

РОЗДІЛ «ПРОКАТНЕ ВИРОБНИЦТВО»

УДК 621.771.01

МАКСИМЕНКО О.П., д.т.н., професор
 РОМАНЮК Р.Я., аспірант
 БЕЗЧАСТНАЯ Л.А., студентка

Днепродзержинский государственный технический университет

**АНАЛИЗ РЕЗУЛЬТИРУЮЩИХ КОНТАКТНЫХ И ВНУТРЕННИХ СИЛ
 ПРИ РАЗЛИЧНЫХ МОДЕЛЯХ ТРЕНИЯ ПРИ ПРОКАТКЕ**

Введение. В работах [1, 2] приведена методика определения средних результирующих горизонтальных контактных и внутренних сил, действующих в очаге деформации, на основе которых можно определить продольную устойчивость процесса прокатки.

При устойчивой прокатке на контакте металла с валками действует горизонтальная сила Q_{cp}^* , которая уравнивается внутренней силой $Q_{cp\,вн}^*$, вызванной продольными нормальными напряжениями от пластической деформации металла.

Исходными данными для расчёта Q_{cp}^* и $Q_{cp\,вн}^*$ являются эпюры изменения контактных напряжений, которые теоретически могут быть получены при решении уравнения равновесия Кармана с учётом принятой модели трения. В качестве моделей трения могут использоваться законы Зибеля, Кулона, Ньютона, а также модели, описанные в работах [3, 4], и другие.

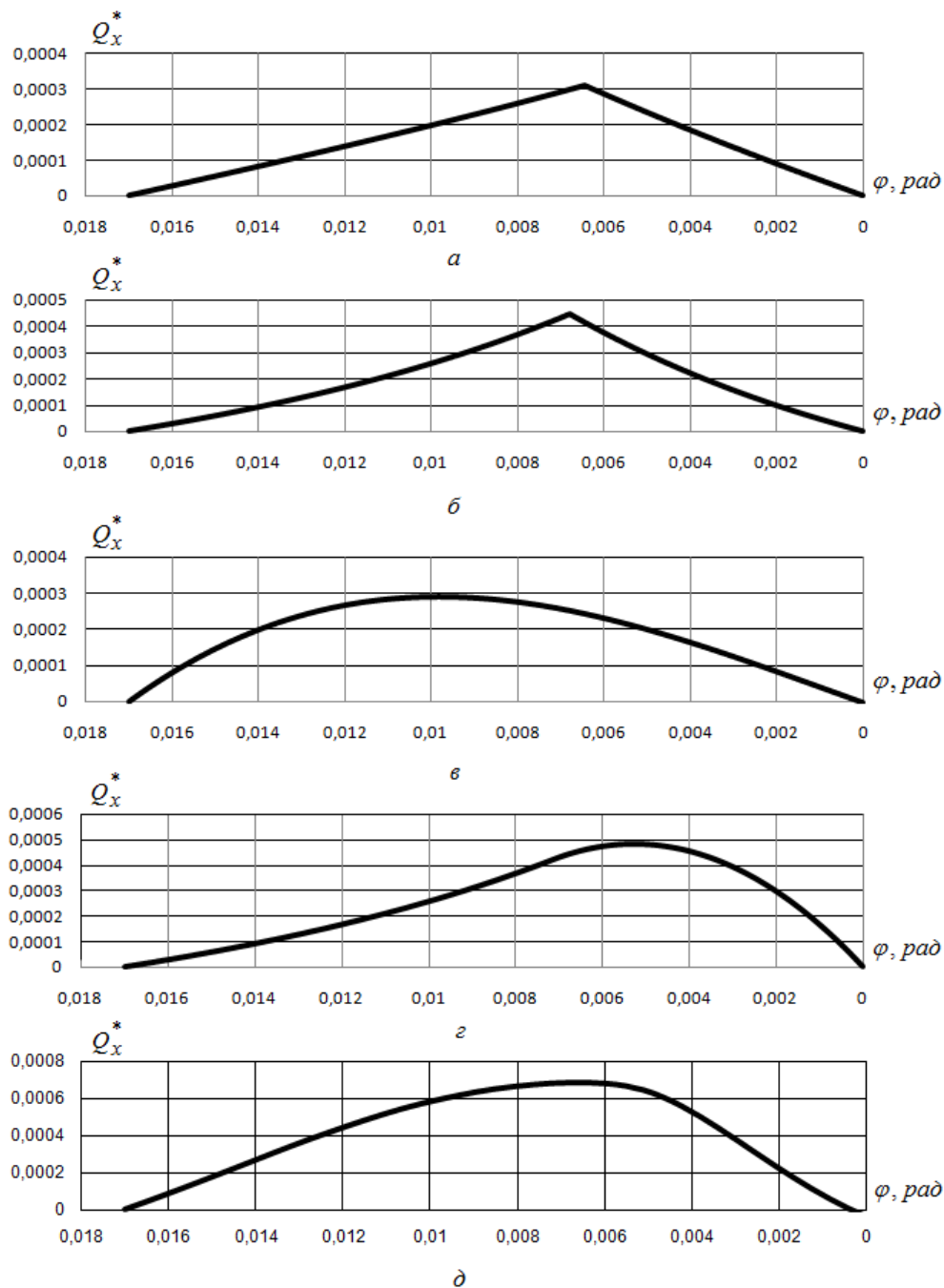
Постановка задачи. Целью настоящей работы является исследование средних результирующих горизонтальных контактных и внутренних сил, полученных при обработке теоретических эпюр контактных напряжений с различными моделями трения, а также изучение влияния внутренних сил на предельный угол захвата в установившемся режиме.

Используя методику [1, 2], построим эпюры изменения текущей результирующей горизонтальных контактных сил Q_x^* по длине очага деформации для вышеупомянутых моделей трения при следующих условиях: $R = 300$ мм, $h_0 = 0,3$ мм, $\alpha_y = 0,017$ рад и $f = 0,044$ (R – радиус валков, h_0 – начальная толщина полосы, α_y – угол захвата в установившемся режиме, f – коэффициент трения). Для удобства анализа все расчёты выполнены в безразмерной форме. Графики распределения силы Q_x^* приведены на рис.1.

Результаты работы. Из графиков изменения текущей результирующей горизонтальных контактных сил (рис.1) видно, что на границах зоны контакта эта сила равна нулю, что соответствует стационарности процесса прокатки. По длине очага деформации данная эта изменяется по определённому закону, следовательно, можно получить среднее её значение:

$$Q_{cp}^* = \frac{1}{\alpha} \int_0^{\alpha} Q_x^* d\varphi. \quad (1)$$

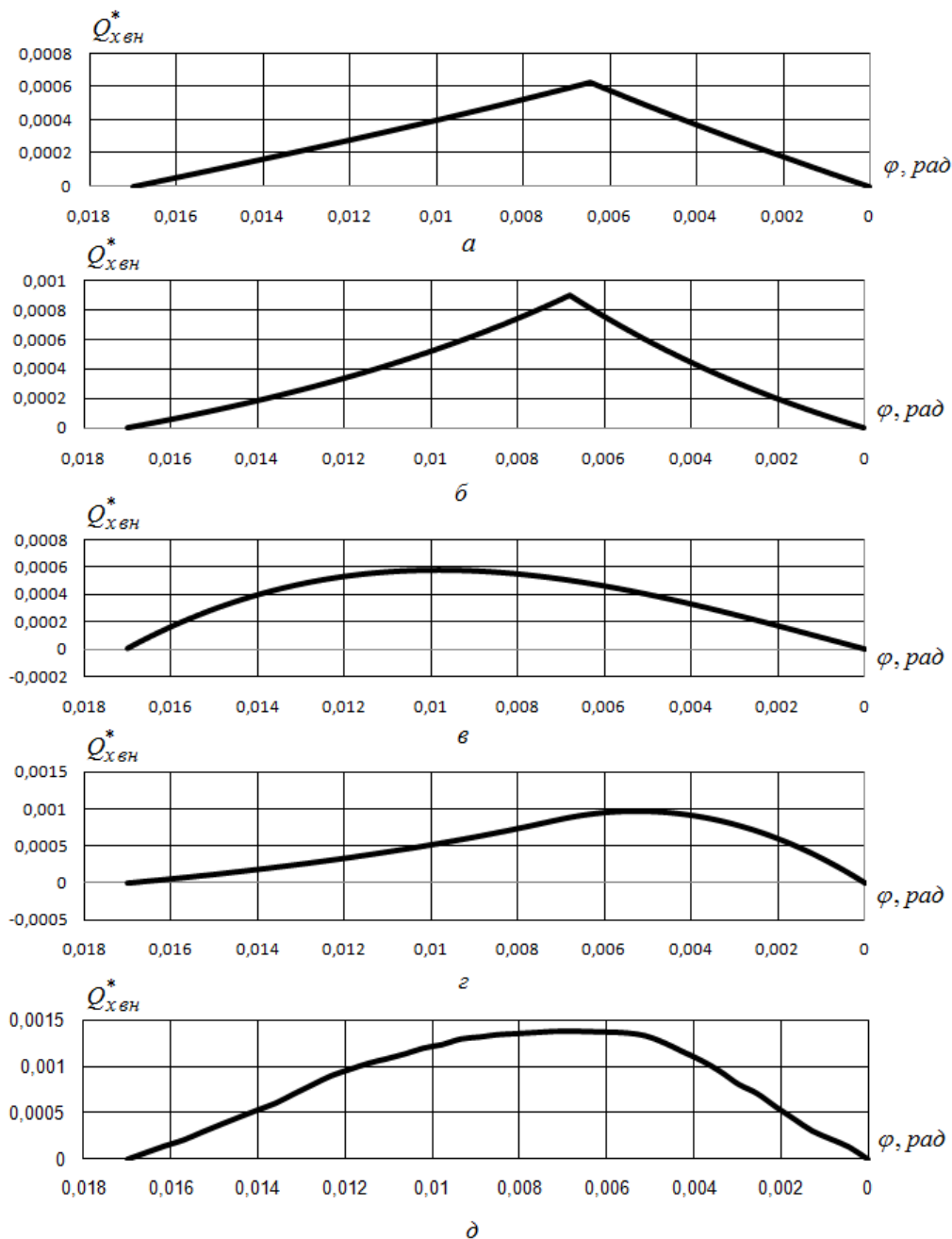
Как следует из приведенных графиков для заданных условий прокатки при разных моделях трения на контакте сила Q_{cp}^* положительна, что свидетельствует об устойчивости процесса прокатки [2].



а – модель Зибеля; б – модель Кулона; в – контактно-гидродинамическая модель [1];
г – модель [3]; д – модель [4]

Рисунок 1 – Эпюры изменения текущей результирующей горизонтальных контактных сил при различных моделях трения

Далее определим, как распределяются внутренние силы, вызванные продольными нормальными напряжениями пластически деформируемого металла, для вышеприведенных условий деформации. Результаты расчёта текущей результирующей горизонтальных внутренних сил в безразмерных величинах $Q_{xвн}^*$ приведены на рис.2.



а – модель Зибеля; б – модель Кулона; в – контактно-гидродинамическая модель [1];
г – модель [3]; д – модель [4]

Рисунок 2 – Эпюры изменения текущей результирующей горизонтальных внутренних сил при различных моделях трения

Сравнивая соответствующие графики рис.1, 2, приходим к выводу, что в каждом сечении очага деформации соблюдается следующее равенство:

$$2Q_x^* = Q_{x\text{ вн}}^*,$$

что позволяет записать:

$$2Q_{cp}^* = Q_{cp\text{ вн}}^*. \quad (2)$$

Из последнего выражения следует, что в равновесии металла в валках учувствуют и внутренние силы. Кроме того заметим, что сила Q_{cp}^* направлена в сторону движения полосы и является активной, а $Q_{cp\text{ вн}}^*$ – в противоположную сторону. Тогда следует отметить, что втягивающие металл в валки силы в очаге деформации затрачиваются не только на преодоление выталкивающих, но и на уравнивание внутренних сил. В таком случае на захватывающую способность валков в установившемся режиме должны оказывать влияние и внутренние силы деформируемого металла.

Проанализируем этот вопрос более подробно. Как известно в теории прокатки принято, что предельные условия захвата определяются равенством

$$\alpha_y^{\max} = 2f_y. \quad (3)$$

Однако, на практике данное условие не выполняется. Так, например, при прокатке на блюминге 1150 НМТК С.В.Макаев получил, что $\alpha_y^{\max} = (1,25 - 1,35)f_y$, в опытах И.Я.Тарновского, А.А.Поздеева, В.В.Ляшкова $\alpha_y^{\max} = (1,35 - 1,45)f_y$, в опытах А.П.Грудева $\alpha_y^{\max} = (1,55 - 2)f_y$.

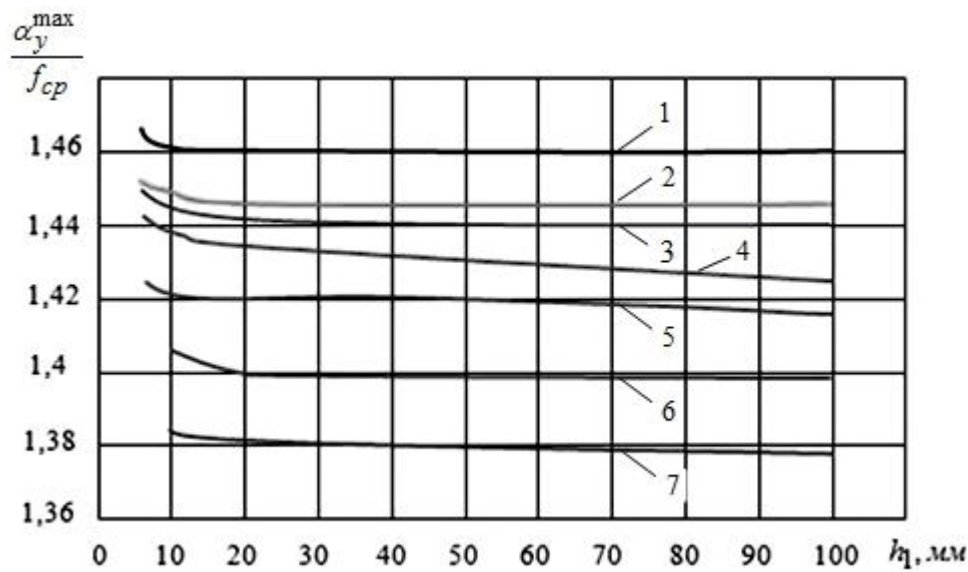
По поводу несоответствия теоретического условия захвата практическим экспериментам разные исследователи высказывают различные предположения. В частности предполагается, что коэффициент трения при установившемся процессе прокатки существенно отличается от такового в начальный момент захвата, хотя ни опытных, ни теоретически убедительных данных в пользу такого предположения не приводится.

Используя методику, приведенную в [1, 2], были рассчитаны предельные условия прокатки в зависимости от конечной толщины полосы при разных коэффициентах трения на контакте металла с валками. Результаты расчёта показаны на рис.3. Как вид-

но, отношение $\frac{\alpha_y^{\max}}{f_{cp}}$ находится в пределах 1,36-1,48, что соответствует опытным данным.

Необходимо заметить, что с увеличением коэффициента трения это отношение уменьшается. Зависимость $\frac{\alpha_y^{\max}}{f_{cp}}$ от конечной толщины прокатываемых полос весьма

слабая. В отличие от принятого в теории предельного условия захвата в расчёте учитывались и внутренние силы от продольных нормальных напряжений. Как показано выше, втягивающим металл в валки силам дополнительно необходимо преодолеть и продольные внутренние силы пластически деформируемого металла, что существенно снижает захватывающую способность валков в установившемся режиме.



1 – $f_{cp} = 0,05 - 0,1$; 2 – $f_{cp} = 0,15$; 3 – $f_{cp} = 0,2$; 4 – $f_{cp} = 0,25$;
 5 – $f_{cp} = 0,3$; 6 – $f_{cp} = 0,35$; 7 – $f_{cp} = 0,4$

Рисунок 3 – Залежність відношення $\frac{\alpha_y^{\max}}{f_{cp}}$ від товщини полоси при різних коефіцієнтах тертя

Висновки. Показано, що методика оцінки стійкості процесу прокатки може бути застосована при будь-якій моделі тертя на контакті.

При простому процесі прокатки в очаг деформації спостерігається рівновага металу в валках з урахуванням контактних і внутрішніх сил. Останні суттєво впливають на умови захоплення металу в установившійся режимі.

ЛИТЕРАТУРА

1. Максименко О.П. Влияние режима трения на устойчивость прокатки при однозонном скольжении металла в валках / О.П.Максименко, Р.Я.Романюк, А.А.Никулин // Изв. вуз. Чёрная металлургия. – 2008. – № 6. – С.26-29.
2. Максименко О.П. Методика оценки продольной устойчивости процесса прокатки / О.П.Максименко, Р.Я.Романюк // Вісник Національного технічного університету "ХПІ": збірник наукових праць. Тематичний випуск: Нові рішення в сучасних технологіях. – Харків: НТУ "ХПІ". – 2009. – №33. – С.84-90.
3. Максименко О.П. Модель трения при прокатке / О.П.Максименко, Р.Я.Романюк, В.В.Голобородько // Збірник наукових праць Дніпродзержинського державного технічного університету (технічні науки). – Дніпродзержинськ: ДДТУ. – 2008. – Випуск 9. – С.41-48.
4. Василев Я.Д. Развитие теории контактных напряжений при прокатке / Я.Д.Василев // Сучасні проблеми металургії: наукові вісті. Том 5. Пластична деформація металів. – Дніпропетровськ: Системні технології. 2002. – С.86-96.

Дніпродзержинський державний технічний університет

АНАЛИЗ МЕТОДОВ ОПРЕДЕЛЕНИЯ НАПРЯЖЕНИЙ И ДЕФОРМАЦИЙ ПРИ ОСТЫВАНИИ ФАСОННЫХ ПРОФИЛЕЙ

Введение. Способом сортовой прокатки в калибрах получают значительную часть готовой продукции металлургического производства. Существующие технологии и оборудование позволяют производить готовую продукцию высокого качества.

Однако, несмотря на это, в настоящее время в прокатном производстве существует проблема, которая связана с деформацией готового профиля при остывании. Причем последствия этого далеко не всегда можно исправить с помощью правильных машин.

Деформирование профиля связано с неравномерным температурным полем по сечению раската и напряжениями, которые возникают в готовом прокате при остывании. Эти напряжения достигают таких величин, которые приводят к искажению его геометрических размеров.

Если тело нагрето неравномерно, то при прокатке и остывании в нем возникают тепловые напряжения. Как известно, остаточными напряжениями называются напряжения, существующие в металле после процесса прокатки. Эти напряжения являются следствием прокатки с неравномерным температурным полем и, следовательно, неравномерным остыванием готового профиля. Остаточные напряжения можно условно разделить на макронапряжения и микронапряжения. Их отличие состоит в масштабах изменения напряжений по пространственной координате. Микронапряжения не оказывают влияния на искажение тела, в то время как макронапряжения могут привести к искажению геометрии профиля. Поэтому при оценке влияния остаточных напряжений на прочность и деформации металла учитывается действие макроскопических напряжений.

Одной из причин появления остаточных напряжений является пластическая деформация. Эта деформация возникает при нагревании или охлаждении тела. Известно [1], что даже небольшая разность в температуре (100°C) по длине и сечению профиля приводит к возникновению напряжений большой величины (220 МПа).

Проблемой внутренних напряжений в готовых профилях прокатчики занялись достаточно давно. На практике [2] известны случаи, когда сильно искривленные профили разрушались после нескольких проходов через правильную машину.

При этом известно, что если температура окончания прокатки высока и время ее воздействия значительно, то напряжения могут уменьшаться. Но если температура конца прокатки низкая, то в металле остаются значительные напряжения, особенно в тех частях профиля, где наблюдается разность в толщинах элементов, и соответственно профиль охлаждается неравномерно.

В профилях, состоящих из тонких элементов, охлаждающее действие валков и воды вызывает резкое местное понижение температуры. Вследствие этого напряжения в элементах повышаются настолько, что горячая часть профиля не в состоянии выровнять деформацию.

Управлять искривлением профиля тяжело и сейчас эта проблема решается с помощью контролируемого охлаждения. Недостатком использования таких машин является их высокая стоимость и сложность управления режимами охлаждения.

Для получения возможности управления искривлением в любом случае необходимо выполнять сложные технические вычисления или дорогостоящие натурные эксперименты.

Постановка задачи. Выполнить сравнительный анализ методов расчета температурных полей и напряжений в готовом прокате.

Результаты работы. Основная задача состоит из нескольких подзадач. Главная цель решения поставленной задачи – расчет напряжений. Но для того, чтобы определить величину напряжений в готовом прокате, необходимо для начала определить неравномерность температурного поля в различных частях профиля.

Известные методы [3, 4] определения температур по сечению профиля разработаны с учетом разрушающего контроля с последующей длительной обработкой экспериментальных данных (метод фотометрирования [4]) и не могут быть использованы в технологическом потоке для оперативного контроля и управления процессом. Широко распространенные способы и устройства экспериментального определения среднemasсовой температуры изделия [5] применимы преимущественно для профилей простой формы и не позволяют получить картину распределения температур по сечению фасонных профилей и в условиях нестационарного теплообмена при ускоренном охлаждении.

Это обусловило необходимость разработки теоретических методов исследования температуры сортового проката, позволяющих достоверно прогнозировать результаты различных способов регулируемого охлаждения в потоке. Известны аналитический, аналоговый, графический, экспериментальный и численный методы решения задач теплопроводности [6]. Экспериментальным методом пользуются, когда остальные методы не дают результатов. Известны точные и приближенные аналитические методы решения, предполагающие прямое интегрирование уравнения теплопроводности без предварительных преобразований. Точные методы пригодны для простейшей постановки задач с постоянными граничными условиями и теплотехническими характеристиками, простыми геометрическими формами. К приближенным методам [7] относятся интегральные методы, связанные с удовлетворением искомым решением закона сохранения энергии для всего исследуемого объема (методы Тудмена, Швеца, Тальтфарба, эквивалентных источников).

Достоинством аналитических методов является форма получаемого решения, позволяющая в общем виде исследовать влияние различных факторов на характеристики теплообмена. Недостатком этих методов является их громоздкость и трудность решения практических задач. Если же для нахождения решений необходимо отказаться от нескольких допущений, то аналитическое решение почти всегда оказывается невозможным.

Аналоговые методы решения уравнения теплопроводности построены на математической аналогии уравнений, описывающих физические процессы распространения тепла и, например, распределения электрического потенциала [7]. Достоинством аналоговых методов является удобство качественного исследования переноса тепла, недостатком – низкая точность конечного результата.

Графический метод решения уравнения теплопроводности, называемый иногда методом Шмидта [6], не требует сложных вычислений и позволяет получать решения

нестационарных задач с различными граничными условиями. Он применим лишь для тел простейших геометрических форм или простых составных тел.

Численные методы решения уравнения теплопроводности предполагают замену математически точного описания теплового процесса некоторым образом сформулированной системой алгебраических уравнений [8]. Особенностью численных методов является определение значения искомой функции в определенных точках пространственно-временной координатной сетки. Основное достоинство численных методов заключается в том, что практически нет ограничений по сложности задачи. В последнее время для определения температурного поля проката, в частности крупносортового, получили распространение два основных метода численного решения: метод конечных разностей и метод конечных элементов [8-11].

Наибольшее распространение получил метод сеток или метод конечных разностей, основанный на замене производных их приближенными значениями, которые выражаются через разности значений функций в отдельных дискретных точках – узлах сетки. Сетка, образованная прямоугольными элементами, может быть описана с помощью девяти уравнений узловых точек. Метод конечных разностей дает хорошие результаты при описании нестационарных процессов теплопроводности, когда в уравнения узловых точек наряду с конечными приращениями координаты и температуры входят конечные временные интервалы. Недостатком этого метода является его недостаточная универсальность. Например, при прокатке для расчета формоизменения метод конечных разностей используется и выполняется отдельно для каждого отдельного калибра.

Метод конечных элементов заключается в том, что поперечное сечение тела разбивают на конечное число элементов, например, в виде треугольников с узлами в вершинах. Принимается, что температура внутри элемента изменяется по линейному закону. Составляется система уравнений температуры в узловых точках элементов в матричной форме. Заменяя частные производные по времени их конечно-разностными значениями, приходят к разрешаемой системе уравнений, реализация которой может быть выполнена по неявной схеме [9, 12]. Описание метода конечных элементов при решении линейных задач нестационарной теплопроводности приведено в работах [8, 13].

Применительно к процессам регулируемого охлаждения проката метод конечных элементов используется мало. Это связано с тем, что задачи нестационарной теплопроводности при регулируемом охлаждении, как правило, являются нелинейными, а для таких задач метод конечных элементов отработан в недостаточной степени.

Следует отметить отсутствие в литературе надежных методик определения среднemasсовой температуры профиля и отдельных его элементов в процессе ускоренного охлаждения. Существующие формулы расчета [7] разработаны с учетом эмпирических коэффициентов формы профиля и дают приемлемую точность лишь при стационарных процессах теплообмена. В случае быстротечных процессов охлаждения профиля в условиях с высокими коэффициентами теплоотдачи [выше 5000 Вт/(м² · К)] погрешность расчета по этим формулам достигает 50%. Поэтому для среднесортных профилей простой формы принимают допущение о равенстве среднemasсовой температуры и температуры поверхности [14].

Таким образом, существующие методики расчета температурных полей сортовых профилей с учетом внешнего и внутреннего теплообмена пригодны для профилей сравнительно простой конфигурации и дают существенную ошибку при расчете температуры фасонных профилей в процессах ускоренного охлаждения.

Что касается напряжений, существуют различные способы их определения. По методу плоских срезов проводится последовательное снятие слоев пластинки (рис.1) [1].

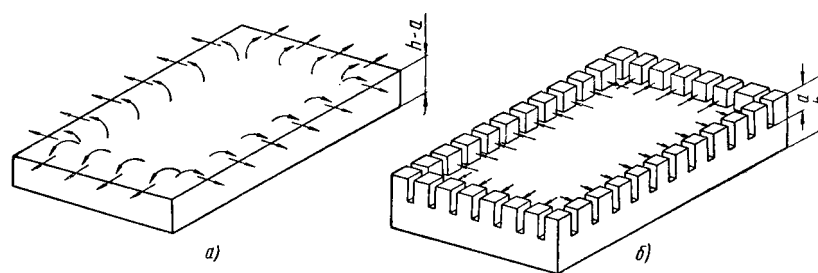


Рисунок 1 – Силовая схема среза

Для определения остаточных напряжений по методу плоских срезов необходимо проводить измерение кривизны поверхности пластинки в двух главных направлениях.

Рентгеновские методы основаны на определении расстояния между кристаллографическими плоскостями с помощью измерения угла отражения луча. Как известно [1], кристаллы обладают регулярной трехмерной структурой, через узлы которой могут быть проведены различные кристаллографические плоскости. Эти плоскости, параллельные друг другу, характеризуются системой индексов, определяющих пространственную ориентацию кристаллографических плоскостей. Для данного рентгеновского излучения известны отражающие кристаллографические плоскости материала.

Рентгеновский метод дает возможность непосредственно измерять деформацию кристаллической решетки при воздействии напряжений. Основное преимущество рентгеновского метода состоит в том, что остаточные напряжения определяются без разрушения детали. Метод может быть использован не только для исследования, но и для контроля технологического процесса. Изучение остаточных напряжений можно провести в небольшой области, в том числе и в местах концентрации напряжений.

Рентгеновский метод не лишен недостатков. Напряжения определяются только в поверхностном слое, точность определения сравнительно невысока (в практических исследованиях $\pm (54-20) \text{ Н/мм}^2$). В рентгеновском методе возникают трудности при разделении макро- и микронапряжений при исследовании слоев, получивших пластическую деформацию. Осреднение напряжений по глубине поверхностного слоя в 10-20 мк, которое получается в рентгеновском методе, также является в отдельных случаях дополнительным источником погрешностей.

Как указывалось выше, решение задачи, связанной с определением температурного поля раската и напряжений в общем случае, наталкивается на серьезные трудности. Если процесс теплообмена характеризуется непостоянством коэффициента теплоотдачи, температуры охлаждающей среды и теплофизических свойств металла, решение задачи теплопроводности точными аналитическими методами (без упрощающих допущений) становится невозможным при современном состоянии математического аппарата. В этом случае наиболее эффективными оказываются приближенные численные методы или метод конечных элементов. В случаях, когда очаг деформации имеет сложную форму и резкие перепады физико-механических свойств, анализ напряженного состояния оказывается очень сложной задачей. Возникающие при этом трудности в значительной мере снимаются при использовании вариационно-разностных методов,

хорошо приспособленных к проведению расчетов на современных вычислительных машинах.

Выводы. Проблема предупреждения деформирования готового проката при остывании актуальна, так как оптимальный алгоритм решения этой задачи еще не найден. В настоящее время рассматриваемая проблема решается с помощью контролируемого охлаждения проката, но используемые установки громоздки и имеют высокую стоимость.

Наиболее удобным и информативным методом определения температурных полей и напряжений является метод конечных элементов.

Необходима разработка алгоритма, позволяющего использовать возможности калибровки валков для уменьшения деформации профиля при остывании.

ЛИТЕРАТУРА

1. Биргер И.А. Остаточные напряжения / Биргер И. А. – М.: Теплотехника, 1963. – 360с.
2. Конторович И.Е. Остаточные напряжения в стали / И.Е.Конторович, Л.С.Лившиц. – М.: Оборонгиз, 1943. – 400с.
3. Преображенский В.П. Технологические измерения и приборы / Преображенский В.П. – М.: Металлургия, 1954. – 166с.
4. Шрамко Ю.Т. Фотографическая пирометрия / Шрамко Ю.Т. // Сталь. – 1967. – №2. – С.367-371.
5. Гвоздев Р.В. Управление процессом термического упрочнения проката / Р.В.Гвоздев, Ю.З.Боровский // Металлургия. – 1984. – №7. – С.104-106.
6. Керн Д. Развитие поверхности теплообмена / Д.Керн, А.Краус. – М.: Теплотехника, 1977. – 464с.
7. Лыков А.В. Теория теплопроводности / Лыков А.В. – М.: Высшая школа, 1967. – 388с.
8. Компьютерное моделирование процессов обработки металлов давлением / [Данченко В.Н., Миленин А.А., Кузьменко В.И., Гринкевич В.А.]. – Д.: Численные методы, 2005. – 444с.
9. Стренч Г. Теория метода конечных элементов / Г.Стренч, Дж.Фикс. – М.: Мир, 1977. – 449с.
10. Кобаско Н.И. Закалка сталей в жидких средах под давлением / Кобаско Н.И. – К.: Металлургия, 1980. – 208с.
11. Няшин Ю.И. Исследование способов снижения остаточных напряжений в горячекатаных профилях / Няшин Ю.И. // Известия вузов. Черная металлургия. – 1980. – № 10. – С.112-115.
12. Коздоба Л.А. Методы решения нелинейных задач теплопроводности / Коздоба Л.А. – М.: Наука, 1975. – 228с.
13. Квитка А.Л. Программирование на ФОРТРАНЕ / Квитка А.Л., Цыбенко А.Л., Гнуций Ю.В. – Киев: Информатика, 1976. – 112с.
14. Целиков А.И. Теория расчета усилий в прокатных станах / Целиков А.И.– К.: Металлургия, 1962. – 404с.

Дніпродзержинський державний технічний університет

АНАЛІЗ ВЛАСТИВОСТЕЙ СОРТОВОГО ПРОКАТУ

Вступ. Металургія України, як експортно орієнтована галузь, постійно розширює номенклатуру продукції за нормативними документами інших країн (DIN, EN, ISO). Національні стандарти також набувають змін у напрямку узгодження з міжнародними стандартами або впроваджуються в ідентичному вигляді. Наприклад, ДСТУ EN 10210-1: 2006 (EN 10210-1:1994, IDT). Але досить значна частка продукції виготовляється за існуючою системою стандартів. У зв'язку з цим у виробників виникають питання узгодженості властивостей однорідної продукції. Зокрема, це стосується забезпечення властивостей сортового прокату, який може бути виготовлений з марок сталі, які мають приблизно однаковий хімічний склад, але за різними нормативними документами мають різне позначення і дещо різні межі зміни властивостей. Це дозволить оцінити експортний потенціал існуючих виробничих потужностей та визначити можливі напрямки удосконалення технології.

Постановка задачі. В даній роботі поставлено мету проаналізувати механічні властивості сортового прокату, що виготовляється з марок сталі за різними стандартами, та оцінити рівень існуючої технології прокатування на стані 350 Дніпровського металургійного комбінату імені Дзержинського. Крім цього, метою роботи є проведення аналізу впливу температурних умов в залежності від пори року на механічні властивості прокату.

Найбільш поширеною конструкційною маркою сталі, з якої виготовляється сортовий прокат, є сталь 09Г2С за ГОСТ 19281-89 [1]. Одночасно на комбінаті достатньо значиму частину замовлень виготовляють зі сталі S355J0 за EN 10025 - 2: 2004 [2]. Саме для вказаних марок сталі і виконувався відбір даних та їх аналіз.

Результати роботи. Відбір даних для аналізу виконували за результатами поточного контролю властивостей прокату стану 350 із зазначених марок сталі, який здійснюється на комбінаті для кожної з плавки або партії прокату. Результати випробувань для кожної плавки містять відомості про хімічний склад та механічні властивості: границю плинності, границю міцності, відносне подовження та ударну в'язкість. Кожен з контрольованих параметрів визначається у відповідності до стандартних методик. В табл.1, 2 наведені хімічний склад та механічні властивості зазначених марок сталі згідно з вимогами відповідної нормативно-технічної документації.

Таблиця 1 – Хімічний склад сталей S355J0H, S355J2H (згідно з ДСТУ EN 10210-1:2006, [3]) та 09Г2С (згідно з ГОСТ 19281-89)

Марка сталі	Масова частка хімічних елементів, %, не більше або межі								
	C	Si	Mn	S	P	Cr	Ni	Cu	N
S355J0H*	0,22	0,55	1,60	0,040	0,040	0,30	0,80	0,35	0,009
S355J2H				0,035	0,035	0,30	0,80	0,35	--
09Г2С	0,12	0,5 – 0,8	1,3 – 1,7	0,040	0,035	0,3	0,3	0,3	--

* - Літера Н використовується для позначення порожнистих профілів, для звичайних сортових профілів не використовується.

Таблиця 2 – Механічні властивості марок сталі, що розглядаються, згідно з вимогами стандартів

Марка сталі	Група міцності	Границя плинності, Н/мм ²	Границя міцності, Н/мм ²	Відносне видовження, %	Робота удару, Дж		
					при +20°C	при 0°C	при - 20°C
S355J0H	355	355	490-630	22		27	--
S355J2H					--	27	
09Г2С	325	325	450	21	64	--	--
	345	345	480	21	64	--	--

Як видно з таблиць, зазначені марки сталі згідно з вимогами стандартів мають приблизно однаковий хімічний склад, за винятком вмісту вуглецю. Механічні властивості також мають близькі значення, але для сталі 09ГС вони дещо нижчі, з врахуванням зменшеного вмісту вуглецю. При цьому сталь марки 09Г2С може постачатись двох груп міцності: або 325, або 345.

В подальшому обмежились аналізом даних для сталі S355J0 та всіх наявних даних по сталі 09ГС без розділення на групи міцності. Для аналізу були відібрані дані за зимові місяці (грудень 2008, січень, лютий 2009) та літні місяці (червень, липень 2009). Розподіл значень по окремим плавкам показано на рис.1, 2, ліворуч наведено дані за зимові місяці, а праворуч – за літні місяці.

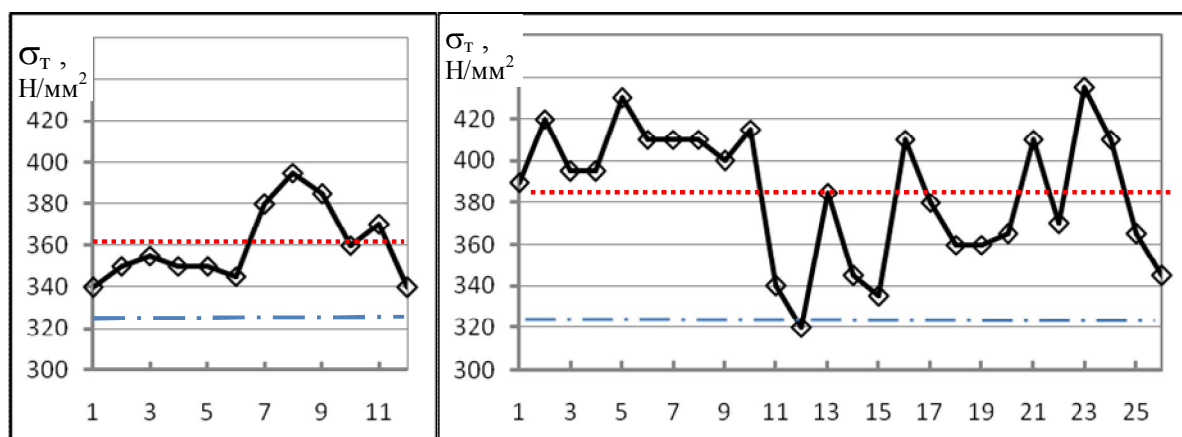
Аналіз даних зводився до визначення кожного з досліджуваних показників, середнього значення по вибірці та середньоквадратичного відхилення по вибірці. Такий аналіз проводили окремо для прокату, виготовленого в зимові та літні місяці. Для порівняння такі самі показники визначали і для об'єднаних даних (узагальнено).

Результати визначення статистичних характеристик для кожного з показників механічних властивостей сортового прокату зі сталей S355J0 та 09Г2С зведено до табл.3.

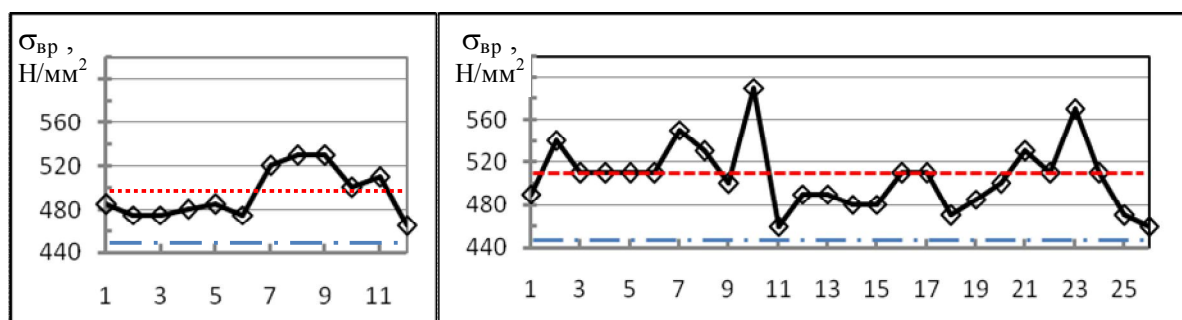
Згідно з отриманими даними прокат зі сталі марки 09Г2С відповідає групі міцності 325, тобто границя плинності металу становить не менше 325 Н/мм² (за винятком лише однієї плавки – рис.1, а). При цьому для зимових місяців середнє значення дорівнює 360 Н/мм², що на 25 Н/мм² менше, ніж для літніх. Для границі міцності також виявлено зменшення значень для зимових місяців, але лише на 10 Н/мм². Відносне подовження та ударна в'язкість в зимові та літні місяці мають приблизно однакові значення і суттєво перевищують вимоги стандарту.

За узагальненими даними середнє значення границі плинності дорівнює 382 Н/мм² при середньоквадратичному відхиленні 31,4 Н/мм². За цими даними прокат цілком відповідає групі міцності 345. Для показника границі міцності різниця між середнім значенням та середньоквадратичним відхиленням дещо менша від вимог стандарту ($505-28,2=476,8 \text{ Н/мм}^2 < 480 \text{ Н/мм}^2$). Тобто, прокат з сталі марки 09Г2С може реалізовуватись за більш високою групою міцності при відповідній стабілізації технологічних параметрів без впровадження додаткових заходів.

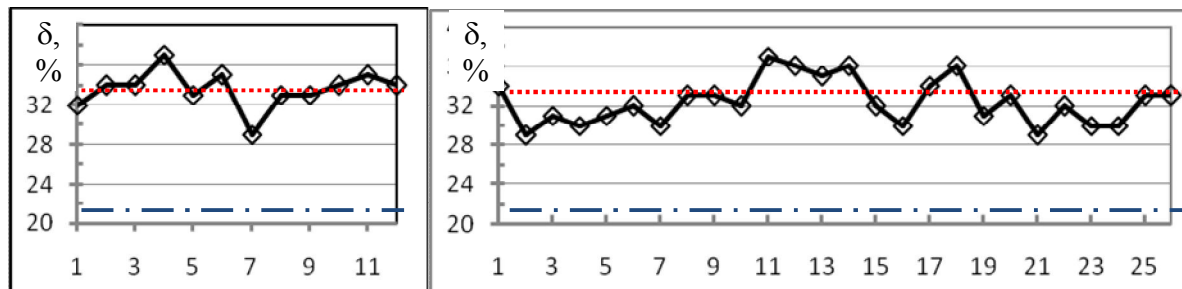
Для прокату зі сталі марки S355J0 не виявлено суттєвої різниці між даними для зимових та літніх місяців. Незначні відмінності мають місце лише для границі міцності та ударної в'язкості. Для границі міцності середнє значення для зимових місяців на 8 Н/мм² менше від значень для літніх місяців, що при середньоквадратичному відхиленні 18,3 Н/мм² можна вважати незначним. Для ударної в'язкості навпаки – середнє значення за зимові місяці перевищує відповідний показник літніх на 10 Дж при середньоквадратичному відхиленні близько 20 Дж.



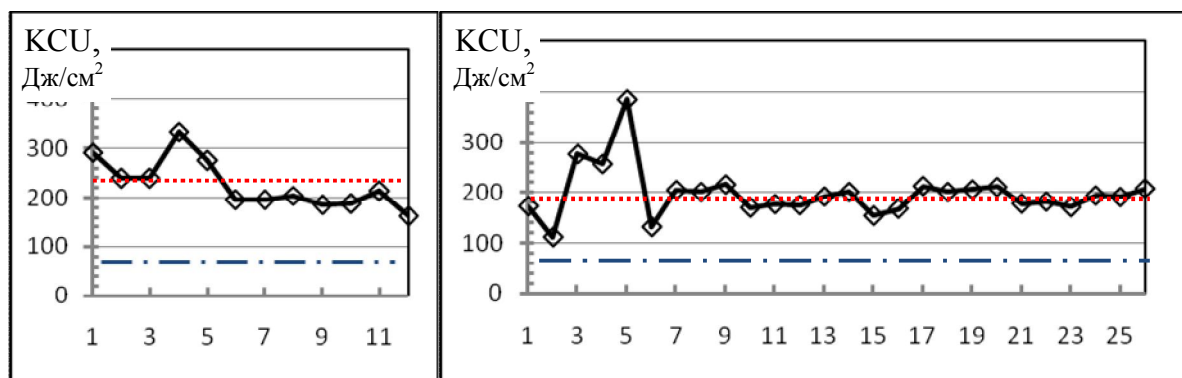
а



б



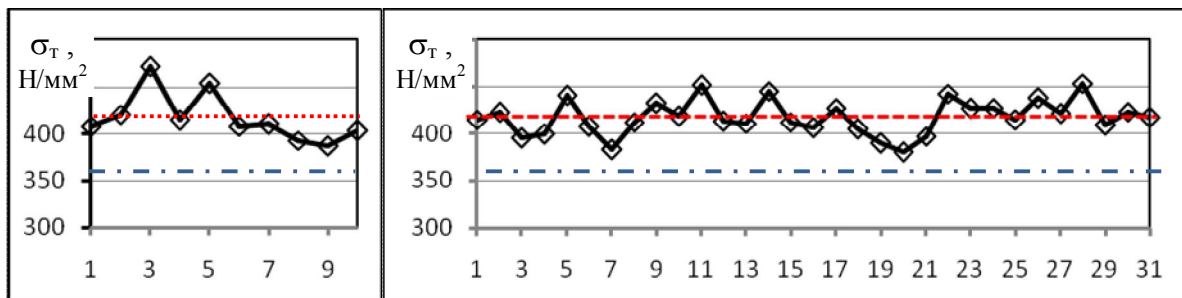
в



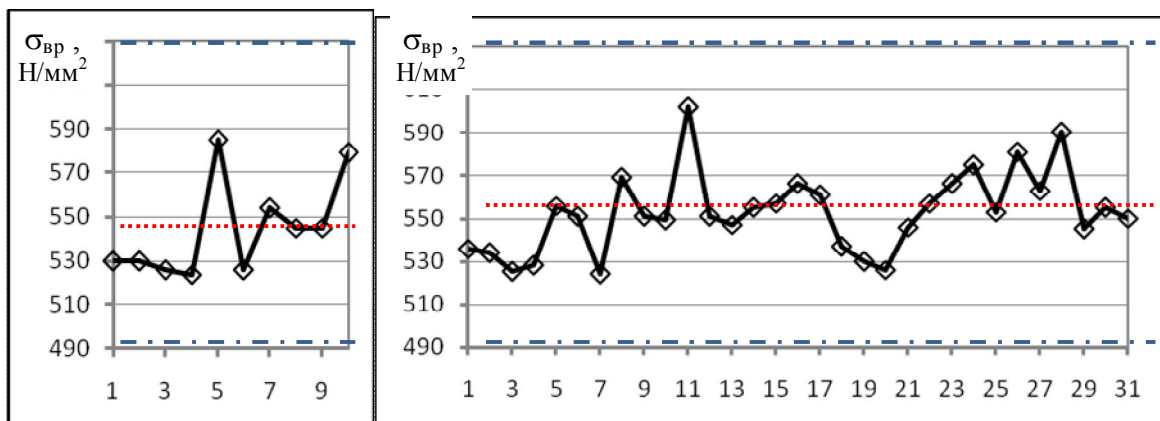
г

Порядковий номер випробувань

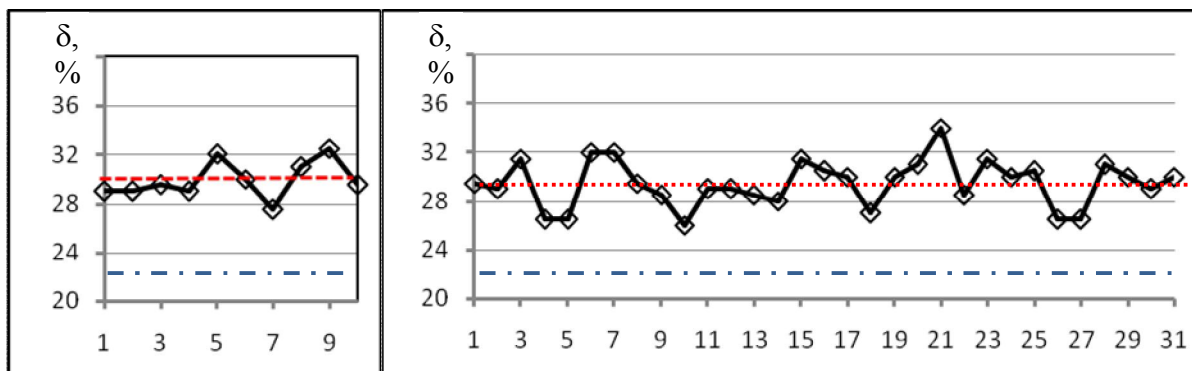
Рисунок 1 – Розподіл показників властивостей сталі марки 09Г2С



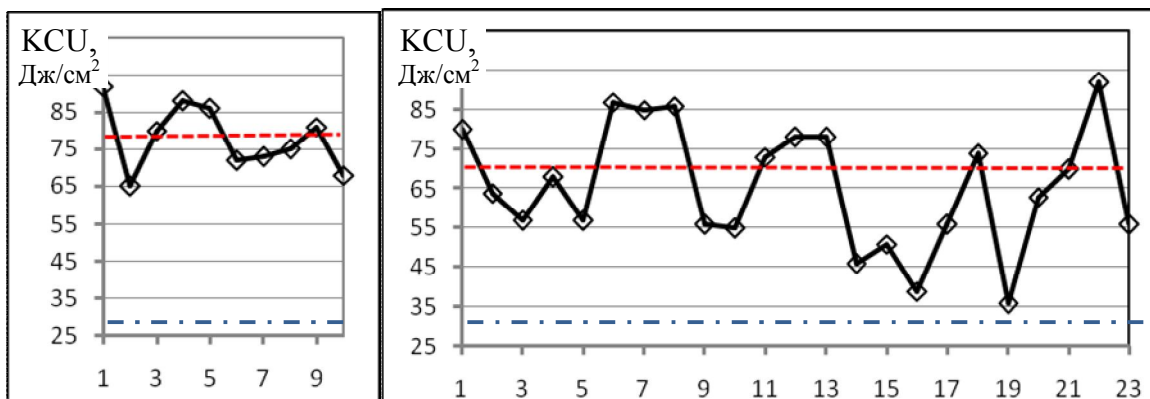
а



б



в



г

Порядковий номер випробувань

Рисунок 2 – Розподіл показників властивостей сталі марки S355J0

Таблиця 3 – Статистичні характеристики показників механічних властивостей

Марка сталі	Група міцності	Границя плинності, Н/мм ²		Границя міцності, Н/мм ²		Відносне видовження, %		Робота удару, Дж			
		серед-не	сер. квадр. відхил.	серед-не	сер. квадр. відхил.	серед-не	сер. квадр. відхил.	при +20°C		при 0°C	
								серед-не	сер. квадр. відхил.	серед-не	сер. квадр. відхил.
S355J0	зима	416,8	26,2	544,4	22,2	29,9	1,5	--	--	78	8,9
	літо	417,0	18,6	552,7	18,6	29,4	1,9	--	--	68,8	23,7
	узагальнено	417	18,7	547	18,3	29,6	1,8	--	--	72	19,2
09Г2С	зима	360	18,3	494,2	23,0	33,6	1,9	227	50,8	--	--
	літо	385	31,7	506	31,6	32,4	2,3	197	50,6	--	--
	узагальнено	382	31,4	505	28,2	31,4	2,2	204	52,6	--	--

В цілому, для сталі марки S355J0 слід відзначити перевищення вимог стандарту за всіма показниками механічних властивостей з достатнім запасом та значно менші середньоквадратичні відхилення. Наприклад, по границі плинності узагальнений показник перевищує вимоги стандарту на 62 Н/мм² (417 – 355), в той час як для сталі марки 09Г2С: 382 – 325=57 Н/мм², але для зимових місяців ця різниця складає лише 35 Н/мм². Середньоквадратичні відхилення для всіх показників механічних властивостей для сталі S355J0 значно менші, ніж для сталі 09Г2С.

Висновки. Визначено середні значення та середньоквадратичні відхилення основних показників механічних властивостей сортового прокату для сталей S355J0 та 09Г2С. Властивості прокату відповідають вимогам стандартів з достатнім запасом.

Виявлено зменшення середніх показників границі плинності (близько 20 Н/мм²) та границі міцності (близько 10 Н/мм²) для прокату зі сталі марки 09Г2С у зимові місяці.

Існуюча технологія забезпечує виготовлення прокату з середньоквадратичними відхиленнями границі плинності та границі міцності на рівні 20 Н/мм². Стабілізація технології з метою забезпечення такого середньоквадратичного відхилення дозволить реалізовувати прокат зі сталі марки 09Г2С за більш високою групою міцності.

Рівень технології та технічне оснащення виготовлення сортового прокату на комбінаті імені Ф.Е Держинського є достатньо високими і забезпечують виготовлення прокату на рівні вимог як національних, так і міжнародних стандартів.

ЛІТЕРАТУРА

- 1 Прокат из стали повышенной прочности. Общие технические условия: ГОСТ 19281-89. – [Чинний від 1991-01-01]. – М.: Издательство стандартов, 1991. – 22с. – (Міждержавний стандарт).
- 2 Вироби гарячекатані з конструкційної сталі. Частина 2. Технічні умови постачання нелегованих конструкційних сталей (EN 10025-2:2004, IDT): ДСТУ EN 10025-2:2007. – [Чинний від 2008-01-01]. – К.: Держспоживстандарт України, 2008. – 30с. – (Національний стандарт України).
- 3 Профілі порожнисті гарячого деформування з нелегованих і дрібнозернистих конструкційних марок сталі для металокопункцій. Частина 1. Технічні умови постачання (EN 10210-1:1994, IDT): ДСТУ EN 10210-1:2006. – [Чинний від 2007-10-01]. – К.: Держспоживстандарт України, 2008. – 28 с. – (Національний стандарт України).

Днепродзержинский государственный технический университет

МЕТОДИКА РАСЧЕТА КАЛИБРОВОК ПОЛОСОВЫХ ПРОФИЛЕЙ НА МАЛОКЛЕТЕВЫХ СТАНАХ

Введение. Полосовые профили широко применяются в различных отраслях машиностроения. Их прокатка в основном осуществляется на высокопроизводительных непрерывных сортовых станах. Однако существует довольно большой сортамент специальных полосовых профилей, применение которых ограничивается небольшим объемом производства, который составляет 15...20 т в год.

Постановка задачи. Специальные полосовые профили согласно технологической классификации [1] относятся к первой группе первого класса (рис.1).

Производство специальных полосовых профилей малотоннажными партиями на высокопроизводительных непрерывных станах экономически нецелесообразно, а осуществить их прокатку на станах с малым количеством клетей стандартными способами не представляется возможным, так как на этих станах, как правило, применяются круглые заготовки. Получить ширину полосы практически в 2...2,5 раза больше диаметра исходной заготовки за 3...5 проходов технологически нереально.

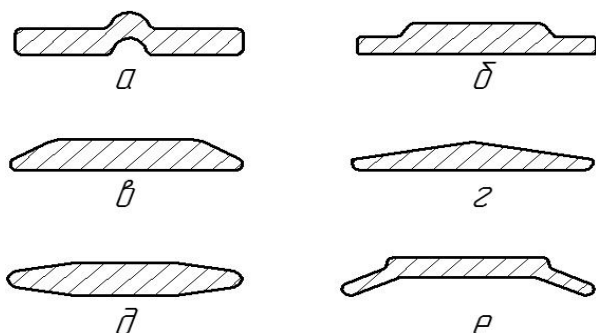


Рисунок 1 – Сортамент полосовых профилей с вертикальной осью симметрии

Для получения специальных полосовых профилей на малоклетевых станах из круглой заготовки необходимо применять специальные разрезные калибры в первых проходах.

При обжатии подкатов за счет вынужденного уширения по краям полосы получаем чистовые профили по ширине, превышающие размеры исходной заготовки в 2...2,5 раза.

Результаты работы. Схема к расчету калибровки представлена на рис.2. Согласно этой схеме калибровка состоит из следующих калибров: чистовой проход на гладкой бочке (рис.2, а), предчистовой – контрольный калибр (рис.2, б), промежуточные проходы на гладкой бочке (рис.2, в) и разрезной калибр (рис.2, г). Нумерацию калибров ведем против хода прокатки. Расчет калибров осуществляем в следующей последовательности.

Определяем размеры полосы в горячем состоянии.

Толщина и ширина полосы:

$$h_{\Gamma} = \left(h_x - \frac{\Delta}{2} \right) \cdot \alpha; \quad (1)$$

$$b_{\Gamma} = \left(b_x - \frac{\Delta}{2} \right) \cdot \alpha,$$

где α – коэффициент линейного расширения;

Δ – минусовый допуск, мм;

h_x и b_x – толщина и ширина полосы в холодном состоянии, мм.

Исходя из числа клетей на стане и технологических соображений, принимаем количество калибров и коэффициенты высотной деформации по проходам согласно рекомендациям в зависимости от принятого режима деформации [2].

Суммарный коэффициент высотной деформации по полотну должен быть равным произведению их частных величин.

Коэффициент высотной деформации по краю полосы при прокатке подката с разгонно-разрезного калибра на гладкой бочке определяем по следующему соотношению:

$$\eta_{i_k} = (2 - 2,5) \cdot \eta_{1_n}. \quad (2)$$

На основании принятых частных коэффициентов высотой деформации рассчитываем толщину полотна по проходам

$$h_i = h_{hi-1} \cdot \eta_i. \quad (3)$$

Определяем абсолютные обжатия по проходам:

$$\Delta h_i = h_{i+1} - h_i. \quad (4)$$

Предчистовой проход, как правило, принимаем контрольным, в котором обжатие осуществляется по кромкам. Обжатие по ширине принимаем в соответствии со следующим соотношением

$$\Delta h_2 = (0,1 \div 0,15) \cdot b_n. \quad (5)$$

Рассчитываем ширину полосы по проходам:
при прокатке на гладкой бочке

$$b_i = b_{i+1} - \Delta b_i; \quad (6)$$

при прокатке в контрольном калибре

$$b_2 = b_3 - \Delta h_2. \quad (7)$$

Уширение в чистовом и последующих проходах на гладкой бочке рассчитываем по любой общепринятой формуле, например, по формуле Бахтинова Б.П. [3]:

$$\Delta b = 1,15 \cdot \frac{\Delta h}{2H} \cdot \left(\sqrt{\Delta h \cdot R} - \frac{\Delta h}{2f} \right), \quad (8)$$

где Δh – абсолютное обжатие, мм;

R – катающий радиус валков, мм;

H – начальная толщина полосы, мм;

f – коэффициент трения.

Коэффициент трения рассчитываем по известной методике [4].

Рассчитываем уширение фасонного подката, поступающего с разгонно-разрезного калибра при обжатии на гладкой бочке (рис. 3):

$$\Delta b = \left(19,451 - 112,158 \cdot \frac{t}{D_k} + 0,501 \cdot \frac{h_0}{h_1} - 7,411 \cdot \frac{t}{h_1} \right) \cdot \Delta h, \quad (9)$$

где t – толщина подката по центру разгонно-разрезного калибра, мм;

h_1 – толщина полосы после прохода, мм;

D_k – катающий диаметр валков, мм.

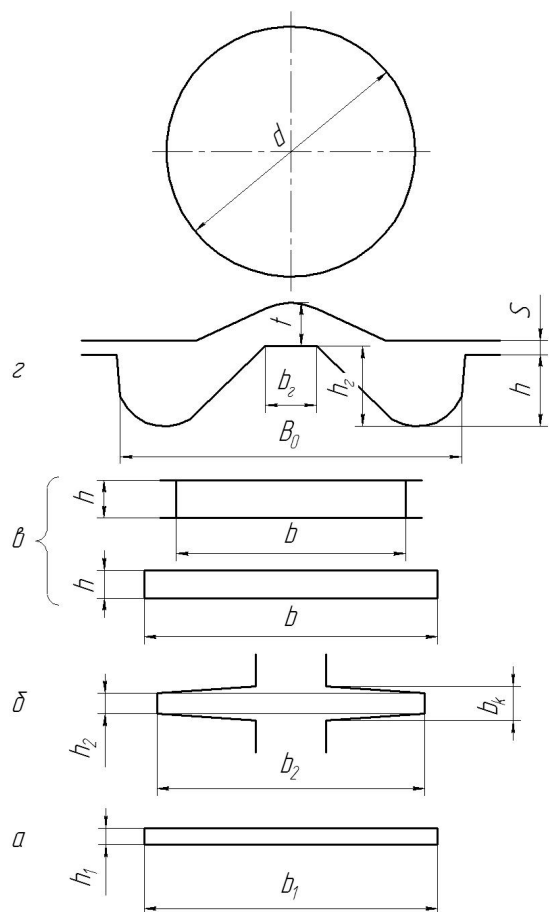


Рисунок 2 – Схема к разработке методики расчета калибровки полосовых профилей

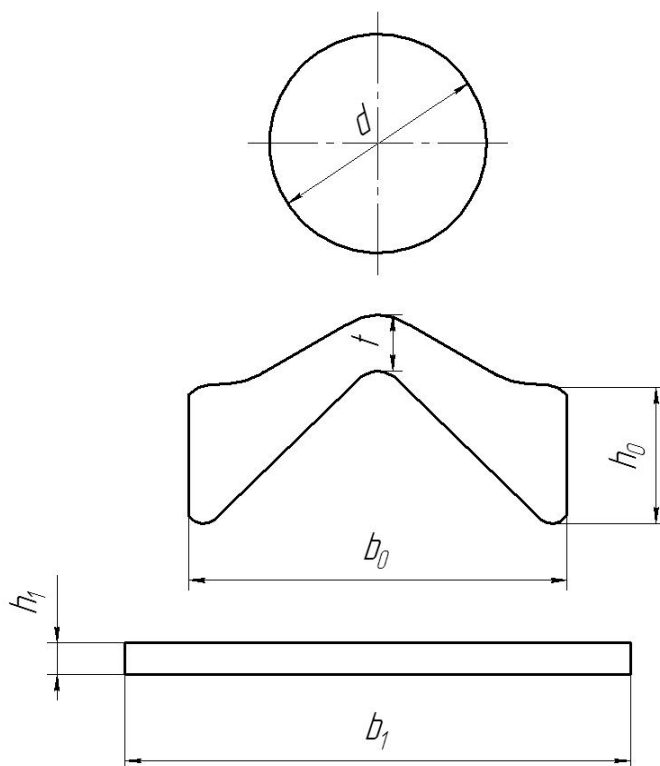


Рисунок 3 – Схема к расчету размеров промежуточной полосы

Ширина полосы, поступающей с разгонно-разрезного калибра будет равна:

$$b_i = b_{i-1} - \Delta b_{i-1}. \quad (10)$$

Расчет геометрических размеров разгонно-разрезного калибра, а также технологические параметры осуществляем по методике, опубликованной в работе [5]. Диаметр исходной заготовки, необходимой для получения подката требуемой ширины, рассчитываем по формуле:

$$d = \frac{0,973}{\frac{1}{B_0} + \frac{0,117}{t} + \frac{0,014}{b_r} + \frac{0,002}{D_k}}, \quad (11)$$

где B_0 – ширина полосы в разгонно-разрезном калибре по дну, мм;

b_r – ширина верхней площадки гребня, мм.

По данному методу рассчитали калибровки полосовых профилей 4,2×44; 4,3×51,4 и 4,2×78,3 мм применительно к непрерывному четырехклетевому стану 300 (рис.4).

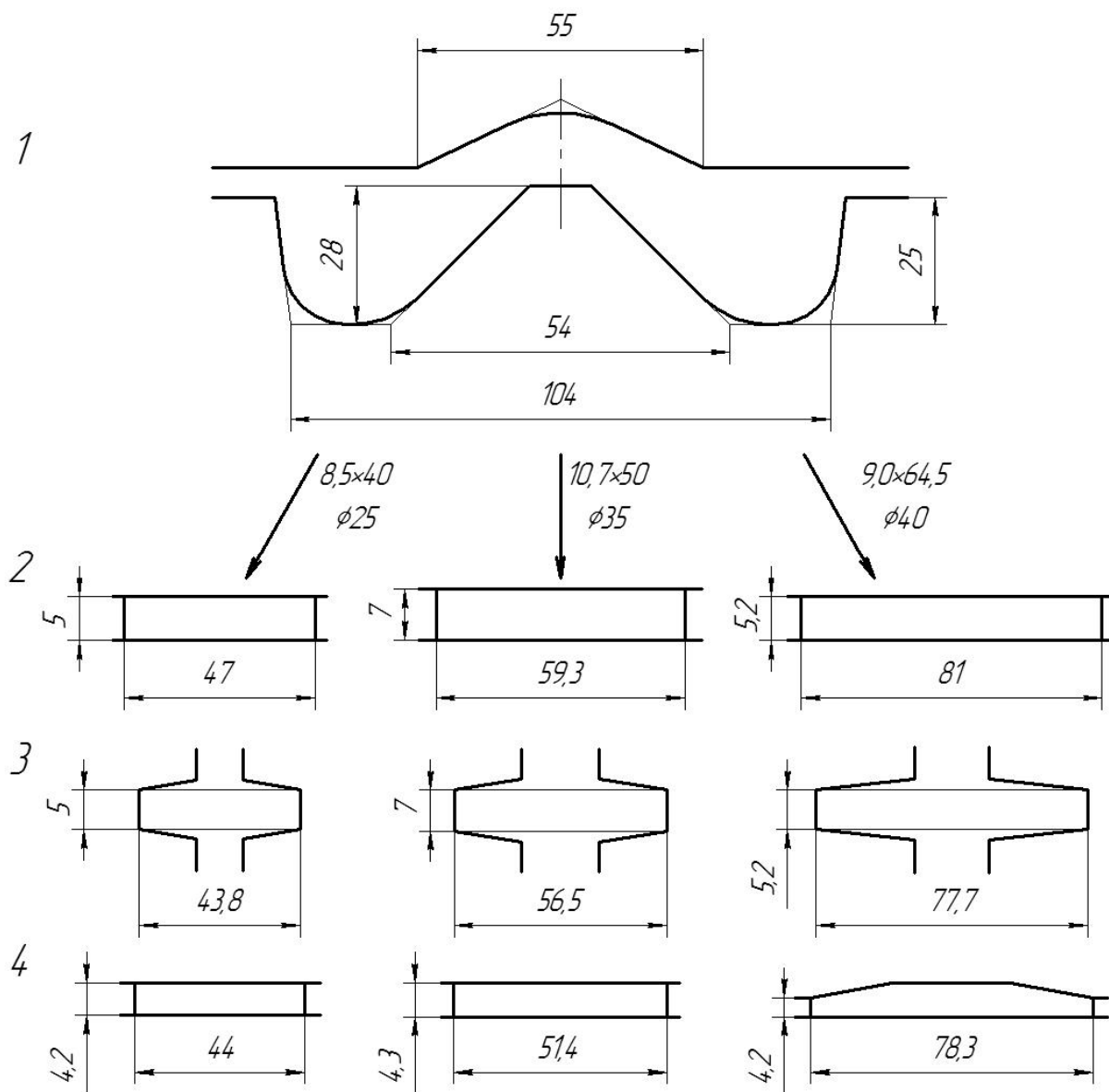


Рисунок 4 – Схема прокатки полосовых профилей.
Исходная заготовка диаметром 25-40 мм

Выводы. Применение разработанного метода расчета калибровок специальных полосовых профилей на малоклетевых станах позволит значительно расширить сортмент этих станов и снизить стоимость производства этих профилей на малоклетевых станах по сравнению с непрерывными станами.

ЛИТЕРАТУРА

1. Калибровки сложных профилей: справочник / [Скорородов Н.Е., Илюкович Б. М., Шулаев И. П. и др.]. – М.: Металлургия, 1979. – 232с.
2. Чекмарев А.П. Калибровка прокатных валков / Чекмарев А.П., Мутьев М.С., Машковцев Р.А. – М.: Металлургия, 1971. – 512с.
3. Бахтинов Б.П. М. Калибровка прокатных валков / Б.П.Бахтинов, М.М.Штернов. – М.: Металлургия, 1953. – 783с.

4. Целиков А.И. Теория продольной прокатки / Целиков А.И., Никитин Г С., Рокотян С.Е. – М.: Металлургия, 1980. – 783с.
5. Капелюшный В. П. Метод расчета разгонно-разрезных калибров / В.П.Капелюшный // Сб. научных трудов ДГТУ. – Днепродзержинск: ДГТУ. – 2007. – Выпуск 8. – С.76-84.

УДК 621.771.01

МАКСИМЕНКО О.П., д.т.н., профессор
РОМАНЮК Р.Я., аспирант
КОВАЛЬ А.В., магистр

Днепродзержинский государственный технический университет

ИССЛЕДОВАНИЕ УСЛОВИЙ НАЧАЛЬНОГО ЗАХВАТА ПОЛОСЫ ПРИ ПРОКАТКЕ С ОДНИМ НЕПРИВОДНЫМ ВАЛКОМ

Введение. Из теории известно, что при прокатке с одним неприводным валком начальное условие захвата определяется [1,2]:

$$\alpha_3 \leq \frac{f_3}{2} - \frac{f_{ш}r_{ш}}{2R}, \quad (1)$$

где f_3 – коэффициент трения между приводным валком и полосой в начальный момент;

$f_{ш}$ – коэффициент трения между шейкой холостого валка и вкладышем подшипника;

$r_{ш}$ – радиус шейки валков;

R – радиус валка.

Однако, как показали экспериментальные исследования, представленные ниже, теоретическое условие (1) не всегда отражает реальный захват полосы валками при прокатке с одним неприводным валком.

Постановка задачи. Целью настоящей работы является анализ захватывающей способности валков при прокатке с одним неприводным валком, используя теоретическое исследование сил, которые действуют на контакте с полосой, а также данные экспериментов, проведенных в чистовой клети стана 1250.

Результаты работы. Экспериментальное исследование захватывающей способности валков при прокатке с одним неприводным валком проводили в чистовой клети толстолистового стана 1250.

При прокатке в условиях, когда $R = 420$ мм, $r_{ш} = 300$ мм, $f_3 = 0,25$, $f_{ш} = 0,01$ та $\Delta h = 2$ мм, начальный захват полосы валками должен совершаться без каких-либо затруднений, т.к. согласно (1)

$$\sqrt{\frac{2}{420}} \leq \frac{0,25}{2} - \frac{0,01 \cdot 300}{2 \cdot 420};$$

$$0,0694 < 0,012.$$

Как видно, захватывающая способность приводного валка вполне достаточная для того, чтобы обеспечить устойчивый захват полосы в начальный момент времени.

Вместе с тем, как показали начальные опыты, проведенные в условиях, близких к вышеописанным, захват полосы отсутствовал. Геометрические, кинематические и силовые (коэффициент трения) параметры, при которых захват полосы отсутствовал, приведены в первых трёх строках табл. 1.

Как видно, во всех тех случаях, когда между холостым и приводным валками был зазор, захват металла отсутствовал. Такая картина наблюдалась в первом опыте, где раствор между валками S составлял 6 мм, во втором опыте – при $S = 5$ мм и в третьем опыте – при $S = 0,5$ мм.

Проведенный анализ показывает, что выражение (1) в определённом диапазоне изменения параметров деформации не отвечает практическим данным.

Таблица 1 – Параметры исследований начального захвата при прокатке с одним неприводным валком

№	Толщина полосы, мм		Количество опытов	Раствор между валками, S , мм	Пружина клетки, мм	Скорость прокатки, м/с	Материал полосы	Температура прокатки, °С	Примечание	α_3 , рад	f_3
	h_0	h_1									
1	8	-	3	6	-	2,5	ст.3	820	хол. валок предварит. не раскруч.	0,065	0,26
2	6	-	4	5	-	2	3сп	820		0,049	0,26
3	4	-	5	0,5	-	1,7	3сп	20		0,091	0,25
4	6	3,1	12	0	3,1	2,5	алюм.	20	хол. валок перед захватом полосы раскруч.	0,083	0,25
5	5,28	4,34	15	0	4,34	2	3сп	780		0,047	0,27
6	5,4	3,96	20	0	3,96	2	3сп	840		0,059	0,28
7	5,3	4,34	25	0	4,34	2	3сп	820		0,054	0,26

Примечание: клеть 1250, скорость валков 1-3 м/с, ширина прокатываемых полос 600-800 мм, валки чугунные, закалённые.

В следующей серии опытов (опыты 4-7, табл.1) прокатку вели при отсутствии зазора между валками. Заметим, что во всех этих опытах верхний холостой валок предварительно, до задачи полосы в очаг деформации, раскручивался за счет контакта с приводным валком. При этом захват полосы осуществлялся надёжно, и процесс прокатки протекал устойчиво. Конечную толщину полос h_1 в этих случаях получали в результате упругой деформации клетки (“пружины клетки”). Прокатку как стальных, так и алюминиевых полос проводили при разной температуре: от цеховой до 840°С.

Таким образом можно сделать вывод, что на захватывающую способность валков существенное влияние оказывают массовые силы холостого валка. Кроме того, необходимо учитывать, что коэффициент трения в шейке неприводного валка $f_{ш}$ в начальный момент захвата существенно выше, чем при установившемся процессе прокатки. Это связано с тем, что в момент, предшествующий захвату металла, шейка холостого валка неподвижна во вкладыше подшипника, гидродинамический клин не работает и смазка из этого валка выдавлена. Механики считают, что в данный момент раскручивания коэффициент трения в шейках валка может колебаться в пределах 0,05-0,1, тогда как в установившемся процессе прокатки он может быть менее 0,01. Очевидно, что в выражение (1) при определении условий начального захвата при прокатке с одним неприводным валком необходимо подставлять соответствующее значение.

Проаналізуємо умову захопту металу в початковий момент при прокатці с одним неприводним валком з урахуванням масових сил. Складемо умову рівноваги сил, виходячи з рис.1:

$$-2N \sin \alpha_3 - T_{ш} \cos \alpha_3 + T \cos \alpha_3 - T_{дин} \cos \alpha_3 \geq 0 \quad (2)$$

или

$$-2 \operatorname{tg} \alpha_3 - \frac{T_{ш}}{N} + \frac{T}{N} - \frac{T_{дин}}{N} \geq 0.$$

Учитывая, что

$$\frac{T_{ш}}{N} = f_{ш} \frac{r_{ш}}{R};$$

$$\frac{T}{N} = f_3;$$

$$T_{дин} = \frac{M_{дин}}{R},$$

а динамический момент

$$M_{дин} = \frac{GD^2}{375} \frac{dn}{dt}.$$

Окончательно получаем:

$$-2 \operatorname{tg} \alpha_3 - f_{ш} \frac{r_{ш}}{R} + f_3 - \frac{GD^2}{375} \frac{dn}{dt} \frac{1}{NR} \geq 0, \quad (3)$$

где G – масса валка, $G = 8,4$ т;

$\frac{dn}{dt}$ – ускорение валка.

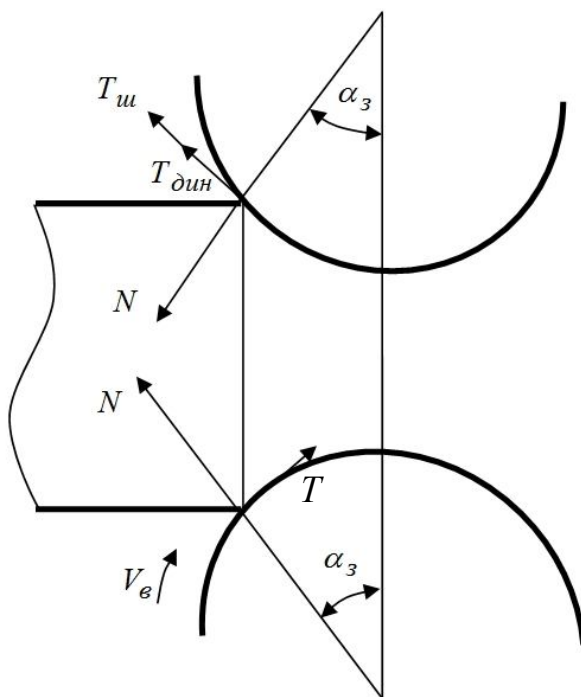


Рисунок 1 – К захвату полосы валками в начальный момент

Как показывают исследования, при изменении скорости валка от 0 до 2 м/с ускорение составляет:

$$\frac{dn}{dt} = 25 - 30 \frac{\text{об/мин}}{с}.$$

Для расчётов возьмём $\frac{dn}{dt} = 27 \frac{\text{об/мин}}{с}$, тогда

$$M_{\text{дин}} = \frac{8 \cdot 10^4 (0,84)^2}{375} 27 \approx 0,33 \cdot 10^4 \text{ Н} \cdot \text{м}.$$

Определим равнодействующую нормальных сил N .

Пусть при задаче полосы в валки передняя кромка металла сминается на 1 мм, ширина полосы 600 мм, температура металла (сталь 3сп) на входе в чистовую клеть составляет примерно 900°C. При средней скорости деформации $u = 15,5 \text{ с}^{-1}$, $\sigma_T = 160 \text{ МПа}$.

Тогда равнодействующая радиальных сил равна:

$$N = \frac{160 \cdot 1 \cdot 600}{1000} = 96 \text{ кН}.$$

Примем, что коэффициент трения в шейках холостого валка в начальный момент захвата составляет $f_{\text{ш}} = 0,07$. Подставляя полученные значения параметров в (3), имеем:

$$\begin{aligned} -2 \cdot 0,069 - 0,07 \frac{300}{420} + 0,25 - \frac{0,33 \cdot 10^4}{375} &\geq 0; \\ -0,27 + 0,25 &\approx 0. \end{aligned}$$

Таким образом, анализ условий начального захвата с учётом массовых сил холостого валка и реального значения коэффициента трения в контакте шейки с вкладышем показывает, что полоса в очаг деформации не войдёт. Следовательно, результаты расчёта условия захвата с учётом массовых сил и реального значения коэффициента трения совпадают с опытными данными.

При нулевом зазоре между валками до подхода полосы к очагу деформации холостой валок раскручивается. Его линейная скорость становится практически равной скорости приводного валка. При этом коэффициент трения $f_{\text{ш}}$ уменьшается до значения, которое соответствует установившемуся процессу ($f_{\text{ш}} = 0,01$) и условия начального захвата определяется выражением (1), что соответствует экспериментальным данным.

Проведенный теоретический анализ и результаты опытов показали, что надёжный начальный захват полосы в клетки 1250 возможен только при предварительном раскручивании холостого валка. Этого можно достичь двумя путями. Первый путь заключается в установке со стороны, обратной к главному приводу, шестерен на хвостовики валков. Недостаток этого способа заключается в том, что на зубья этих шестерен в начальный момент захвата будут действовать значительные ударные нагрузки, поэтому они часто будут выходить из строя.

Второй путь связан с проектированием и изготовлением своеобразной профилировки валков. Отличительной чертой этой профилировки является то, что по краям бочки приводного и холостого валков достигается постоянный контакт, чем и будет обеспечиваться предварительное раскручивание неприводного валка.

Выводы. Экспериментальные исследования показывают, что теоретическое условие захвата при прокатке с одним неприводным валком не всегда отражает реальный захват полосы валками.

Проведенное теоретическое исследование показывает, что условие захвата, полученное с учётом массовых сил и реального значения коэффициента трения, совпадает с опытными данными.

Результаты опытов также показали, что надёжный начальный захват полосы в клети 1250 возможен только при предварительном раскручивании холостого валка. Это может быть обеспечено установкой шестерен на хвостовики валков или своеобразной профилировкой валков.

ЛИТЕРАТУРА

1. Выдрин В.Н. Динамика прокатных станов / В.Н.Выдрин. – Свердловск: Metallurgizdat, 1960. – 255с.
2. Грудев А.П. Теория прокатки / А.П.Грудев. – М.: Metallurgiya, 1988. – 40с.