

Снитко С.А., канд. техн. наук (ГВУЗ «Донецкий национальный технический университет»)

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНО-ТЕОРЕТИЧЕСКИЙ МЕТОД РАСЧЕТА УСЛОВИЙ КОНТАКТНОГО ТРЕНИЯ ПРИ ПРОКАТКЕ ЗАГОТОВОК ЖЕЛЕЗНОДОРОЖНЫХ КОЛЕС

Розроблено експериментально-теоретичний метод розрахунку умов контактної тертя при прокатці заготовок залізничних коліс. Знайдені значення показника сил контактної тертя дозволяють коректно ставити умови контактної тертя при математичному моделюванні всіх етапів прокатки, на яких мають місце високі контактні тиски, пов'язані з сильним впливом зовнішніх зон на силу прокатки.

The experimental-theoretical method for calculating the conditions of contact friction during rolling billets of railway wheels was developed. The found values of indicator of contact friction forces can properly define the conditions of contact friction in the mathematical simulation of all stages of rolling, at which there are high contact pressures, related to the strong influence of external areas on the rolling force.

Актуальной проблемой отечественного колесопрокатного производства является отсутствие методов расчета технологии прокатки заготовок колес, обеспечивающих высокую точность прогноза формоизменения металла и силовых параметров процесса. Решение данной проблемы связано с необходимостью дальнейшего развития теории колесопрокатного производства и решения задач, не имевших ранее актуальности. Одной из таких задач является задача расчета условий контактного трения при прокатке колес.

В существующей методике расчета параметров прокатки заготовок колес условия контактного трения задают в виде условия Амантона и при этом используют ничем не обоснованные данные о величине коэффициента контактного трения (f) равного 0,3 – 0,35 [1]. Однако, простое перенесение результатов экспериментальных исследований по определению величин коэффициента трения при горячей продольной прокатке стали на процесс прокатки колесных заготовок, является, по меньшей мере, необоснованным. Более того, задание условий трения в таком виде и использование таких значений коэффициента контактного трения применительно к прокатке колесных заготовок приводит к неверным значениям напряжения трения, превышающим напряжение текучести деформируемого металла на сдвиг. Это показано в настоящей работе.

Анализ технической литературы [1–3 и др.] показал отсутствие как экспериментальных данных по исследованию условий контактного трения при прокатке колес, так и теоретических научно-обоснованных методик или рекомендаций по расчету параметров данного процесса. Это препятствует дальнейшему развитию теории процесса прокатки заготовок колес в части расчета формоизменения металла методами математического моделирования, так как для получения адекватных решений задач обработки металлов давлением (ОМД) с помощью этих методов необходимым

условием является правильное задание краевых условий задачи, в частности условий контактного трения.

Проведение фундаментальных экспериментальных исследований, например, как в работах [4–6 и др.], направленных на изучение закономерностей контактного трения при прокатке колес, в современных условиях рыночной экономики не представляется возможным по целому ряду причин. Вместе с тем, на основе известных положений теории продольной прокатки и имеющихся экспериментальных данных по прокатке колес возможна разработка экспериментально-теоретического метода расчета условий контактного трения при взаимодействии колесной заготовки с валками колесопркатного стана (КПС). Это и является целью настоящей работы.

В настоящее время при расчетах процессов ОМД чаще всего используют условия трения, записанные в виде условия Амонтона или Э. Зибеля, поскольку использование других форм, полученных на более поздних этапах развития теории ОМД [6 – 8], сопряжено с определенными трудностями, связанными с необходимостью проведения специальных экспериментальных исследований для определения величин входящих в них факторов, которые не всегда можно определить прямыми измерениями.

Для задач математического моделирования процессов ОМД со свободной кинематикой, к которым относится и процесс прокатки колес, наиболее приемлемо и корректно выполнять расчет среднего напряжения контактного трения (t_{cp}) и задание условий на контакте в виде условия Э. Зибеля [7, 9]. Задание условий на контакте в виде условия Э. Зибеля позволяет исключить неограниченный рост t_{cp} , связанный с ростом среднего контактного давления (p_{cp}), что следует из записи условий трения в виде условия Амантона [9, 10]. А при прокатке заготовок колес, как раз имеют место высокие значения p_{cp} , обусловленные влиянием внешних зон на силу прокатки.

Представленные ниже результаты исследований получены применительно к условиям прокатки колес на шестивалковом стане горизонтального типа по существующей в колесопркатных цехах ОАО «Интерпайп НТЗ» и ОАО «Выксунский металлургический завод» (ВМЗ) технологии. В основу расчета параметров контактного взаимодействия колесной заготовки с валками КПС положена экспериментальная информация, полученная в условиях промышленного производства колес Ø957 мм [11], составляющих основу сортамента прессопркатной линии ОАО «ВМЗ».

Известно, что при расчете параметров контактного взаимодействия необходимо учитывать условия, в которых протекает процесс деформации, а именно: температуру и скорость деформации, ее величину и однородность, химический состав стали, фактор формы очага деформации и др. Эти условия во многом определяют напряженно-деформированное состояние (НДС) металла и вид эпюр контактного давления и напряжения контактного трения [5, 12, 13]. Учет указанных условий определяет корректность принимаемой модели трения и обоснованность значений входящих в нее величин.

Характерной особенностью деформации металла при прокатке колесных заготовок является существенная неравномерность деформации по толщине прокатываемой

полосы как в осевом направлении, так и в радиальном направлении. То есть процесс прокатки колесной заготовки можно рассматривать как процесс прокатки высокой полосы, при котором деформация сжатия не достигает центральных слоев металла обода, и имеет место существенное влияние внешних зон на величину контактного давления [12].

Рассмотрим условия контактного взаимодействия прокатываемой заготовки с наклонными валками. Для определения параметров контактного трения ограничимся рассмотрением процесса осадки обода колесной заготовки, при котором раскатка колеса по диаметру отсутствует, нажимные и коренные валки в процессе прокатки практически не участвуют, и имеет место постоянство силы прокатки со стороны наклонных валков [11].

Принимая для одного оборота заготовки величину осевого обжатия обода со стороны наклонных валков 8,5 мм, средний диаметр обода по середине его толщины ~746 мм, диаметр верхнего наклонного валка 310 мм и среднюю ширину обода 163 мм, получим значение фактора формы очага деформации $ld/H_{cp} = 0,26$. Учитывая небольшую величину обжатия за один оборот заготовки, дуги окружностей, ограничивающие поверхность контакта по внутреннему и наружному диаметрам обода можно с достаточной степенью точности заменить на хорды, а площадь контакта ($S_{конт}$) металла с валками рассчитать как площадь соответствующей трапеции: $S_{конт} \approx 2,96 \times 10^3 \text{ мм}^2$.

Примем, что при прокатке со стороны верхнего наклонного валка контактные напряжения равномерно распределены по контактной поверхности и постоянны по величине. С учетом указанных допущений модель трения в виде условия Амантона можно записать через напряжения:

$$t_{cp} = fp_{cp}. \quad (1)$$

Среднее значение контактного давления (p_{cp}), равное 131,43 МПа, получили путем деления силы прокатки, рассчитанной на основе данных экспериментальных замеров давлений рабочей жидкости в гидросистеме КПС [11], на полученное значение площади контакта металла с валками.

Модель трения в виде условия Э. Зибеля, как известно, записывается в виде

$$t_{cp} = f_{\sigma} \sigma_s, \quad (2)$$

где f_{σ} – показатель сил трения;

σ_s – напряжения текучести деформируемого металла.

Следует отметить, что в существующих методиках расчета параметров процесса прокатки колесных заготовок [1 – 3] при расчете напряжения текучести металла не учитывают тот факт, что деформация сжатия не проникает через всю толщину прокатываемой полосы, и имеет место разупрочнение металла заготовки вследствие динамической рекристаллизации. Поэтому в расчетах используют явно заниженные

значения σ_s , например 35 МПа [1] или наоборот завышенные значения, полученные на основе методики Л.В. Андреюка.

Для корректного задания величины σ_s , входящей в условие Э. Зибеля необходимо определить толщину контактного слоя металла, в котором НДС металла можно считать однородным.

Определение величины σ_s в контактном слое металла осуществляли на основе известного решения задачи исследования распределения напряжений в прокатываемом металле с помощью метода построения линий скольжения [12]. Для рассматриваемого в настоящей работе случая прокатки высоких полос указанное поле линий скольжения имеет вид, представленный на рис. 1.

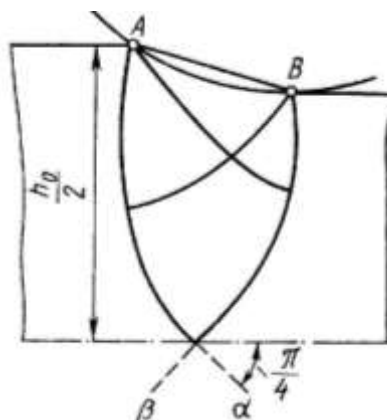


Рис. 1 – Поле линий скольжения для случая прокатки при отношении $ld / H_{cp} = 0,12-1,0$ [12]

В треугольнике с основанием АВ напряженное состояние металла является однородным [12].

Из условия равновесия элементарного криволинейного треугольника, примыкающего к контактной поверхности, определяется величина касательного напряжения [14]

$$\tau_k = k \cos(2\gamma), \quad (3)$$

где k – пластическая постоянная металла, $k = \sigma_s / 2$;

γ – меньший из углов криволинейного треугольника.

Приравнивая выражения (3) и (1), получим

$$k \cos(2\gamma) = fp_{cp}. \quad (4)$$

По формуле А.И. Целикова контактное давление при горячей прокатке для условий свободного уширения металла равно

$$p_{cp} = n_\sigma \sigma_s, \quad (5)$$

где n_σ – коэффициент, учитывающий влияние напряженного состояния металла на контактное давление.

Для расчета величины n_{σ} использовали эмпирическую формулу, полученную Г.Н. Башиловым на основе обработки экспериментальных данных по силам прокатки и учитывающую более сильное влияние внешних зон при прокатке колесных заготовок, чем при продольной прокатке высоких полос:

$$n_{\sigma} = 0,813 (ld / H_{cp})^{-0,873}. \quad (6)$$

С учетом выражений (5) и (6) из выражения (4) можно получить формулу для расчета угла γ :

$$\gamma = \frac{1}{2} \arccos(2n_{\sigma}f). \quad (7)$$

Для определения величины γ и расчета показателя сил контактного трения необходимо задаться значением коэффициента трения, входящего в условие Амантона (1). Зависимость (7) накладывает ограничение на величину коэффициента трения, так как выражение в скобках не может быть больше единицы. Таким образом, учитывая, что $f \neq 0$, величина теоретически возможного коэффициента трения будет находиться в пределах от $f = \operatorname{tg}(\alpha_{\max} / 2)$ [12] (отставание по всей длине дуги захвата) до $f = 1/2n_{\sigma}$ (прилипание по всей длине дуги захвата). Здесь α_{\max} – теоретически максимально возможный угол захвата. Для дальнейших расчетов принимали среднее значение коэффициента трения

$$f_{cp} = \frac{\operatorname{tg}(\alpha_{\max} / 2) + 1/2n_{\sigma}}{2}. \quad (8)$$

Коэффициент трения, рассчитанный по формуле (8), получен равным 0,16.

Зная значение угла γ , можно определить толщину контактного, пластически деформируемого слоя металла, характеризующегося однородным напряженным состоянием ($H_{одн}$). Имея значение $H_{одн}$, можно рассчитать степень и скорость деформации, необходимые для определения σ_s , а, следовательно, и t_{cp} .

Анализ рис. 1 показывает, что

$$H_{одн} = \sqrt{D_b \Delta h} \sin(\gamma) \sin(\delta), \quad (9)$$

где D_b – диаметр валка по середине толщины обода прокатываемой колесной заготовки, $D_b = 310$ мм;

$$\delta = \frac{\pi}{2} - \gamma - \arcsin\left(\frac{\Delta h}{\sqrt{D_b \Delta h + (\Delta h)^2}}\right).$$

Для условий рассматриваемой задачи значение $H_{одн}$, рассчитанное по формуле (9), равно 10,21 мм.

Среднее значение напряжения текучести деформируемого металла рассчитано с учетом химического состава колесной стали марки 2 по ГОСТ 10791-2004 в зависимости от температуры, степени и скорости деформации на основе методики, приведенной в работе [15].

Средняя по длине очага степень деформации металла при прокатке (ε) при этом рассчитывалась с учетом рекомендаций Л.В. Андreyюка по следующей формуле:

$$\varepsilon = \frac{\Delta h}{h_0} \times \frac{2}{3} = 0,24. \quad (10)$$

Расчет скорости деформации при прокатке (U) выполняли по формуле Н.Н. Крейдлина [16], но с учетом среднего значения ε , определяемого формулой (10):

$$U = \frac{V_b}{ld} \times \frac{2}{3} \times \ln \frac{h_0}{h_1}, \quad (11)$$

где V_b – окружная скорость валков;

h_0, h_1 – толщина полосы до и после прокатки соответственно.

Величины h_0, h_1 определены из рис. 1 с учетом того, что $h_1 = H_{одн}$, а, соответственно, $h_0 = H_{одн} + \Delta h$. Здесь Δh – абсолютное обжатие со стороны наклонного валка, принятое в данном случае равным 5,67 мм.

Принимая среднюю частоту оборотов наклонных валков при осадке обода 87,5 об/мин, определим скорость деформации при осадке обода по формуле (11). Получим $U = 9,89 \text{ с}^{-1}$.

Значение σ_s при температуре металла верхнего торца обода 1130°C, принимаемой из производственных данных [13], и найденных выше степени и скорости деформации получено равным 60,47 МПа.

Таким образом, приравнивая правые части формул (1) и (2) и подставляя в них найденные значения f , p_{cp} и σ_s , получим экспериментально-теоретическую формулу для расчета показателя сил контактного трения

$$f_{\sigma} = f \frac{p_{cp}}{\sigma_s}. \quad (12)$$

Рассчитанное по формуле (12) значение f_{σ} для условий обжатия обода колесной заготовки верхним наклонным валком равно 0,42.

Аналогично было рассчитано значение f_{σ} для условий обжатия обода колесной заготовки нижним наклонным валком. Найденное значение показателя сил контактного трения в данном случае равно 0,32.

Установлено, что в диапазоне изменения технологических факторов (величина осевого обжатия при осадке обода наклонными валками 7–10 мм; температура металла 1000–1150°C), используемых при расчете в качестве исходных данных, величина f_{σ} на контакте с верхним наклонным валком изменяется в пределах от 0,27 до 0,44. Также установлено, что в диапазоне изменения технологических факторов (величина осевого обжатия при осадке обода наклонными валками 7–10 мм; температура металла 980–1130°C), используемых при расчете в качестве исходных данных, величина f_{σ} на контакте с нижним наклонным валком изменяется в пределах от 0,21 до 0,32.

Нетрудно заметить, что если принять значение коэффициента контактного трения $0,3 - 0,35$, как в работе [1], при p_{cp} равном $131,43$ МПа в соответствии с условием Амантона, записанным через напряжения, величина напряжения трения будет равна $39,43 - 46$ МПа, то есть значительно выше напряжения пластического сдвига контактного слоя металла $k = 60,47/2=30,24$ МПа. Причем, это на стадии осадки обода, на которой гидроцилиндр рабочего хода верхнего наклонного валка и гидроцилиндр рабочего хода салазок нажимных валков еще не включены в магистраль жидкости высокого давления.

Следует также сказать, что расчет параметров контактного взаимодействия прокатываемой колесной заготовки с нажимными и коренными валками по представленному выше методу не представляется возможным по следующим причинам.

Во-первых, нормальные силы на поверхности контакта и соответствующие им обжатия со стороны каждого из коренных валков всегда разные по величине, хотя оси этих валков расположены на одной вертикальной линии.

Во-вторых, практически невозможно выделить этап прокатки, на котором при небольших и постоянных контактных давлениях в течение одного оборота заготовки имела бы место постоянная величина радиальных обжатий со стороны нажимных валков.

И, в-третьих, для определения сил и обжатий со стороны каждого из вышеуказанных валков нужны специальные экспериментальные исследования, проведение которых в условиях промышленного производства колес в настоящее время и в ближайшем будущем маловероятно.

Поэтому для реализации процесса математического моделирования процесса прокатки заготовок колес значения коэффициентов трения на контакте заготовки с нажимными и коренными валками приближенно можно задать такими же, как и для наклонных валков. Это допущение в данном случае не будет вносить каких-либо существенных искажений в результаты расчета и изменять закономерность протекания процесса, поскольку данные валки являются неприводными, и, следовательно, не могут буксовать по поверхности заготовки.

Таким образом, разработан экспериментально-теоретический метод расчета условий контактного трения при прокатке заготовок железнодорожных колес. Найденные средние значения показателя сил контактного трения позволяют корректно задавать условия контактного трения при математическом моделировании всех этапов прокатки, на которых имеют место высокие контактные давления, связанные с сильным влиянием внешних зон на силу прокатки.

Литература

1. Шифрин М.Ю. Резервы производительности и выхода годного при прокатке колес / Михаил Юльевич Шифрин. – М.: Metallurgy, 1989. – 144 с.
2. Производство железнодорожных колес / [Г.А. Бибик, А.М. Иоффе, А.В. Праздников и др.]. – М.: Metallurgy, 1982. – 232 с.
3. Яковченко А.В. Проектирование профилей и калибровок железнодорожных колес А.В. Яковченко, Н.И. Ивлева, Р.А. Голышков. - Донецк: Донецкий национальный технический университет, 2008. - 491с.
4. Чекмарев А.П., Николаев В.А. Исследование коэффициента трения при горячей прокатке // Изв. вузов Черная металлургия. – 1958. – № 12. – С. 57–67.
5. Трение и смазки при обработке металлов давлением: справочник / [А.П. Грудев, Ю.В. Зильберг, В.Т. Тилик]. – М.: Metallurgy, 1982. – 312 с.
6. Контактное трение в процессах обработки металлов давлением / [А.Н. Леванов, В.Л. Колмогоров, С.П. Буркин и др.]. – М.: Metallurgy, 1976. – 416 с.
7. Хайкин Б.Е. Инженерные формулировки закона трения в условиях обработки металлов давлением / Б.Е. Хайкин // Изв. вузов Черная металлургия. – 1990. – № 1. – С. 38–41.
8. Зильберг Ю.В. Закон и модели пластического трения / Ю.В. Зильберг // Изв. вузов Черная металлургия. – 2000. – № 11. – С. 22 – 24.
9. Зильберг Ю.В. Некоторые физические особенности пластического трения / Ю.В. Зильберг // Кузнечно-штамповочное производство. – 2002. – № 6. – С. 22 –26.
10. Евстратов В.А. Теория обработки металлов давлением / Виталий Алексеевич Евстратов. – Харьков:Вища школа. Изд-во при Харьк. Ун-те, 1981. – 248 с.
11. Снитко С.А. Анализ силовых и скоростных параметров прокатки колес / С.А. Снитко // Наукові праці ДонНТУ. Металургія: Зб. наук. пр. – Донецьк, 2008. – Вип. 10 (141). – С. 163 – 172.
12. Целиков А.И. Теория продольной прокатки [учебник для студентов машиностроительных и металлургических вузов] / А.И. Целиков, Г.С. Никитин, С.Е. Рокотян – М.: Metallurgy, 1980. – 320 с.
13. Губкин С.И. Пластическая деформация металлов / Сергей Иванович Губкин. – М.: Metallurgizdat, 1960. – Т.2. – 416 с.
14. Томленов А.Д. Теория пластического деформирования металлов / Александр Дмитриевич Томленов. – М.: Metallurgy, 1972. – 408 с.
15. Солод В.С. Математическое моделирование сопротивления деформации при горячей прокатке углеродистых сталей / В.С. Солод Я.Е. Бейгельзимер, Р.Ю. Кулагин // Металл и литье Украины. 2006. – № 7–8. – С. 52 – 56.
16. Целиков А.И. Теория прокатки. / А.И. Целиков, А.И. Гришков. – М.: Metallurgy, 1970. – 358 с.