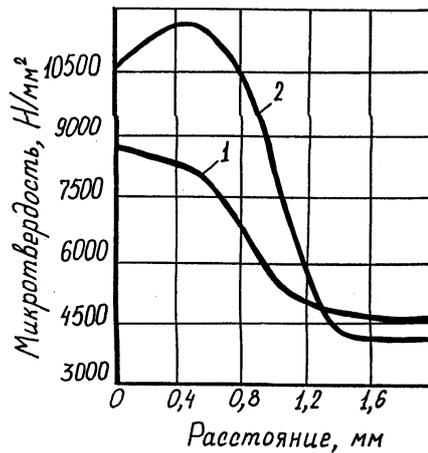


Рис. 3 - Изменение микротвердости по глубине диффузионной зоны после цементации при 950°C, закалки от 780°C и низкотемпературном отпуске при предварительной деформации $\varepsilon = 0\%$ (1); $\varepsilon = 50\%$ (2)

На рис.4 представлены сравнительные результаты изучения износостойкости цементованного слоя образцов. Определяли относительный ($\Delta m_{обр}/\Delta m_{эт}$) (рис.4,а) и абсолютный износ (рис.4,б).

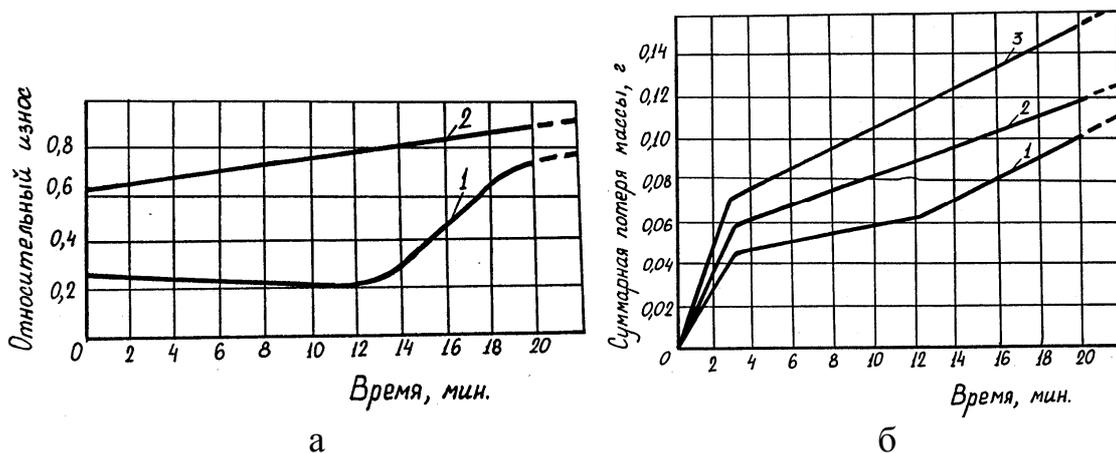


Рис. 4 - Относительный (а) и абсолютный (б) износ деформированных на 50% (1) и недеформированных (2) образцов после цементации при 950°C (6 ч), закалки и низкотемпературного отпуска и эталона (3)

Как видно из приведенных данных, скорость износа недеформированного образца и эталона постоянна, в то время как скорость износа деформированного образца меняется. Участки незначительного износа на кривых (1) для деформированного образца объясняется тем, что в приповерхностном слое (~0,2 мм) находится большое количество структурно-свободного цементита и фиксируется максимальная твердость (рис.4), что способствует меньшему износу.

Выводы: изучено влияние предварительного гидропрессования на особенности изменения структуры и свойств стали 18ХГТ после цементации. Установлено, что увеличение степени деформации гидропрессованием способствует увеличению глубины цементованного слоя стали, измельчению ее структуры, образованию в заэвтектоидной зоне, наравне с сеткой вторичного цементита структурно-свободного цементита глобулярной формы,

дополнительному упрочнению как диффузионного слоя, так и сердцевины изделия и повышению износостойкости цементованных изделий.

Список литературы: 1. Белошенко В.А. Теория и практика гидроэкструзии [Текст] / В.А.Белошенко, В.Н.Варюхин, В.З.Спусканюк. – К.: Наукова думка, 2007. – 247с. 2. Волков К.В. Упрочнение материалов методами гидропрессования [Текст] / К.В.Волков, А.И.Капустин, В.З.Спусканюк, А.Ф.Черный. – К.: Наукова думка, 1991. – 200с. 3. Баранов А.А Проблемы совмещения горячей деформации и термической обработки стали / А.А.Баранов, А.А.Минаев, А.Л.Геллер, В.П.Горбатенко – М.: Металлургия, 1985. 128с. 4. Береснев Б.И. Упрочнение конструкционных и инструментальных материалов после гидропрессования способами термической и химико-термической обработки / Б.И.Береснев., Л.В.Лолодзе, Б.М.Эфрос // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1991. – № 8. – С.103-105. 5. Матосян М.А. Влияние микродефектов на диффузию атомов внедрения/ Матосян М.А., Борисов В.Т., Голиков В.М. // Физика металлов и металловедение. – 1970. – Т.299, вып.4. – С.824-828. 6. Кидин И.Н. Влияние предварительной холодной пластической деформации на диффузию углерода в аустените / И.Н.Кидин, Г.В.Щербединский, В.И.Андрюшечкин, В.А.Волков // Металловедение и термическая обработка металлов. – 1971. – №12. – С.26-29.

УДК 621.771

ГОРОБЕЙ Н.Р., студ. НТУ «ХПИ

ПЛЕСНЕЦОВ Ю.А., канд. техн. наук, зав. кафедрой ОМД, НТУ «ХПИ»

ИССЛЕДОВАНИЕ ВОЗМОЖНОСТИ ПОЛУЧЕНИЯ ГАРАНТИРОВАННЫХ ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ В МЕСТАХ НАИБОЛЬШЕГО ИЗНОСА ПРОФИЛЯ В ПРОЦЕССЕ ЭКСПЛУАТАЦИИ

Установлено, что в горячекатаном состоянии бичи имеют самую низкую работу разрушения – около 590 Дж. Применение закалки в воде позволило получить высокий уровень твердости, причем работа разрушения в 3,5 раза превышала работу разрушения бичей по первой схеме прокатки. Прокатка по новому способу позволила увеличить работу разрушения в 3,8 раза по сравнению с работой разрушения бичей по первой схеме прокатки.

Встановлено, що в гарячекатаному стані бичі мають найнижчу роботу руйнування – близько 590 Дж. Застосування гартоу в воді дозволило отримати високий рівень твердості, причому робота руйнування в 3,5 рази перевищувала роботу руйнування бичів за першою схемою прокатки. Прокатка по новому способу дозволила збільшити роботу руйнування в 3,8 рази порівняно з роботою руйнування бичів за першою схемою прокатки.

Found that in hot-rolled condition whipshave the lowest job-destruction sheniya-about 590J. The use of quenching in water yielded a high level of hardness, and the work of destruction is 3.5 times higher than the work of destruction by pests first scheme rolling. Rolling on a new way of working has increased the destruction of 3.8 paper, compared with the work of destroying pests in the first scheme rolling.

Недостатком всех известных способов прокатки является невозможность выборочного получения требуемых физико-механических свойств в местах наибольшего износа профиля в процессе эксплуатации. В ряде случаев неприемлемо и сплошное охлаждение полосы перед входом в очаг деформации, которое приводит к возрастанию энергосиловых параметров прокатки.

Последующая термообработка с прокатного нагрева также не всегда приемлема, т.к. необходима последующая механическая обработка профилей, например, пробивка отверстий для их крепления, прорезка пазов и т.д.

Для достижения на поверхности профиля требуемых физико-механических свойств в местах, изнашиваемых в процессе эксплуатации, разработана новая технология прокатки.

Сущность технологии (рис.1, рис. 2) заключается в следующем. Во время чистового прохода на прокатываемый металл поперек направления прокатки подают охладитель посредством сопловой насадки 3. Охладитель направляют в канал 4, образуемый двумя соседними зубьями инструмента и деформируемым металлом. Указанный канал образуется вследствие незаполнения металлом калибра ввиду утяжки последнего по вершинам ребер. Предварительно суммарную степень деформации охлаждаемых участков доводят до 76-80%. Проведение охлаждения поверхности полосы в месте формирования ребра обусловлено необходимостью снижения температуры раската до достижения 0,43-0,53 температуры плавления (700-800°C). При температурах 850°C, т.е. выше 0,53 температуры плавления стали, эффекта измельчения зерна не наблюдается, а использование чрезмерно низких температур конца прокатки не рекомендуется из-за возможного чрезмерного наклепа, образующегося феррита и неполной его рекристаллизации. Предложенный способ можно рассматривать как разновидность термомеханической обработки (ТМО), поскольку используется эффект высокотемпературной деформации, позволяющей получить дифференцированное поверхностное термоупрочнение ребер, как наиболее изнашиваемой части профиля, не изменяя свойств основной массы металла.

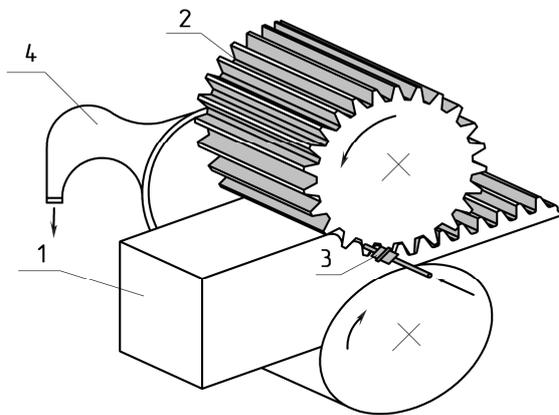


Рис. 1. Схема прокатки по новому способу:

- 1 – исходная заготовка;
- 2 – зубчатый валок;
- 3 – сопловая насадка для подачи охладителя;
- 5 – приемная камера

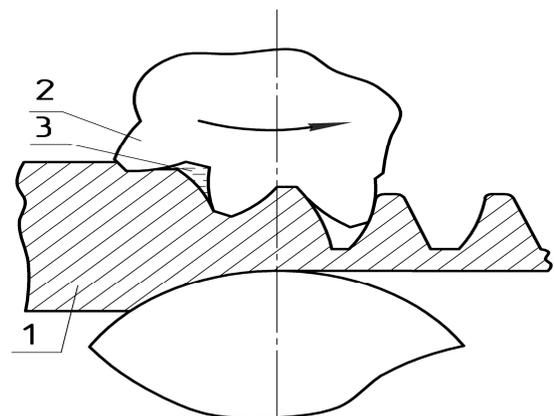


Рис. 2. Очаг деформации в чистовом проходе:

- 1 – исходная заготовка;
- 2 – зубчатый валок;
- 3 – канал для подачи охладителя

Что же касается размера суммарной степени деформации, набираемой в течение нескольких проходов при небольших (в пределах 1-5 сек.) промежутках

времени между проходами, то именно такая ее величина позволяет получить необходимый эффект измельчения рекристаллизованного зерна.

Для реализации новой технологии разработано устройство для подачи охладителя, представленное на рис. 3, рис. 4 и рис. 5.

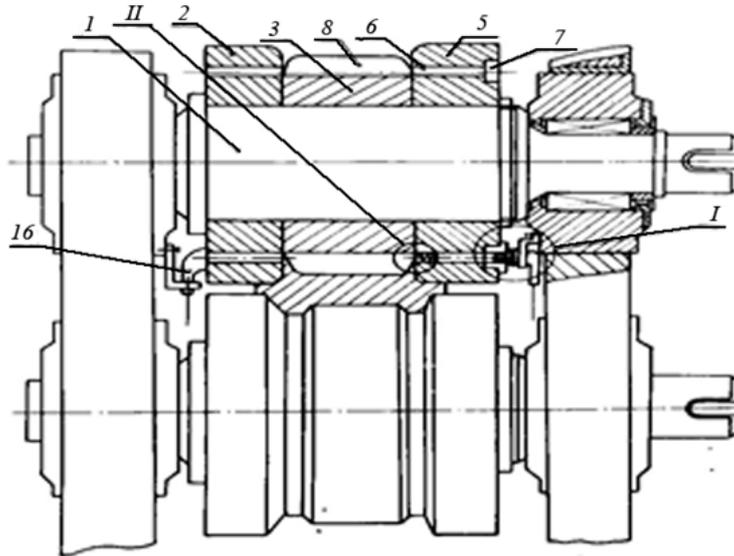


Рис. 3. Устройство для подачи охладителя в сборе:

1 – ось прокатного валка; 3, 4 и 5 – формирующее и два боковых кольца; 6 – осевые каналы; 7 – кольцевая канавка; 16 – приемная камера;

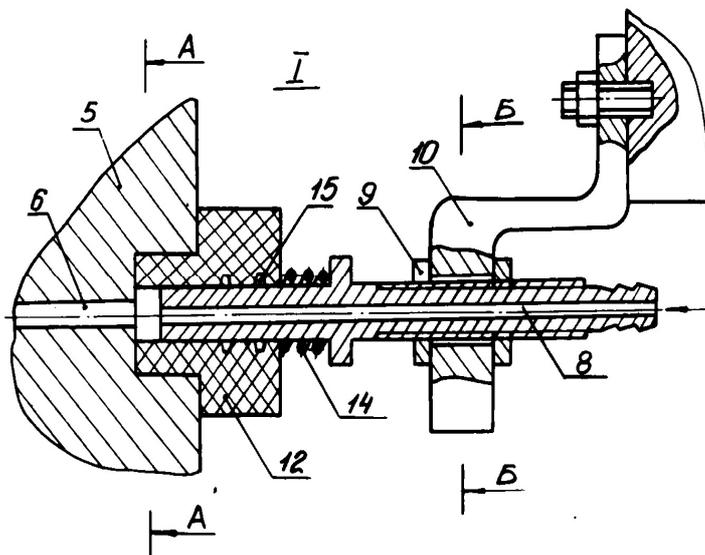


Рис. 4. Патрубок подвода охладителя: 5 – боковое кольцо;

6 – осевые каналы; 8 – трубка; 9 – гайка; 10 – кронштейн; 12 – наконечник; 14 – пружины; 15 – прокладки

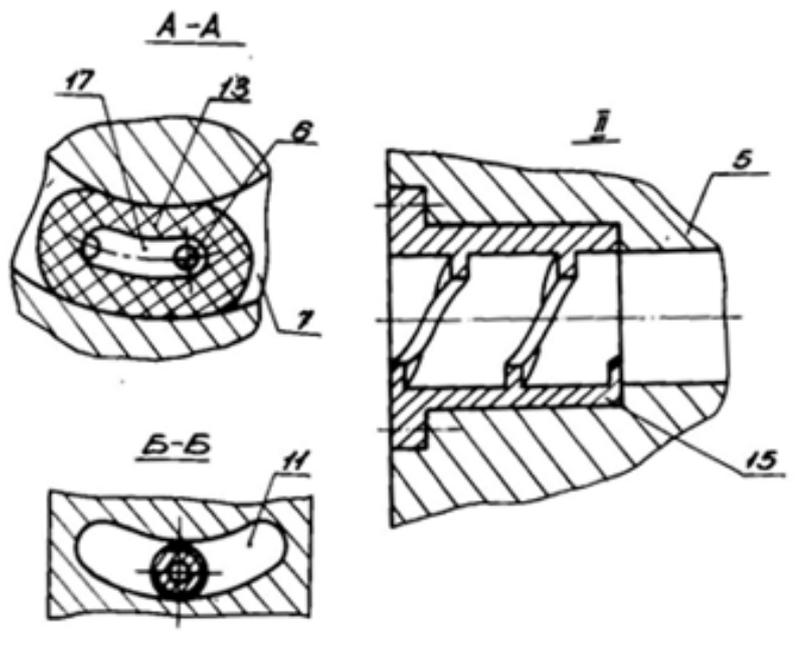


Рис. 5. Элементы устройства: 5 – боковое кольцо; 6 – осевые каналы; 7 – кольцевая канавка; 11 – радиальный паз; 13 – сальник; 15 – турбулирующая вставка; 17 – радиальный паз в наконечнике

Прокатный валок для прокатки периодических профилей с поперечным оребрением монтируется в станине прокатной клетки и содержит ось 1, установленную в подушках. На оси одеты кольца: среднее формирующее 3 и два боковых 4 и 5. В боковых кольцах равномерно по окружности выполнены осевые каналы 6, параллельные оси валка. Число каналов равно числу зубьев формирующего кольца, а расположены они таким образом, что в промежутках между зубьями они открыты. Со стороны подвода охладителя в торце валка выполнена кольцевая канавка 7, охватывающая все осевые каналы, в которой установлен патрубок подачи охладителя. Патрубок включает трубку 8, которая крепится чайкой 9 к кронштейну 10, имеющий радиальный паз 11. Наиболее рациональна установка кронштейна на подушке станины клетки. На трубке установлен текстолитовый наконечник 12, сальник 13 и пружины 14. Выходные концы осевых каналов боковых колец, примыкающих к формирующему кольцу, снабжены турбулирующей вставкой 15. Со стороны отвода охладителя у торца бокового кольца установлена приемная камера 16 для сбора и отвода охладителя, входящая в кольцевой паз. При вращении валков текстолитовый наконечник 12, расположенный в кольцевой канаве, неподвижен, поэтому в уширенной части наконечника одновременно находятся несколько постоянно набегающих осевых каналов. Охладитель проходит по трубе 8, попадает в уширительную часть наконечника и попадает в канал, образуемый двумя соседними зубьями формирующего кольца и раскатом. Острый канал возникает каждый раз в момент начала внедрения очередного деформирующего зуба инструмента в поверхность металла и перемещается вдоль очага деформации, уступая место вновь образуемому каналу. Благодаря уширенной части 17 наконечника подача охладителя в очаг деформации осуществляется непрерывно до полного завершения формообразования поверхности проката. Проходя через очаг

деформации, охладитель по каналам бокового кольца поступает в приёмную камеру для его сбора и отвода, которая также крепится к подушке станины клетки.

Для опробования разработанной технологии прокатки и устройства для его реализации на стане 350 в валках были выполнены каналы (см. рис. 6), в чистой клетке – смонтировано устройство для подачи охладителя (рис. 7). Для экспериментов использовались образцы из стали 45.

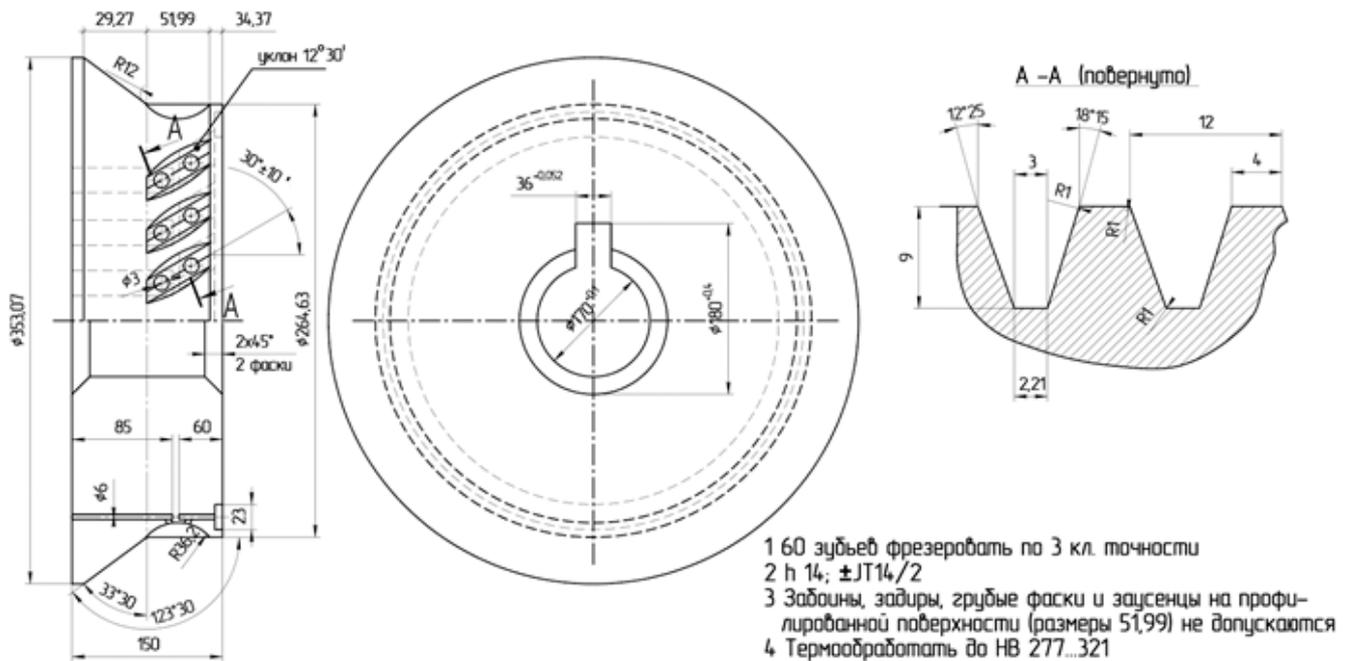


Рис. 6. Зубчатый бандаж с осевыми каналами для опробования нового способа прокатки

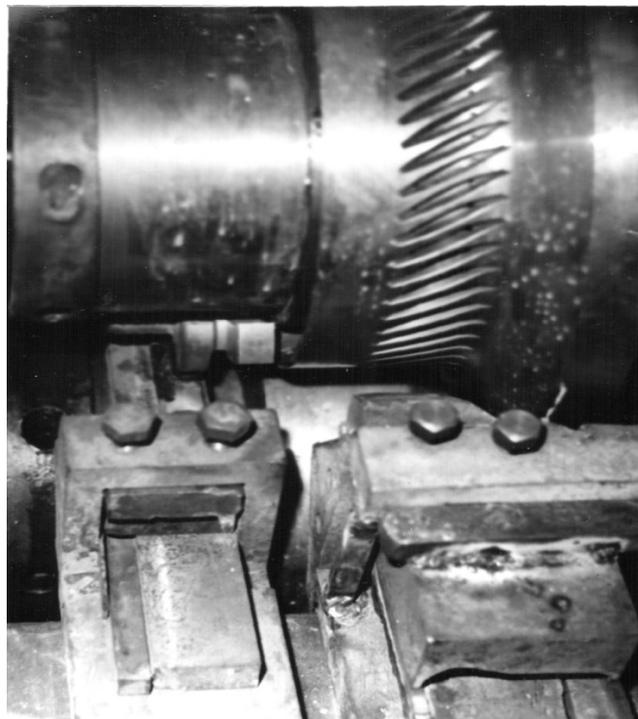


Рис. 7. Чистовая клетка стана 350 с зубчатым бандажом и смонтированным устройством для подачи охладителя

Для определения влияния набора суммарной степени деформации перед чистовым пропуском с последующей прокаткой в периодическом калибре и одновременной подачей охладителя в канал были проведены серии экспериментов по следующим схемам:

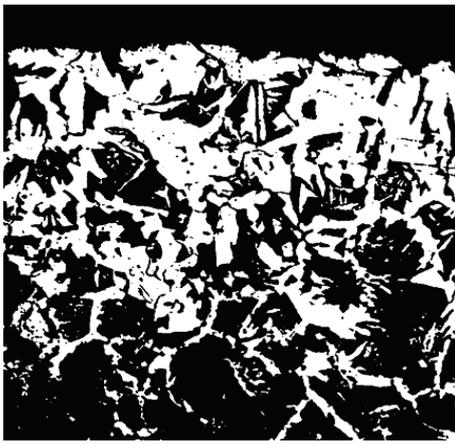
- обычный способ прокатки с естественным охлаждением;
- обычный способ прокатки с последующим ускоренным охлаждением;
- с набором минимальной суммарной степени деформации перед чистовым пропуском и последующей прокаткой в периодическом калибре с ускоренным охлаждением после прокатки;
- по новому способу.

Прокатка углового бичевого профиля осуществлялась при скорости 0,5 и 1 м/с. Температура прокатки в чистовом проходе составляла 900-940°C. После прокатки отбирались темплеты и проводился качественный и количественный анализ полученных физико-механических свойств.

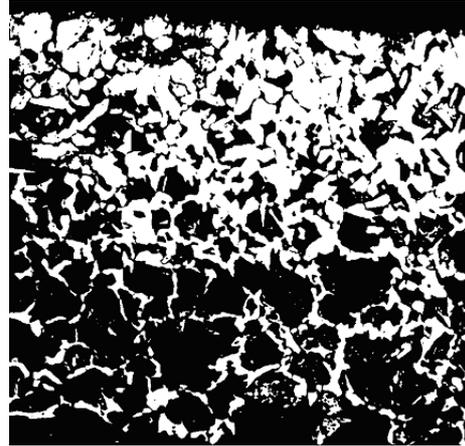
Исследование микроструктуры металла бичей, прокатных по обычному способу прокатки (без подачи охладителя в очаг деформации – рис. 8) показало, что микроструктура металла представляет собой перлит с ферритной сеткой, величина зерна соответствует 6-7 баллу ГОСТ 5639. Твердость бичевого профиля не превышает 229 НВ (соответствует требованиям ГОСТ 4543). Следует отметить, что по сечению профиля твердость изменяется от 20-21 HRC_Э (207-212 НВ) в основании до 24-25 HRC_Э (228-235 НВ) на вершине ребра. Такое различие твердости объясняется различной скоростью охлаждения элементов профиля, отличающихся по толщине. Известно, что для получения бичевых профилей с твердостью 35...45 HRC_Э необходимо охлаждение металла до 400°C. Для определения минимального времени, необходимого для охлаждения бичевого профиля до 400°C, проведены экспериментальные исследования, включающие:

- нагрев образцов бичевого профиля длиной 300 мм до температуры порядка 850°C;
- охлаждение в баке и струйное охлаждение (прерванная закалка) при непрерывном измерении температуры вершин ребра (на глубине 2,5 мм), основания ребра (на глубине порядка 8 мм) и середины основания (на глубине порядка 12 мм).

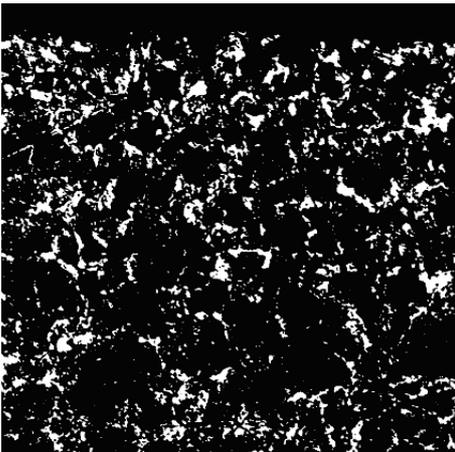
Расход воды при струйном охлаждении подбирали таким образом, чтобы получить скорость охлаждения примерно такую же, как в баке. Полученные графики зависимости температуры образцов от длительности охлаждения представлены на рис. 9.



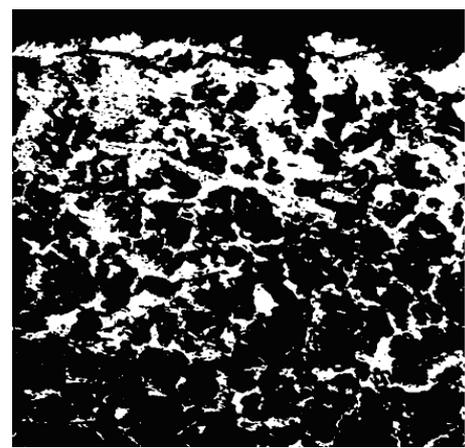
1а



2а



1б



2б

Рис. 8. Микроструктура металла бичей, прокатанных по обычному способу прокатки (1) и по новому способу (2), x200

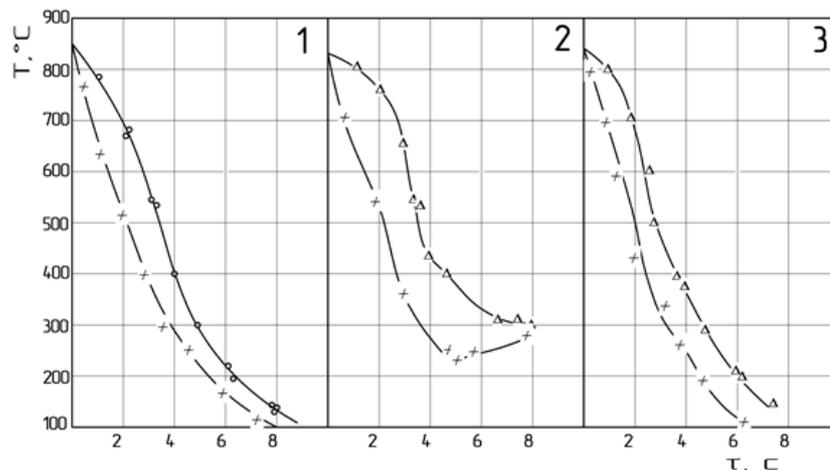


Рис. 9. Зависимость температуры от времени охлаждения бича в баке (1,2) и роликозакалочной машине (3)

Из полученных зависимостей следует, что для охлаждения вершины до температуры, не превышающей 400°C , требуется не менее 3 с, причем температура основания ребра при этом может превышать 500°C .

Суммарный расход воды (сверху и снизу) при таком режиме струйного охлаждения составил $7.5 \text{ м}^3/\text{ч}$ (длина охлаждающего устройства составила 500

мм, а ширина на 20 мм превышала ширину бичевого профиля). Расчет требуемого количества воды для осуществления прерванной закалки бичевого профиля в условиях стана 350 (скорость прокатки 0,5-1,0 м/с) показал, что при времени охлаждения примерно 3с и плотности орошения 15 м³/ч·м, минимальное количество воды составит 22,5-45 м³/ч, а длина охлаждающего устройства 3м.

Проведенные эксперименты показали, что при закалке в баке и в струйном устройстве (т.е. при объемной закалке) для получения на ребре упрочненного слоя с твердостью около 40 HRC_Э толщиной более 2,5 мм, требуется охлаждение в течение не менее 3 с, разница в твердости вершины ребра и основания бича не превышает 10 HRC_Э.

Повышение твердости ребра до 50 HRC_Э потребовало бы увеличения длительности охлаждения до 3,5-4 с, при этом различие в твердости вершины ребра и его основания уменьшилось бы до 5 HRC_Э.

Скорость охлаждения бичей в опытной установке регулировали при помощи изменения расхода воды. При малом расходе воды (менее 1 л/м) не удалось получить скорость охлаждения, достаточную для образования мартенсита на поверхности ребер, а при большом расходе воды (более 3 л/м) существенно увеличилась неплоскостность бичей. С учетом изложенного, закалку осуществляли при расходе воды около 3 л/м.

Прокатка бичевых профилей по новой технологии показала увеличение твердости вершины ребра и основания бичевого профиля на 8-8,8% (в сравнении с прокаткой по предыдущей схеме), что по вершине ребра составило 48-51 HRC_Э. На структуру металла прокатка по этой схеме влияния не сказала.

Твердость определяли на глубине 3 мм от поверхности ребра и на глубине 4 мм от поверхности основания бичей. Работу разрушения бичей определяли путем испытания на ударный изгиб натуральных образцов длиной 160 мм (энергия маятника 1960 Дж) при температуре +20°C.

Выводы:

1. Установлено, что в горячекатаном состоянии бичи имеют самую низкую работу разрушения – около 590 Дж. Применение закалки в воде позволило получить высокий уровень твердости, причем работа разрушения в 3,5 раза превышала работу разрушения бичей по первой схеме прокатки. Прокатка по новому способу позволила увеличить работу разрушения в 3,8 раза по сравнению с работой разрушения бичей по первой схеме прокатки.

2. Сравнение полученных экспериментальных данных при прокатке бичей по этим схемам с различными скоростями прокатки показало, что наиболее эффективно применение нового способа прокатки при скоростях прокатки не более 0,5м/с.

3. В связи с отсутствием в черной металлургии Украины прокатных станов со скоростями прокатки до 0,5 м/с при производстве бичей с повышенными механическими свойствами (используя только прокатный нагрев) необходимо создание специализированного участка.

СОДЕРЖАНИЕ

Сталинский Д.В., Рудюк А.С., Медведев В.С. Ресурсосбережение и энергоэффективность в сортопрокатном производстве	3
Марков О.Е. Исследование применения укороченных заготовок для ковки прокатных валков	8
Гапонов В.С., Музыкин Ю.Д., Столбовой А.С., Татьков В.В., Вышнинецкий С.М., Телюк Д.В. Определение режимов работы силового редуктора чистовой клетки тонколистового стана горячей прокатки «1680»	13
Байков Е.В. Исследование Продольной Разнотолщинности Полос И Лент При Асимметричной Холодной Прокатке	17
Паламарь Д.Г., Раздобреев В.Г. Способ производства сортового проката в условиях непрерывных мелкосортных станов	21
Николаев В.А., Путноки А.Ю., Николенко А.Г., Васильев А.Г., Васильев А.А. Холодная прокатка полос на нсхп после предварительной перемотки горячекатаных рулонов	28
Кириенко А. А. Вибрация при прокатке	36
Сатонин А.В., Коренко М.Г., Настоящая С.С. Экспериментальные исследования процессов горячей прокатки лент и полос	40
М.О. Лесовой Безотходное разделение движущихся гнутых профилей проката	46
Горобей Н.Р., Плеснецов Ю.А. Разработка и исследование новой технологии прокатки угловых бичевых профилей	51

Панченко А.И., Тумко А.Н., Мильчев В.В., Сальников А.С., Левин Б.А.	56
Развитие процессов прокатки и ковки порошковых сталей в условиях пао «днепрспецсталь»	
Тришевский О.И., Салтавец Н.В., Бондаренко С.Н.	63
Экспериментальные исследования охлаждения полосы и валков	
Плеснецов С.Ю.	69
Исследование утонений и смещения нейтрального слоя при изгибе листового металла на 180°	
Боровик П.В.	76
Математическое моделирование процесса резки на ножницах с учетом упругой деформации станины	
Серета Б.П., Коваленко А.К., Белоконь Ю.А., Бабаченко Е.В.	81
Разработка математических моделей напряженно-деформированного состояния металла, обеспечивающих комплексную технико-экономическую оценку исследуемых процессов	
Капланов В.И., Присяжный А.Г.	84
Математическое моделирование зависимости показателей контактного трения от факторов холодной прокатки тонколистовой стали с технологическими смазками	
Смирнов Є.М., Белевітін В.О., Ігнатков Р.С., Галухіна І.М., Домбровський Є.О.	92
К питанню щодо впливу сумарної витяжки на зміну межі плину сталі 45 при прокатці безперервнолитих заготовок в перших проходах	
Кривцов В.С., Застела А.Н., Хитрых Е.Е.	98
Математическое моделирование процессов импульсной резки непрерывных слитков	
В.А. Харитонов, М.В. Зарецкий, Л.М. Зарецкий	104
Расчет деформации изгиба при пластическом обжатии проволоки в неполном слое повива каната с целью точного позиционирования	

Чухлеб В.Л., Тумко А.Н., Ашкелянец А.В.	110
Основы разработки технологических процессов обработки давлением сталей и сплавов с прогнозируемым уровнем качества металлопродукции	
О.В.Мозговий	121
Оцінювання ефективності механічної обробки поверхні алмазним вигладжуванням за параметрами вільних затухаючих коливань	
Беликов С.Б., Рягин С.Л., Шевченко В.Г.	125
Характеристики сопротивления ударному изгибу пластичных сталей, применяемых в краностроении	
Себко В.В., Питак И.В., Себко В.П., Здоренко В.Г., Защепкина Н.М.	133
Точность идентификации ферромагнитных плоских изделий за счет создания информационной избыточности	
Алиева Л.И., Алиев И.С., Абхари П.Б., Патык О.В.	140
Прогнозирование дефектообразования в процессе радиального выдавливания	
Кузьменко В.И., Василенко В.А.	145
К вопросу совершенствования конструкции и технологии изготовления направляющих элементов шлифовальных станков с целью повышения их эксплуатационной точности	
Позняк Е.Р., Горбатенко В.П.	153
Влияние деформации гидропрессованием на кинетику процесса цементации, структуру и свойства стали 18ХГТ	
Горобей Н.Р., Плеснецов Ю.А.	157
Исследование возможности получения гарантированных физико-механических свойств в местах наибольшего износа профиля в процессе эксплуатации	

Наукове видання

**ВІСНИК НАЦІОНАЛЬНОГО ТЕХНІЧНОГО
УНІВЕРСИТЕТУ "ХПІ"**

Збірник наукових праць

Тематичний випуск

"Нові рішення в сучасних технологіях"

Випуск № 47

Науковий редактор докт. техн. наук, проф. Є. І. Сокол

Технічний редактор Т.Л. Коворотний

Відповідальний за випуск канд. техн. наук І. Б. Обухова

Обл.-вид. № 153-11

Підписано до друку 10.11.2011. Формат 60x84/16. Надруковано на різнографі

Gestetner 6123CP. Ум.-друк. арк. 9,2. Облік.вид.арк. 10,0.

Наклад 300 прим. 1-й завод 1-100. Зам. №47. Ціна договірна

Видавничий центр НТУ «ХПІ»

Свідоцтво про державну реєстрацію ДК33657 від 24.12.2009р.

61002, Харків, вул. Фрунзе, 21

Типографія "Технологічний центр"

вул. Новгородська, 3а, м. Харків, 61145