

УДК 539.37: 621.771.07

## Оценка остаточного ресурса цельнокованных и биметаллических рабочих прокатных валков<sup>1</sup>

**А.М. Покровский**

*Важной проблемой при производстве листового проката является изготовление высококачественных прокатных валков, обладающих повышенным ресурсом. Экспериментальные методы оценки остаточного ресурса прокатных валков малоэффективны, так как каждый валок представляет собой уникальную дорогостоящую деталь. Поэтому на первый план выходят методы математического моделирования. В настоящей работе представлены расчетные методы и созданы программные средства для анализа остаточного ресурса цельнокованных и биметаллических рабочих прокатных валков посредством решения задачи живучести в детерминированной постановке. Основная ценность исследования заключается в том, что при расчете напряжений в валках при эксплуатации учтены остаточные напряжения от термической обработки. С использованием компьютерного моделирования показано, что биметаллические прокатные валки с наплавкой из стали с карбидно-интерметаллидным упрочнением обладают значительно большим ресурсом, чем цельнокованные валки из низколегированных сталей. Основные подходы, предлагаемые в данной работе, можно использовать для оценки остаточного ресурса других термически обрабатываемых деталей при циклическом нагружении, например, роторов турбин, вагонных колес и т. п.*

**Ключевые слова:** рабочие прокатные валки, сталь с карбидно-интерметаллидным упрочнением, термическая обработка, клеть КВАРТО, напряженно-деформированное состояние, контактная задача, эксплуатационные и остаточные напряжения, метод конечных элементов, остаточный ресурс, живучесть, трещиноподобные дефекты.

## Residual Life Analysis of Solid-forged and Bimetallic Working Mill Rolls

**A.M. Pokrovsky**

*The article presents the developed calculation methods and created software for the residual life analysis of solid-forged and bimetallic working mill rolls by means of solving the survivability problem in a deterministic setting. The main research value remains that calculations of mill rolls stresses take account of the operational and residual stresses of heat treatment. Computer simulation has shown that bimetallic mill rolls made of steel with carbide-intermetallide hardening surfacing have significantly greater residual life compared to sol-*



**ПОКРОВСКИЙ**  
Алексей Михайлович  
(МГТУ им. Н.Э. Баумана)

**POKROVSKY**  
Alexey Mikhailovich  
(Moscow, Russian Federation,  
MSTU named  
after N.E. Bauman)

<sup>1</sup> Работа выполнена при финансовой поддержке Российского фонда фундаментальных исследований (грант № 11–08–01314 а).

*id-forged mill rolls made of low-alloyed steels. The proposed approaches can be used for the residual life assessment of the other thermally processed components under cyclic loading; for example, for rotors of turbines, railway wagon wheels and etc.*

**Keywords:** working mill rolls, steel with carbide-intermetallic hardening, heat treatment, four-high mill stand, stress-strain state, contact problem, operational and residual stress, finite element method, residual life, survivability, crack-like defects.

Актуальной проблемой прокатного производства является увеличение ресурса рабочих прокатных валков. Добиться серьезного увеличения ресурса валков можно только за счет применения новых марок стали. Особенно это относится к обладающим уникальными механическими свойствами высоколегированным сталям с карбидно-интерметаллидным упрочнением. При использовании высоколегированных сталей валки, как правило, изготавливаются биметаллическими. Ось выполняется из дешевой валковой стали, а наплавка — из дорогостоящей высоколегированной стали. Валки из традиционных низко- и среднелегированных валковых сталей обычно изготавливаются цельноковаными. Как биметаллические, так и цельнокованные прокатные валки для придания им требуемых эксплуатационных свойств в процессе изготовления подвергаются термической обработке, при которой в валках формируются значительные остаточные термические напряжения. В статье [1] показано преимущество биметаллических рабочих прокатных валков с наплавкой из стали 25Н12М6К10 с карбидно-интерметаллидным упрочнением по сравнению с цельноковаными валками для снижения уровня остаточных термических напряжений. В настоящей работе представлена методика расчета на живучесть рабочих цельнокованных и биметаллических прокатных валков стана КВАРТО 600/1500 × 1700 (рис. 1) в процессе эксплуатации и проведен сравнительный анализ остаточного ресурса таких валков.

Статистические данные по разрушению крупногабаритных прокатных валков в процессе эксплуатации [2] показывают, что в подав-

ляющем большинстве случаев выход из строя таких валков происходит за счет возникновения поперечных трещин. Расчет суммарных напряжений от термообработки и прокатки в рабочих валках стана КВАРТО, выполненный в работе [3], также свидетельствует, что самыми опасными являются поперечные трещины, так как максимальные напряжения при прокатке осевые. В связи с этим в расчете на живучесть рассмотрены только внутренние дефекты, ориентированные перпендикулярно оси валка, как представляющие наибольшую опасность для хрупкой прочности. Форма трещины принята круговой.

В настоящей работе в конечно-элементной среде ANSYS 11.0 создана математическая модель прокатного стана КВАРТО, с помощью которой можно численно определять напряженно-деформированное состояние (НДС) в рабочих и опорных валках с учетом остаточных термонапряжений в валках. Разработанная модель позволяет описывать совместное деформирование рабочего и опорного валков в объемной (3D) постановке. Давление, передающееся рабочему валку от прокатываемого металла, предполагается постоянным [4]. Усилия прокатки принимаются равным 20 МН. Межвалковое давление находится из решения объемной контактной задачи, в которой считается, что взаимодействие валков происходит по пятну (фактически полосе) контакта, образуемому вдоль образующей валков. Размеры и форма этой поверхности контакта определяются в процессе численного счета. Для решения контактных задач в среде ANSYS 11.0 имеется встроенная функция и разработаны специальные контактные поверхностные элементы, которыми покрываются предполагаемые области контактирования. Принцип работы контактных конечных элементов основан на итерационной процедуре подбора контактного давления, при котором точки, лежащие на контактных поверхностях, принадлежащих рабочему и опорному валкам, имеют одинаковые перемещения. При этом в узкой зоне контакта валков происходит значительное локальное смятие и задача оказывается геометрически нелинейной. Для нелинейных задач принцип су-

перпозиции, как известно, несправедлив, и поэтому задачу о деформировании валков при прокатке необходимо решать с учетом начальных напряжений, роль которых играют остаточные термические напряжения. Методика расчета остаточных термических напряжений в цельнокованых и биметаллических прокатных валках изложена в статье [1]. В настоящей работе в качестве термической обработки цельнокованного валка из стали 90ХФ была принята 5-проходная индукционная закалка с отпуском, а для биметаллического валка с осью из стали 60ХН и наплавкой толщиной 45 мм из стали 25Н12М6К10 — ускоренная нормализация водовоздушной смесью в спрейерной установке и последующий отпуск.

При создании математической модели в целях снижения количества используемых конечных элементов учитывали симметрию задачи относительно продольного сечения и срединной плоскости. Поэтому рассматривали только 1/4 нижней части клетки, представленной на рис. 1. Для определения НДС модели решали задачу о контактном взаимодействии двух цилиндрических поверхностей. Для этого в зоне контакта рабочего и опорного валков вводили специальные контактные конечные элементы.

Формирование конечно-элементной сетки осуществлялось посредством «протягивания» плоской фигуры, разбитой на плоские 4-угольные 8-узловые вспомогательные конечные элементы MESH200 вдоль продольной оси валков. Причем эта фигура имела внутренние области. Внешняя граница фигуры представляла собой поперечное сечение рабочего и опорного валков, внутренние области — поперечные сечения шеек. Рассматривалась также область более мелкого разбиения в зоне контакта валков. Для постепенного перехода от зоны мелкого разбиения к зоне обычного разбиения дополнительно задавалась промежуточная область. В результате процедуры «протягивания» получали конечно-элементную модель, состоящую из 20-узловых объемных (3D) элементов SOLID95. Поверхности рабочего и опорного валков в зоне полосы контакта моделировались 8-узловыми поверхностными трехмерными

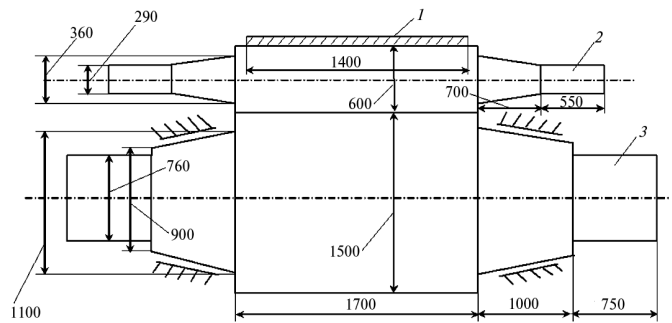


Рис. 1. Схема нижней половины стана КВАРТО 600/1500 × 1700:

1 — прокатываемый лист; 2 — рабочий валок;  
3 — опорный валок

ми контактными CONTA174 и ответными TARGE170 элементами, предназначенными для моделирования контактного взаимодействия между трехмерными деформируемыми поверхностями. Причем эти элементы располагали на поверхностях трехмерных объемных элементов SOLID95.

Результаты численного расчета суммарных (от термической обработки и прокатки) осевых напряжений  $\sigma_z$  в цельнокованом и биметаллическом валках представлены соответственно на рис. 2 и 3. На рисунке 2 видно, что максимальные опасные растягивающие напряжения формируются в осевой зоне валков, причем амплитуда этих напряжений близка к нулю. У боковой поверхности валка амплитуда рабочих напряжений максимальна, однако в этой области имеют место высокие остаточные сжимающие напряжения. Поэтому суммарные напряжения оказываются отрицательными, и следовательно, не представляют опасности. В связи с изложенным выше наиболее опасными областями являются центральные области, немного смещенные от оси валка в сторону, где циклически изменяющиеся суммарные напряжения имеют ненулевую амплитуду, а также области в зоне краевого эффекта вблизи шеек. Зона краевого эффекта в цельнокованых валках образуется вследствие интенсивных режимов охлаждения в процессе закалки. Биметаллические валки, имеющие высокую прокаливаемость, не предусматривают закалки. Их обычно подвергают ускоренной нормализации

[1]. В связи с этим уровень остаточных напряжений в них ниже, чем в цельнокованых, и кроме того отсутствуют зоны краевого эффекта. Значения максимальных и минимальных напряжений цикла, а также коэффициент асимметрии для наиболее опасных областей цельнокованного и биметаллического рабочих прокатных валков представлены в таблице.

Параметры циклов нагружения рабочих прокатных валков

Тип валка		$\sigma_z^{\max}$ МПа	$\sigma_z^{\min}$ МПа	$R$	$D$ , МПа· М <sup>1/2</sup>	$l_{\min}$ , мм	$l_c$ , мм
Цельнокованый	Центральная зона	400	350	0,875	171	1,11	12,3
	Зона краевого эффекта	290	220	0,759	123	2,10	23,3
Биметаллический		350	300	0,857	163	4,01	41,0

Оценка живучести прокатных валков выполнялась в детерминированной постановке с использованием уравнения Яремы, описывающего линейный участок кинетической диаграммы усталостного разрушения [5]:

$$\frac{dl}{dN} = C \left( \frac{K_{I\max}}{D} \right)^m, \quad (1)$$

где  $K_{I\max}$  — максимальное значение коэффициента интенсивности напряжений (КИН) за цикл, определяемое из суммарных осевых напряжений от прокатки и термообработки;  $l$  — радиус дисковой трещины;  $N$  — число циклов;  $C = 10^{-7}$  мм/цикл,  $m = 2,85$  — эмпирические коэффициенты, зависящие от материала;  $D$  — коэффициент, кроме материала зависит еще от коэффициента асимметрии  $R$ . Используемые значения эмпирических коэффициентов  $C$ ,  $m$  и  $R$  получены в работе [6] при испытании образцов, вырезанных из прокатных валков, изготовленных из стали 90ХФ.

Максимальный КИН для дисковой трещины, когда ее размеры малы по сравнению с размерами валка, можно определить по формуле для трещины в бесконечной среде [7]:

$$K_{I\max} = 2\sigma_z^{\max} \sqrt{l/\pi}, \quad (2)$$

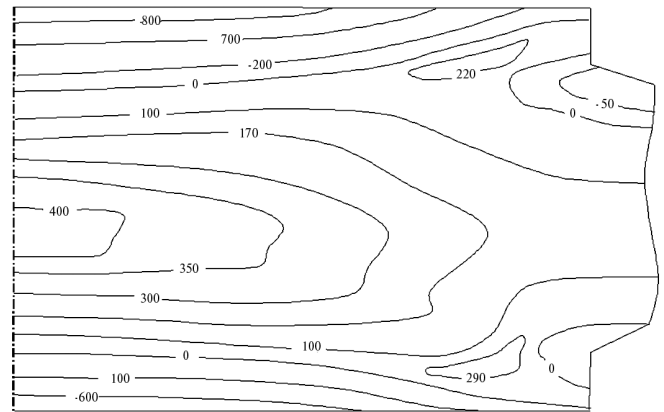


Рис. 2. Изолинии осевых напряжений в цельнокованом рабочем прокатном валке (значения указаны в МПа)

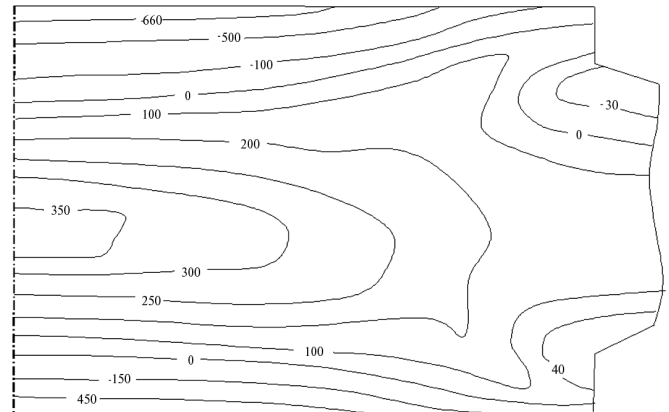


Рис. 3. Изолинии осевых напряжений в биметаллическом рабочем прокатном валке (значения указаны в МПа)

На основании силового критерия Ирвина [5] можно записать

$$K_{I\max} \leq K_{Ic}, \quad (3)$$

где  $K_{Ic}$  — вязкость разрушения, равная согласно [2] для валковой стали 90ХФ  $K_{Ic} = 50$  МПа·м<sup>1/2</sup>.

Отсюда критический радиус трещины

$$l_c = \pi K_{Ic}^2 / 4\sigma_z^{\max}. \quad (4)$$

Значения критических радиусов для рассматриваемых круговых трещин приведены в таблице. Из данных, представленных в таблице следует, что критические размеры трещин значительно меньше размеров валков, поэтому в выражении для скорости роста трещины (1) можно использовать формулу (2) для трещины в бесконечной среде. Тогда количество циклов, при котором трещина вырастет от начального

радиуса до критического (остаточный ресурс), согласно (1) и (2) определяется по формуле

$$N = \left( \frac{D\sqrt{\pi}}{2\sigma_z^{\max}} \right)^m \frac{1}{C} \int_{l_0}^{l_c} \frac{dl}{l^{m/2}} = \left( \frac{D\sqrt{\pi}}{2\sigma_z^{\max}} \right)^m \frac{l_c^{(1-m/2)} - l_0^{(1-m/2)}}{C(1-m/2)}, \quad (5)$$

где  $l_0$  — начальный радиус трещины, выявленной методами планового ультразвукового контроля или минимальный радиус трещины, при котором трещина не страгивается.

Известно, что вплоть до достижения КИН порогового значения  $K_{I_{th}}$  усталостная трещина не распространяется, или точнее скорость ее роста очень мала (не более  $10^{-9}$  м/цикл). Для стали 90ХФ  $K_{I_{th}} = 15 \text{ МПа} \cdot \text{м}^{1/2}$  [2]. Подставляя в формулу (4) вместо  $K_{I_c}$  пороговое значение КИН, можно определить минимально допустимый радиус трещины  $l_{\min}$ , при котором ее страгивания при заданном режиме циклического нагружения не происходит. Результаты расчета  $l_{\min}$  приведены в таблице.

Результаты расчета остаточного ресурса цельнокованого и биметаллического прокатных валков представлены на рис. 4. На рисунке видно, что в цельнокованом валке наибольшую опасность представляют дефекты, расположенные в зоне краевого эффекта. Несмотря на то, что максимальные значения суммарных осевых напряжений, и следовательно  $K_{I_{\max}}$ , в осевой зоне выше, размах КИН больше в зоне краевого эффекта, а снижение коэффициента асимметрии ведет, как известно, к повышению скорости роста трещины.

### Выводы

1. В цельнокованных валках наибольшую опасность представляют трещиноподобные дефекты, расположенные в окрестности перехода рабочей части к шейкам, а в биметаллических — центральные области, немного смещенные от оси валка.

2. Остаточный ресурс у биметаллических рабочих прокатных валков выше, чем у цельнокованных при одинаковых размерах начальных

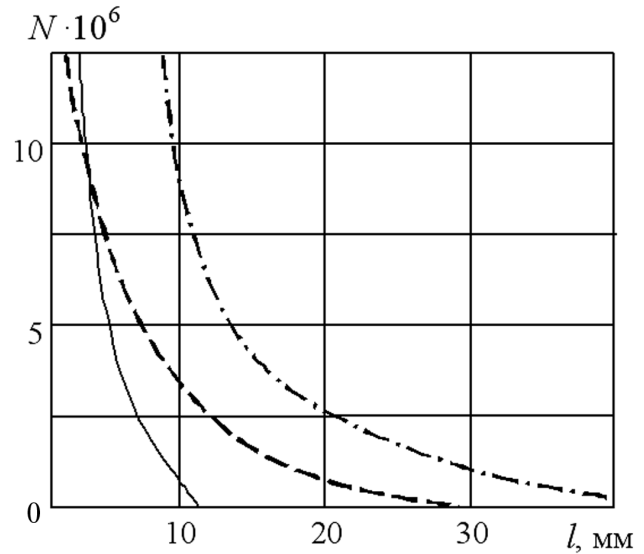


Рис. 4. Зависимость остаточного ресурса от радиуса дисковой трещины в цельнокованом валке (— — в центральной зоне; - - - — в зоне краевого эффекта) и в биметаллическом валке (- · -)

дефектов, выявленных методами ультразвукового контроля.

### Литература

1. Покровский А.М. Расчет НДС в цельнокованных и биметаллических прокатных валках при термической обработке // Известия высших учебных заведений. Машиностроение. 2012. № 4. С. 35—41.
2. Панасюк В.В. Механика квазихрупкого разрушения материалов. Киев: Наукова думка, 1991. 416 с.
3. Покровский А.М., Боцектуйева Е.Б. Расчет усилий противоизгиба прокатного стана КВАРО с учетом остаточных термонапряжений в валках // Производство проката. 2009. № 2. С. 14—18.
4. Целиков А.И. Теория продольной прокатки. М.: Металлургия, 1980. 319 с.
5. Партон В.З., Морозов Е.М. Механика упруго-пластического разрушения. М.: Наука, 1985. 505 с.
6. Ярема С.Я. Методология определения характеристик сопротивления развитию трещин (трещиностойкости) материалов при циклическом нагружении // Физико-химическая механика материалов. 1981. № 4. С. 100—110.
7. Черепанов Г.П. Механика хрупкого разрушения. М.: Наука, 1974. 416 с.

### References

1. Pokrovskii A.M. Raschet NDS v tsel'nikovanykh i bimetallicheskikh prokatnykh valkakh pri termicheskoi obrabotke [Calculating Stress-strain State in One-piece and Bimetallic Rolling Rolls During Heat Treatment]. *Proceedings of Higher Educational Institutions. Machine Building*. 2012, no. 4, pp. 35—41.
2. Panasiuk V.V. *Mekhanika kvazikhрупкого razrusheniia materialov* [Quasibrittle material fracture mechanics]. Kiev, Naukova dumka publ., 1991. 416 p.
3. Pokrovskii A.M., Bochektuyeva E.B. Raschet usilii protivoozhiby prokatnogo stana kvaro s uchetom ostatochnykh

termonapriazhenii v valkakh [Calculation of forces of hydraulic bending in quarto stands taking into account residual thermal stresses in rolls]. *Proizvodstvo Prokata*. 2009, no. 2, pp. 14–18.

4. Tselikov A.I. *Teoriia prodol'noi prokatki* [Theory of longitudinal rolling]. Moscow, Metallurgii publ., 1980. 320 p.

5. Parton V.Z., Morozov E.M. *Mekhanika uprugoplasticheskogo razrusheniia* [Elastic fracture mechanics]. Moscow, Nauka publ., 1985. 505 p.

6. Iarema S.Ia. Metodologiiia opredeleniia kharakteristik soprotivleniia razvitiuu treshchin (treshchinostoikosti) materialov

pri tsiklicheskom nagruzhении [Methodology for determining the characteristics of crack propagation resistance (crack) of materials under cyclic loading] *Physico-Chemical Mechanics of Materials*. 1981, no. 4, pp. 100–110.

7. Cherepanov G.P. *Mekhanika khrupkogo razrusheniia* [Mechanics of brittle fracture]. Moscow, Nauka publ., 1974. 416 p.

Статья поступила в редакцию 28.02.2013

## Информация об авторе

**ПОКРОВСКИЙ Алексей Михайлович** (Москва) — доктор технических наук, профессор кафедры «Прикладная механика». МГТУ им. Н.Э. Баумана (105005, Москва, Российская Федерация, 2-я Бауманская ул., д. 5, стр. 1, e-mail: ampokr@mail.ru).

## Information about the author

**POKROVSKY Alexey Mikhailovich** (Moscow) — Dr. Sc. (Eng.), Professor «Applied mechanics» Department. MSTU named after N.E. Bauman (105005, BMSTU, building 1, 2-nd Baumanskaya 5, Moscow, Russian Federation, e-mail: ampokr@mail.ru).