

## Прогнозирование работоспособности листопрокатных валков\*

С. В. Белодеденко<sup>а</sup>, В. М. Горяной<sup>б</sup>, И. Бух<sup>б</sup>, А. В. Яцуба<sup>в</sup>

<sup>а</sup> Национальная металлургическая академия Украины, Днепропетровск, Украина

<sup>б</sup> Литейно-прокатная компания Карла Буха (ГмбХ), Зиген, Германия

<sup>в</sup> ПАО “Днепропетровский агрегатный завод”, Днепропетровск, Украина

*Разработана последовательность изменения напряжений в опасных зонах валка за один его оборот. Показано, что асимметричный цикл нагружения формируется касательными напряжениями от усилия и момента прокатки.*

**Ключевые слова:** прокатный валок, долговечность, разрушение, усталость.

**Введение.** Наиболее дорогостоящие валки листопрокатных станов по классификатору основных средств производства отнесены к 3- (рабочие валки, 3–5 лет полезного использования) и 4-й (опорные валки, 5–7 лет полезного использования) амортизационным группам [1]. Сроки службы закладываются при проектировании путем обеспечения запасов конструкционной прочности тела валка для требуемой долговечности с учетом установленного количества перешлифовок рабочей поверхности, которая проверяется по контактными давлениями.

На металлургических предприятиях организованы службы валкового хозяйства, следящие исключительно за состоянием и ремонтом валков. Анализ отказов, проведенный по четырем непрерывным листопрокатным станам, показал, что примерно треть аварий, происходящих на рабочих клетях и главных линиях, обусловлена разрушениями валков. В основном разрушаются рабочие валки, поломки опорных валков единичны.

Масса валков составляет несколько десятков тонн, а их стоимость – несколько сотен тысяч (иногда более миллиона) евро. Поэтому одной из актуальных задач является снижение расхода валков, что достигается различными путями. Однако во всех случаях необходимо достоверно прогнозировать техническое состояние и остаточный ресурс валков.

Чтобы иметь такую возможность при эксплуатации, на стадиях проектирования и изготовления следует подготовить соответствующую информационную базу о свойствах валка и его исходном ресурсе. Это требует более детальной разработки моделей деградационных процессов, чем при расчете запасов прочности. В методологическом аспекте надежности валок представляет собой сложную техническую систему, поскольку на него воздействует ряд повреждающих процессов. При этом не каждый из них приводит непосредственно к потере работоспособности, но каждый обуславливает его неисправность, в результате чего ухудшается качество проката. Работоспособность валка связана с объемными явлениями: полным разрушением или ослаблением крупных массивов металла вследствие глубинной усталости. Опасность этих процессов усугубляется отсутствием визуальных диагностических признаков. Поверхностные дефекты (контактно-износные, термические) успешно диагностируются при эксплуатации. В целом валки эксплуатируются либо до нормативного ресурса (достижение минимального диаметра вследствие износа и перешлифовок для восстановления геометрии), либо до отказа (разрушение). Таким образом, стратегия

\* Доклад на Международной научно-технической конференции “Усталость и термоусталость материалов и элементов конструкций” (Киев, 2013).

технического обслуживания и ремонта валков не соответствует стратегии их использования. Это объясняется сложностью диагностирования работоспособных состояний и очевидностью диагностирования исправных состояний.

Целью работы является построение диагностического алгоритма оценки технического состояния листопрокатных валков и прогнозирования их остаточного ресурса. Его использование предполагает увеличение степени выработки ресурса валка как путем контроля фактического повреждения в отдельно взятой клетки, так и путем оптимизации порядка перестановки валков по клетям непрерывного стана.

**Исследования в области прогнозирования ресурса прокатных валков.** Представляют интерес исследования стойкости валков, которые проводят технологи-прокатчики. При этом математико-статистическими методами получают апостериорные модели срока службы валков, используемые для прогнозирования ресурса валков стана – объекта исследований [2]. Необходимы также априорные модели работоспособности, основанные на вероятностно-физических методах надежности.

Изучая природу отказов валков, специалисты пришли к выводу, что существенную роль в проблеме стойкости играют процессы взаимодействия рабочих валков с металлом и опорными валками. При этом в зоне контакта наряду с областью сцепления имеется область скольжения, в которой происходят фреттинг-процессы, где начало разрушения и его распространение происходят по II моде (поперечный сдвиг) [3]. Установлено, что для сталей пороговое значение коэффициента интенсивности напряжений (КИН)  $\Delta K_{IIth} = 3...6 \text{ МПа} \cdot \text{м}^{0,5}$ , что в 1,5...3 раза меньше, чем таковое для разрушения по I моде (нормальный отрыв) [3, 4]. При контакте валков между собой в их подповерхностных слоях появляются касательные реверсные напряжения, составляющие сотни МПа. Вследствие действия этих напряжений происходит циклирование в пределах площадки контакта, и для инициирования разрушения достаточно иметь несплошность, составляющую сотые доли миллиметров или несколько структурных единиц материала [3]. Для таких крупногабаритных деталей, как валки (зачастую литые), это означает, что разрушение начинается практически с момента начала эксплуатации. Реверсные напряжения вызывают отслаивание массивов металла валков (spalling) и распространенный вид отказа валков чистовых клетей [5]. Наличие тангенциальных сил трения в площадках контакта приводит к тому, что касательные напряжения с глубины выходят на поверхность. Особенно это ярко проявляется при нарушении процесса прокатки в виде складывания полосы (cobble) [6]. Создаются условия для выкрашивания поверхности валков (pitting). Таким образом, при раннем трещинообразовании целесообразно построение диагностических моделей валков на основе методов механики разрушения. Подобные модели начали использовать в 70 гг. для спроектированного листопрокатного стана 5000 [7]. Силовые критерии хрупкого разрушения в настоящее время широко используются для обоснования работоспособности валков [5–9].

**Особенности напряженного состояния шеек валков.** Разрушение по II моде для валков не ограничивается только зонами контакта. Наличие этой моды обусловлено тем, что валок представляет собой короткую балку, работающую в условиях поперечного изгиба. От влияния поперечных сил появляются касательные напряжения, которые в инженерной практике можно оценить по напряжению сдвига  $\tau_{sh} = P/2A$ , где  $P$  – усилие прокатки;  $A$  – площадь поперечного сечения. Для валка, нагруженного по классической схеме (рис. 1), соотношения между касательными напряжениями от момента прокатки  $\tau_{tr}$  и нормальными напряжениями изгиба  $\sigma$  имеют следующий вид:

$$\tau_{sh} / \sigma = 1/8\gamma_{lb}; \quad \tau_{sh} / \tau_{tr} = 1/8\gamma_{lh},$$

где  $\gamma_{lb} = L/D$ ,  $\gamma_{lh} = h/D$  – коэффициенты плеча при изгибе и кручении соответственно.

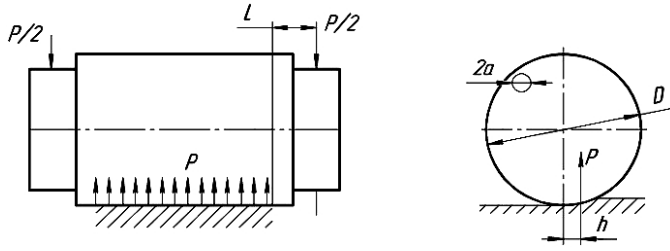


Рис. 1. Схема нагружения листопрокатного вала и сферический дефект в приповерхностном слое.

Для обычных валков имеем  $\gamma_{lh} > 1$ , величиной  $\tau_{sh}$  можно пренебречь. Для фрикционных передач, как и для прокатных валков,  $\gamma_{lh} \ll 1$ . В таком случае рассматриваемые напряжения являются сопоставимыми. Если, например, для осей колесных пар напряжения  $\tau_{sh}$  незначительны, то в валках усилие прокатки значительно больше силы тяжести экипажа, приходящейся на колесо. Поскольку при расчете прокатных валков по запасам прочности учитываются напряжения  $\tau_{tr}$ , нет смысла не учитывать напряжения  $\tau_{sh}$ . Тем более, что напряжения кручения изменяются периодически в зависимости от выхода металла из валков, а частота изменения напряжений  $\tau_{sh}$  относительно дефекта как внутри, так и на поверхности стержня соответствует частоте оборота валков (рис. 2, а). В шейках валков нормальные напряжения, как правило, незначительны, и с помощью традиционно используемой модели прочности валков в виде сопротивления совместному изгибу и кручению сложно объяснить разрушения в этих зонах. Однако состояние шеек во многом определяет полный ресурс вала до его списания, поскольку их сложно восстанавливать при ремонтах, а трещиноподобные дефекты появляются от воздействия охлаждающей жидкости и имеют гидроабразивную и коррозионную природу. Выходящие на поверхность вала сульфиды существенно снижают его усталостную прочность [10]. Все это свидетельствует об актуальности исследований, посвященных вкладу разрушения по II моде в реализацию ресурса валков.

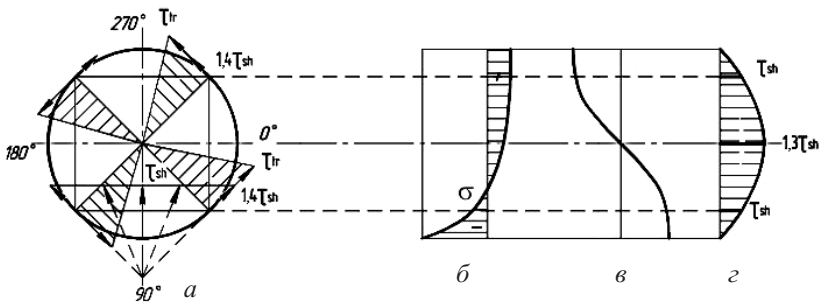


Рис. 2. Распределение касательных (а, z) и нормальных (б) напряжений, а также искривление сечений в поперечном (а) и продольном (б–z) сечениях вала при поперечном изгибе.

**Некоторые результаты исследований сопротивления усталости при поперечном изгибе.** При испытаниях призматических образцов из различных сталей на трехточечный изгиб был обнаружен ряд особенностей. Чтобы воспроизвести условия, близкие к чистому изгибу, который теоретически соблюдается только в сечении под активным захватом, коэффициент плеча должен быть  $\gamma_{lb} > 5$ . Однако для реальных деталей это не всегда удается, и приходится проводить испытания на укороченных пролетах. Как сравнительные, такие испытания корректны, но пере-

носить их результаты на другие детали следует осторожно. Это обусловлено влиянием длины пролета, с ее уменьшением изменяются закономерности роста трещин. Трещина, зародившаяся на нижней растянутой грани образца как полукруглая с соотношением полуосей  $c/a = 1$  (рис. 3), при больших пролетах стремится превратиться в краевую прямолинейную трещину отрыва. Если максимальные циклические напряжения достаточны для достижения критического КИН  $K_{I/c}$ , то разрушение происходит, когда фронт трещины еще криволинейный. Поверхностная трещина более интенсивно растет по нижней грани.

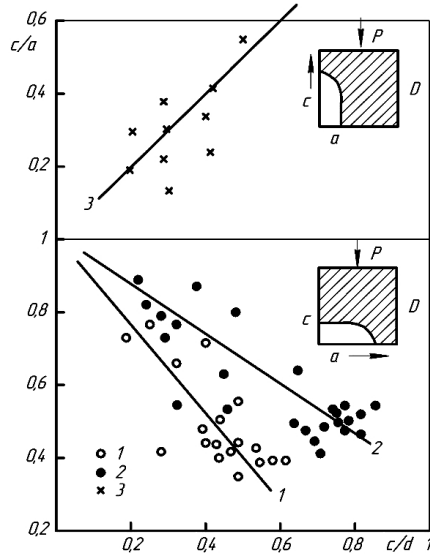


Рис. 3. Изменение формы трещины в призматических образцах из низколегированных сталей при трехточечном изгибе: 1 –  $\gamma_{lb} = 5$ ; 2 –  $\gamma_{lb} = 2$ ; 3 –  $\gamma_{lb} = 1$ .

При сокращении пролета интенсивность роста трещины в этом направлении снижается, а соотношение  $c/a$  увеличивается, т.е. трещина дольше сохраняет округлую форму. Дальнейшее сокращение пролета показывает, что текущая форма трещины ощутимо изменяется: величина  $c/a$  становится больше единицы, поскольку наблюдается более интенсивный рост трещины вверх по боковой грани. Для количественной оценки формы трещины используется зависимость между соотношением  $c/a$  и относительной ее глубиной  $c/D$ . Обычно для этой модели применяют степенную функцию, в данном случае можно ограничиться линейной зависимостью  $c/a = 1 + q(c/D)$ . Величина интенсивности изменения формы  $q$  составляет:  $-1,2$  ( $\gamma_{lb} = 5$ );  $-0,7$  ( $\gamma_{lb} = 2$ );  $0,1$  ( $\gamma_{lb} = 1$ ) – рис. 3.

Вполне очевидно, что с уменьшением коэффициента плеча возрастает влияние разрушения по II моде. Критическое значение глубины трещины нормального отрыва  $c_c$ , полученное при  $\gamma_{lb} = 5$ , не является таковым для  $\gamma_{lb} = 1$  и не приводит к мгновенному хрупкому разрушению. Вместо этого наблюдается рост трещины со скоростью  $10^{-7} \dots 10^{-6}$  цикл/м в сторону максимальных напряжений сдвига  $\tau_{sh}$ , где отсутствуют напряжения изгиба. При этом трещины начинают отклоняться от перпендикулярного к нижней грани направления, что характерно для поперечного сдвига. При смешанном разрушении предельное состояние оценивается по эквивалентному КИН:  $K_{eq} = (K_I^2 + K_{II}^2)^{0,5}$ , где  $K_I$  и  $K_{II}$  – действующие КИН для соответствующей моды [11]. Для краевых трещин, учитывая тарировочные поправки к  $K_I$  и  $K_{II}$  [12], деформации сдвига увеличивают  $K_{eq}$  на 12...15% и снижают  $c_c$  на треть или на четверть.

Еще одна особенность поведения материалов при поперечном изгибе связана с ростом циклической прочности при сокращении пролета, если для критерия использовать нормальные напряжения. Об этом свидетельствуют усталостные испытания вязкой стали 09Г2 ( $\sigma_B = 462$  МПа,  $\sigma_T = 328$  МПа,  $\psi = 0,56$ ): при снижении коэффициента плеча  $\gamma_{lb}$  от 2,5 до 1 пределы выносливости, выраженные в максимальных условно упругих напряжениях цикла, возрастают на 20%. Можно предположить, что для истинных напряжений, учитывающих раннее появление в данной стали пластических деформаций, эта разница незначительна. Однако и для термоупрочненных сталей, например для стали 40Х ( $\sigma_B = 1480$  МПа,  $\sigma_T = 1180$  МПа,  $\psi = 0,43$ ), наблюдается увеличение долговечности практически на порядок при снижении  $\gamma_{lb}$  от 2,5 до 1. В этом случае истинные напряжения изгиба приближены к условно упругим нормальным напряжениям. Здесь фактор плеча  $\gamma_{lb}$  проявляет себя аналогично фактору концентрации напряжений, но, в отличие от него, снижения предела выносливости в многоциклового области не происходит. Это связано с характером распределения нормальных напряжений при  $\gamma_{lb} = 1$  и деформацией сечений при поперечном изгибе (рис. 2,б,в). Таким образом, можно заключить, что для условий работы прокатных валков нормальные напряжения не контролируют полностью процессы накопления усталостных повреждений в их теле.

**История нагружения.** Металл валков находится в условиях сложного напряженного состояния, для которого обычно устанавливается эквивалентный критерий предельного состояния. Для больших сечений такие модели не всегда достоверны. Более эффективным в настоящее время является локально-деформационный подход, предполагающий, что элементарный объем металла (дефект) последовательно подвергается различным видам деформаций, в результате чего образуется комбинированная (смешанная) история нагружения. В этом аспекте разработаны истории изменения напряжений за оборот валка в шейках и в зонах, свободных от контакта с подшипниками, для всех мод разрушения (рис. 4).

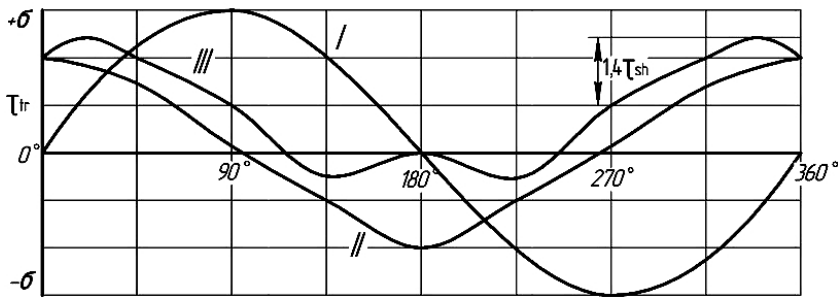


Рис. 4. Изменение напряжений при комбинированном нагружении свободных поверхностей валка (I–III – моды разрушения).

Для рабочих валков клеток кварто напряжения изгиба и сдвига определяются по усилиям системы противоизгиба, а для опорных валков напряжения кручения – по моменту холостого хода.

**Определение скорости развития дефекта методом кривых живучести.** Проинтегрировав уравнение Париса, получим зависимость между периодом роста трещины  $N$  и действующими номинальными напряжениями  $\sigma$ . Переменным параметром в данном случае является диапазон между начальным и конечным размером трещины. По аналогии с кривой усталости такую  $\sigma - N$  диаграмму можно назвать кривой живучести. Получив кривые живучести для каждой моды разрушения, можно рассчитать итоговую долговечность для смешанного нестационарного процесса, суммируя относительные долговечности [3].

В аналитическом виде указанное интегрирование можно осуществить, если тарировочная поправка к КИН не зависит от глубины трещины. В данном случае – это круговая трещина, которая применительно к валкам принята для модели предельно допустимого дефекта [7, 8]. Для валковых материалов разработана схематизированная диаграмма усталостного разрушения для различных мод. Приняв для II моды пороговое значение КИН  $\Delta K_{IIth} = 4 \text{ МПа} \cdot \text{м}^{0,5}$ , с использованием полученной модели определяются остальные параметры диаграмм. Найденные по принятому алгоритму кривые живучести подчиняются степенному уравнению типа Вейбулла–Одинга с показателем наклона  $m = 2$ . Тогда для блока напряжений с параметрами ступеней  $\tau_{shi}$  и  $C_i$  (относительная длительность) по формуле  $\tau_{sheq} = \sqrt{\sum C_i \tau_{shi}^2}$  определяется его эквивалентное значение, после чего можно найти эквивалентные скорости роста трещины (таблица).

**Определение скоростей развития кругового дефекта  
в свободных от контакта зонах валка при  $a_{cII}/a_{0II} = 100$**

$\tau_{sheq}$ , МПа	$a_{0II}$ , мм	$a_{0III}$ , мм	$N_{II} \cdot 10^{-7}$ , цикл	$N_{\Sigma 2} \cdot 10^{-7}$ , цикл	$v_{II} \cdot 10^{10}$ , м/цикл	$v_{\Sigma 2} \cdot 10^8$ , м/цикл
5	40,0	148,0	38,5	30,4	2,80	1,00
10	10,0	37,0	9,6	7,6	2,80	1,27
15	4,5	16,7	4,1	1,9	2,98	2,20
20	2,5	9,2	2,4	1,9	2,80	1,27
25	1,6	6,0	1,5	1,2	2,85	1,28
30	1,1	4,1	1,1	6,9	2,80	1,25
35	0,8	3,0	0,8	0,6	2,80	1,20

Разработанный диагностический алгоритм включает расчет начальных радиусов дефекта  $a_{0I}$ ,  $a_{0II}$ ,  $a_{0III}$  для каждой моды. Критические значения радиуса  $a_c$  в данном расчете установлены не по критериям механики разрушения, а из возможностей диагностирования – 100-кратное увеличение исходного дефекта обычно обнаруживается, и валок бракуется.

Также по кривым живучести определяются число циклов  $N_{II}$  для 1-го периода разрушения, когда дефект увеличивается только за счет разрушения по II моде, и  $N_{\Sigma 2}$  для 2-го периода, когда на него воздействует смешанное нагружение по II и III модам. На этих периодах разрушения наблюдаются разные скорости роста  $v_{II}$  и  $v_{\Sigma 2}$ , но их значение, как следует из результатов, практически не зависит от уровня касательных напряжений. Для 1-го периода можно принять  $v_{II} = 2,8 \cdot 10^{-10}$  м/цикл, для 2-го –  $v_{\Sigma 2} = 1,25 \cdot 10^{-8}$  м/цикл. Этот вывод имеет важное практическое значение. В рабочих клетях непрерывного листопрокатного стана (НЛС) обычно валки черновых клетей вращаются с низкой частотой, но воспринимают усилия прокатки большие, чем валки чистовых клетей, которые вращаются с более высокой частотой. Возникает вопрос, в каких клетях валки повреждаются интенсивнее. В рассмотренном случае наработка валка (общее число оборотов) является достаточным диагностическим параметром для оценки технического состояния его шеек.

Частота вращения валков НЛС колеблется от 20 до 500 мин<sup>-1</sup>. Для значения  $\tau_{sheq} = 20$  МПа, которое наблюдается для многих станов и считается безопасным, по

полученным данным (таблица) сроки службы составляют от 1433 до 35833 ч. Это подтверждает актуальность постановочной задачи о необходимости наличия парка валков и рациональном порядке их перестановки по клетям.

## Резюме

Розроблено послідовність зміни напружень у небезпечних зонах валка за один його оберт. Показано, що асиметричний цикл навантаження формується дотичними напруженнями від зусилля і моменту прокатки.

1. *Яцура А. И.* Система технического обслуживания и ремонта общепромышленного оборудования. – М.: Изд-во НЦ ЭНАС, 2006. – 360 с.
2. *Надежность и эффективность в технике.* Справочник в 10 т. / Под общ. ред. В. С. Авдеевского. – Т. 7. Качество и надежность в производстве / Под. ред. И. В. Апполонова. – М.: Машиностроение, 1989. – 280 с.
3. *Троценко В. Т., Цыбанев Г. В., Грязнов Б. А., Налимов Ю. С.* Усталость металлов. Состояние поверхности и контактные взаимодействия. – Киев: Ин-т проблем прочности им. Г. С. Писаренко НАН Украины, 2009. – 664 с.
4. *Holan L., Pippan R., Pokluda J., et al.* Near-threshold propagation of mode II and mode III cracks // *Crack Paths* (CP 2009). – University of Parma. – Vicenza, Italy, 2009. – P. 585 – 592.
5. *Ohkomori Y., Kitagawa I., Shinozuka K., et al.* Cause and prevention of spalling of back-up rolls for hot strip mill // *Trans. Iron Steel Inst. Jpn.* – 1988. – **28**. – P. 68 – 74.
6. *Sekimoto Y.* Analysis of hot strip work roll damage due to cobble // *Ibid.* – 1970. – **10**. – P. 341 – 349.
7. *Механика разрушения и прочность материалов.* Справочное пособие в 4 т. / Под ред. В. В. Панасюка. – Т. 4. Усталость и циклическая трещиностойкость конструкционных материалов / О. Н. Романив, С. Я. Ярема, Г. И. Никифорчин и др. – Киев: Наук. думка, 1990. – 680 с.
8. *Kapadia B. M. and Marsden K. W.* Safe minimum operating diameter of duplex cast roll with shell/core interface separation // *Mech. Work. Steel Process.* – 1996. – **33**. – P. 221 – 242.
9. *Yamamoto H., Uchida S., Araya S., et al.* Characteristics of high-speed tool steel as material of work roll in hot rolling // *Proc. of 6th Int. Rolling Conf.* – Vol. 2. – Düsseldorf, 1994. – P. 59 – 64.
10. *Матвиенко В. Н.* Повышение работоспособности шеек и галтелей валков прокатных станов наплавкой слоя металла // *Захист металургійних машин від поломок: Зб. наук. пр.* – 2006. – Вип. 9. – С. 153 – 158.
11. *Gasiak G. and Robak G.* Fatigue life of constructional material under bending with torsion for crack propagation // *Proc. of XIII Int. Colloquium “Mechanical Fatigue of Metals”.* – Ternopil: Ternopil State Technical University, 2006. – P. 270 – 276.
12. *Son I. S., Cho J. R., and Yoon H. I.* Effects of a moving mass on the dynamic behavior of cantilever beams with double cracks // *Int. J. Prec. Eng. Manuf.* – 2008. – **9**, No. 3, P. 33 – 39.

Поступила 14. 11. 2013