

УДК 621.771.23

Семенов В. М., Чуруканов А. С.

РАЗВИТИЕ МЕТОДИК РАСЧЕТА НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ВАЛКОВЫХ УЗЛОВ СПЕЦИАЛИЗИРОВАННЫХ РЕВЕРСИВНЫХ СТАНОВ ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКИ С ПРИВОДОМ ЧЕРЕЗ ОПОРНЫЕ ВАЛКИ

Основной тенденцией современного направления в совершенствовании листового металлопроката выступает контроль толщины раската на выходе из клетки. Одним из актуальных направлений в области оптимизации оборудования прокатных станов, является корректное решение задач по определению станочной профилировки рабочих валков прокатных станов.

Методики расчета напряженного и упругодеформированного состояний узлов рабочих и опорных валков традиционной конструкции рассмотрены в работах [1-4] и в других. Вместе с тем, стремление максимально уменьшить диаметр рабочих валков обуславливает по условию компоновки шпиндельных передач использование привода через опорные валки, что является характерным для промышленных станов 55/260×200, 150/500×450, 150/500×400, 200/600×400 и других. При этом, специфика силового нагружения рабочих валков при наличии их привода через опорные делает необходимым дальнейшее развитие методик их расчета.

Целью данной статьи является корректное решение задачи по определению исходных параметров для расчета станочной профилировки рабочих валков специализированных реверсивных станов холодной прокатки.

В соответствии с расчетной схемой (рис. 1), на ведущий и ведомый рабочие валки в очаге деформации действуют горизонтальные силы P_{x11} и P_{x21} от горизонтальных составляющих нормальных P_x и касательных τ_x контактных напряжений.

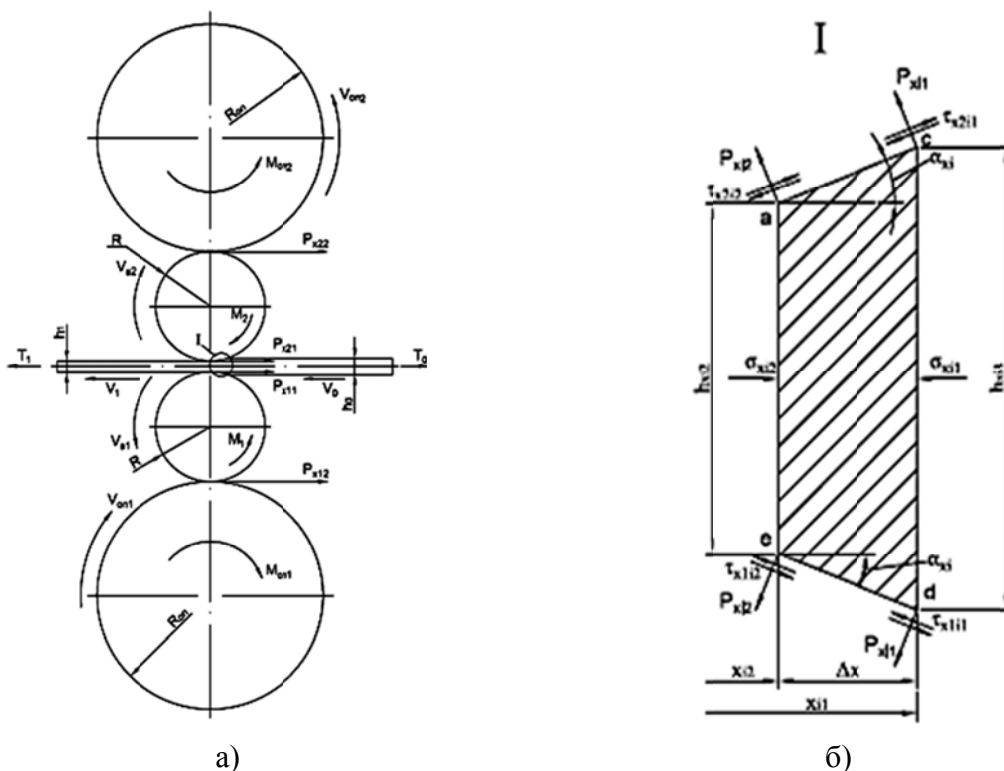


Рис. 1. Расчетные схемы узла рабочих и опорных валков специализированных реверсивных прокатных станов с приводом через опорные валки

На контакте рабочих и опорных валков, в свою очередь, действуют горизонтальные силы P_{x12} и P_{x22} , которые обеспечивают передачу моментов прокатки M_1 и M_2 требуемой величины. Количественно, согласно уравнениям, представленным в работе [5], горизонтальные силы, действующие на рабочий валок в очаге деформации, соответствуют:

$$P_{x11} = P_{x1}; \quad P_{x21} = P_{x2}. \quad (1)$$

Горизонтальные силы, действующие на контактной поверхности рабочих и опорных валков, могут быть определены зависимостями вида:

$$P_{x12} = M_1 / R; \quad P_{x22} = M_2 / R, \quad (2)$$

где M_1, M_2 – моменты прокатки на ведущем и ведомом рабочих валках.

С учетом известных значений сил $P_{x11}, P_{x21}, P_{x12}, P_{x22}$, а также ширины прокатываемой заготовки B и длины бочки рабочих валков L_B соответствующие погонные нагрузки могут быть определены как:

$$q_{x11} = P_{x11} / B, \quad q_{x21} = P_{x21} / B, \quad q_{x12} = P_{x12} / L_B, \quad q_{x22} = P_{x22} / L_B \quad (3)$$

Вследствие симметрии схемы нагружения опорные реакции F_{x1} в этом случае соответствуют, согласно расчетной схеме (рис. 2):

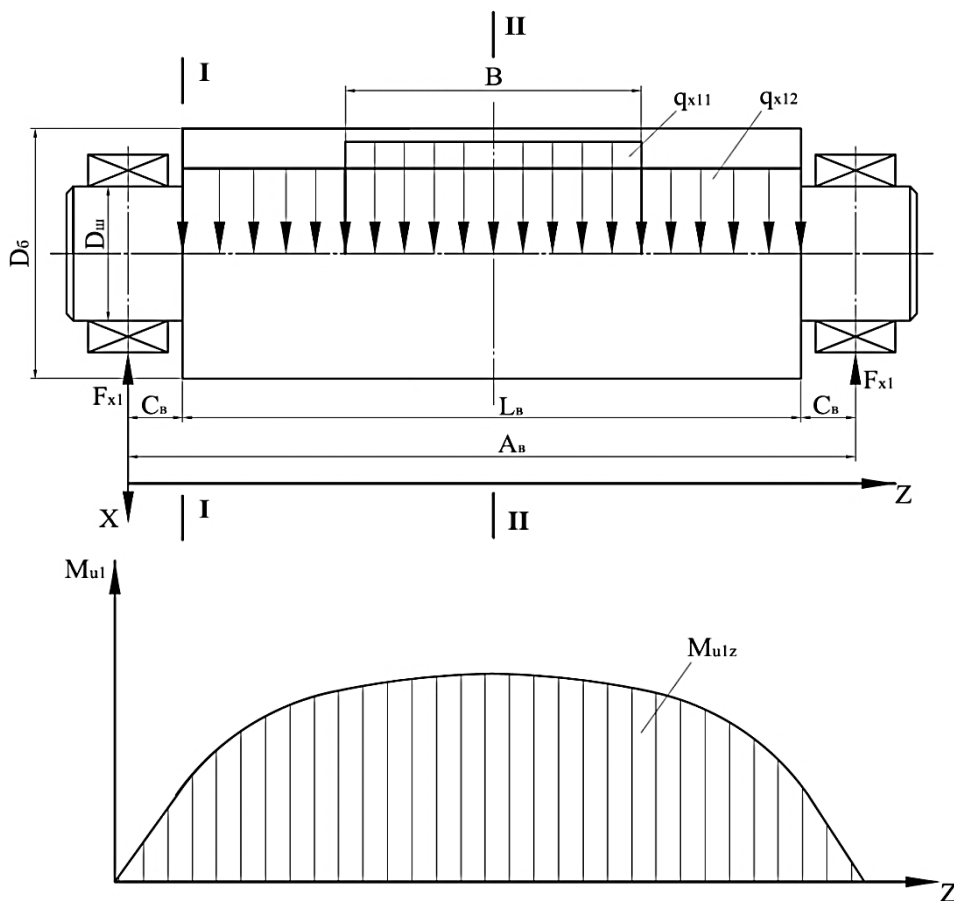


Рис. 2. Принципиальная схема к расчету напряженно-деформированного состояния узла ведущих рабочих валков специализированных реверсивных прокатных станов с приводом через опорные валки

$$F_{x1} = (q_{x11}B + q_{x12}L_B) / 2 = (P_{x11} + P_{x12}) / 2. \quad (4)$$

Величина изгибающих моментов M_{I-I} , M_{II-II} напряжений изгиба σ_{uI-I} , σ_{uII-II} для наиболее опасных сечений I-I в месте перехода шейки в бочку (см. рис. 2) и сечений II-II по середине бочки ведущего рабочего валка могут быть определены как:

$$M_{I-I} = F_{x1} C_{\sigma}; \quad M_{II-II} = F_{x1} A_{\sigma} / 2 - q_{x11} B / 8 - q_{x12} L_{\sigma} / 8; \quad (5)$$

$$\sigma_{uI-I} = 32M_{I-I} / (\pi D_{uu}^3); \quad \sigma_{uII-II} = 32M_{II-II} / (\pi D_{\sigma}^3), \quad (6)$$

где D_{uu} , D_{σ} – диаметры шейки и бочки ведущего рабочего валка;

C_{σ} , L_{σ} – расстояние от оси действия опорной реакции до начала бочки и длина бочки ведущего рабочего валка;

A_{σ} – расстояние по осям действия опорных реакций (см. рис. 2).

Зависимости (5), (6) наряду с условием контактной прочности [2] могут быть использованы в качестве критериальных при количественной оценке работоспособности валковых узлов действующих и проектируемых специализированных реверсивных станов холодной прокатки.

По отношению к упругодеформированному состоянию рабочих валков с их приводом через опорные, следуя теореме Кастильяно, горизонтальная составляющая упругой деформации ведущего рабочего валка посередине его бочки от действия изгибающих моментов может быть определена как:

$$\begin{aligned} \delta_{x1mc} = & \frac{1}{2E_{\sigma} J_{uu}} \int_0^{C_{\sigma}} F_{x1} Z Z dZ + \frac{1}{2E_{\sigma} J_{\sigma}} \int_{C_{\sigma}}^{(A_{\sigma}-B)/2} [F_{x1} Z - q_{x12} (Z - C_{\sigma})(Z - C_{\sigma}) / 2] Z dZ + \\ & + \frac{1}{2E_{\sigma} J_{\sigma}} \int_{(A_{\sigma}-B)/2}^{A_{\sigma}/2} [F_{x1} Z - q_{x12} (Z - \frac{A_{\sigma}-B}{2})(Z - \frac{A_{\sigma}-B}{2}) / 2 - \\ & - q_{x11} (Z - \frac{A_{\sigma}-B}{2})(Z - \frac{A_{\sigma}-B}{2}) / 2] Z dZ, \end{aligned} \quad (7)$$

где E_{σ} – модуль упругости материала рабочего валка;

$J_{uu} = \pi D_{uu}^4 / 64$; $J_{\sigma} = \pi D_{\sigma}^4 / 64$ – моменты инерции поперечных сечений шейки и бочки ведущего рабочего валка, соответственно;

C_{σ} , A_{σ} , D_{uu} , D_{σ} , L_{σ} – основные геометрические характеристики узла ведущего рабочего валка (см. рис. 2).

С учетом математических преобразований и последующего интегрирования уравнение (7) соответствует:

$$\begin{aligned} \delta_{x1mc} = & \frac{F_{x1}}{2E_{\sigma} J_{uu}} \int_0^{C_{\sigma}} Z^2 dZ + \frac{F_{x1}}{2E_{\sigma} J_{\sigma}} \int_{C_{\sigma}}^{(A_{\sigma}-B)/2} Z^2 dZ - \frac{q_{x12}}{4E_{\sigma} J_{\sigma}} \int_{C_{\sigma}}^{(A_{\sigma}-B)/2} (Z^2 - 2ZC_{\sigma} + C_{\sigma}^2) Z dZ - \\ & - \frac{q_{x12} + q_{x11}}{4E_{\sigma} J_{\sigma}} \int_{(A_{\sigma}-B)/2}^{A_{\sigma}/2} [Z^2 - Z(A_{\sigma}-B)/2 + (A_{\sigma}-B)^2 / 4] Z dZ = \frac{F_{x1}}{2E_{\sigma} J_{uu}} \frac{Z^3}{3} \Big|_0^{C_{\sigma}} + \\ & + \frac{F_{x1}}{2E_{\sigma} J_{\sigma}} \frac{Z^3}{3} \Big|_{C_{\sigma}}^{(A_{\sigma}-B)/2} - \frac{q_{x12}}{4E_{\sigma} J_{\sigma}} \left\{ \frac{Z^4}{4} - \frac{2Z^3 C_{\sigma}}{3} + \frac{Z^2 C_{\sigma}^2}{2} \right\} \Big|_{C_{\sigma}}^{(A_{\sigma}-B)/2} + \\ & + \frac{F_{x1}}{2E_{\sigma} J_{\sigma}} \frac{Z^3}{3} \Big|_{(A_{\sigma}-B)/2}^{A_{\sigma}/2} - \frac{q_{x12} + q_{x11}}{4E_{\sigma} J_{\sigma}} \left(\frac{Z^4}{4} - \frac{Z^3 (A_{\sigma}-B)}{3} + \right. \\ & \left. + \frac{Z^2 (A_{\sigma}-B)^2}{8} \right) \Big|_{(A_{\sigma}-B)/2}^{A_{\sigma}/2}, \end{aligned} \quad (8)$$

откуда в окончательном виде получим:

$$\begin{aligned} \delta_{x1mc} = & \frac{F_{x1}C_g^3}{6E_gJ_{uu}} + \frac{F_{x1}}{48E_gJ_{\bar{o}}} [(A_g - B)^3 - 8C_g^3] - \frac{q_{x12}}{256E_gJ_{\bar{o}}} [(A_g - B)^4 - 16C_g^4 - \\ & - 16(A_g - B)^3 C_g / 3 + 128C_g^4 / 3 + 8(A_g - B)^2 C_g^2 - 32C_g^4] + \\ & + \frac{F_{x1}}{48E_gJ_{\bar{o}}} [A_g^3 - (A_g - B)^3] - \frac{q_{x12} + q_{x11}}{256E_gJ_{\bar{o}}} [A_g^4 - (A_g - B)^4 - 4A_g^3 - (A_g - B) / 3 + \\ & + 8(A_g - B)^4 / 3 + 2A_g^2(A_g - B)^2 - 2(A_g - B)^4]. \end{aligned} \quad (9)$$

Аналогично по отношению к горизонтальной составляющей упругой деформации середины бочки ведущего рабочего вала от действия перерезывающих сил:

$$\begin{aligned} \delta_{x1Qc} = & \frac{1}{2G_gF_{uu}} \int_0^{C_g} F_{x1} dZ + \frac{1}{2G_gF_{\bar{o}}} \int_{C_g}^{(A_g-B)/2} [F_{x1} - q_{x12}(Z - C_g)] dZ + \\ & + \frac{1}{2G_gF_{\bar{o}}} \int_{(A_g-B)/2}^{A_g/2} \{F_{x1} - q_{x12}(Z - \frac{A_g-B}{2}) - q_{x11}(Z - \frac{A_g-B}{2})\} dZ = \\ = & \frac{F_{x1}Z}{2G_gF_{uu}} \Big|_0^{C_g} + \frac{F_{x1}Z}{2G_gF_{\bar{o}}} \Big|_{C_g}^{(A_g-B)/2} - \frac{q_{x12}}{2G_gF_{\bar{o}}} (Z^2 / 2 - C_g Z) \Big|_{C_g}^{(A_g-B)/2} + \\ & + \frac{F_{x1}Z}{2G_gF_{\bar{o}}} \Big|_{(A_g-B)/2}^{A_g/2} - \frac{q_{x12} + q_{x11}}{2G_gF_{\bar{o}}} (Z^2 / 2 - Z(A_g - B) / 2) \Big|_{(A_g-B)/2}^{A_g/2} = \\ = & \frac{F_{x1}C_g}{2G_gF_{uu}} + \frac{F_{x1}}{4G_gF_{\bar{o}}} (A_g - B - 2C_g) - \frac{q_{x12}}{16G_gF_{\bar{o}}} [(A_g - B)^2 - 8C_g^2] + \frac{F_{x1}B}{4G_gF_{\bar{o}}} - \\ & - \frac{q_{x12} + q_{x11}}{16G_gF_{\bar{o}}} [A_g^2 + 2(A_g - B)^2 - 2A_g(A_g - B)], \end{aligned} \quad (10)$$

где G_b – модуль сдвига материала рабочего вала;

$F_{uu} = \pi D_{uu}^2 / 4$; $F_{\bar{o}} = \pi D_{\bar{o}}^2 / 4$ – площади поперечных сечений шейки и бочки ведущего рабочего вала, соответственно.

Для горизонтальных составляющих упругой деформации ведущего рабочего вала от действия изгибающих моментов и перерезывающих сил в его поперечных сечениях по краю ширины прокатываемой ленты $\delta_{x1m\bar{o}}$, $\delta_{x1Q\bar{o}}$ и по краю бочки δ_{x1mL} , δ_{x1QL} , согласно (7) – (10), можно записать:

$$\begin{aligned} \delta_{x1m\bar{o}} = & \frac{1}{2E_gJ_{uu}} \int_0^{C_g} F_{x1} Z Z dZ + \frac{1}{2E_gJ_{\bar{o}}} \int_{C_g}^{(A_g-B)/2} [F_{x1} Z - q_{x12}(Z - C_g)(Z - C_g) / 2] Z dZ = \\ = & \frac{F_{x1}C_g^3}{6E_gJ_{uu}} + \frac{F_{x1}}{48E_gJ_{\bar{o}}} [(A_g - B)^3 - 8C_g^3] - \frac{q_{x12}}{256E_gJ_{\bar{o}}} [(A_g - B)^4 - 16C_g^4 - \\ & - 16(A_g - B)^3 C_g / 3 + 128C_g^4 / 3 + 8(A_g - B)^2 C_g^2 - 32C_g^4]; \end{aligned} \quad (11)$$

$$\begin{aligned} \delta_{x1Q\bar{o}} = & \frac{1}{2G_gF_{uu}} \int_0^{C_g} F_{x1} dZ + \frac{1}{2G_gF_{\bar{o}}} \int_{C_g}^{(A_g-B)/2} [F_{x1} - q_{x12}(Z - C_g)] dZ = \\ = & \frac{F_{x1}C_g}{2G_gF_{uu}} + \frac{F_{x1}}{4G_gF_{\bar{o}}} (A_g - B - 2C_g) - \frac{q_{x12}}{16G_gF_{\bar{o}}} [(A_g - B)^2 - 8C_g^2]; \end{aligned} \quad (12)$$

$$\delta_{x1ML} = \frac{1}{2E_{\sigma}J_{uu}} \int_0^{C_{\sigma}} F_{x1}ZZdZ = \frac{F_{x1}C_{\sigma}^3}{6E_{\sigma}J_{uu}}; \quad (13)$$

$$\delta_{x1QL} = \frac{1}{2G_{\sigma}F_{uu}} \int_0^{C_{\sigma}} F_{x1}dZ = \frac{F_{x1}C_{\sigma}}{2G_{\sigma}F_{uu}}. \quad (14)$$

С учетом (9) – (14) суммарные значения горизонтальных составляющих упругой деформации ведущего рабочего валка по его середине $\delta_{x1\Sigma c}$, по краю прокатываемой ленты $\delta_{x1\Sigma \sigma}$ и по краю бочки $\delta_{x1\Sigma L}$ соответствуют:

$$\delta_{x1\Sigma c} = \delta_{x1Mc} + \delta_{x1Qc}; \quad \delta_{x1\Sigma \sigma} = \delta_{x1M\sigma} + \delta_{x1Q\sigma}; \quad \delta_{x1\Sigma L} = \delta_{x1ML} + \delta_{x1QL}. \quad (15)$$

Решения аналогичные (7)–(15) при замене первого цифрового индекса с 1 на 2 были получены и для ведомого рабочего валка. С учетом известных значений горизонтальных составляющих упругой деформации ведущего и ведомого рабочих валков $\delta_{x2\Sigma c}$, $\delta_{x2\Sigma \sigma}$, $\delta_{x2\Sigma L}$, $\delta_{x2\Sigma c}$, $\delta_{x2\Sigma \sigma}$, $\delta_{x2\Sigma L}$ можно определить и соответствующие приращения величины предварительного межвалкового зазора:

$$\delta S_{0c} = (R_1 + R_2 + R_3 + R_4 - \sqrt{(R_1 + R_2)^2 - \delta_{x1\Sigma c}^2} - \sqrt{(R_3 + R_4)^2 - \delta_{x2\Sigma c}^2}); \quad (16)$$

$$\delta S_{0\sigma} = (R_1 + R_2 + R_3 + R_4 - \sqrt{(R_1 + R_2)^2 - \delta_{x1\Sigma \sigma}^2} - \sqrt{(R_3 + R_4)^2 - \delta_{x2\Sigma \sigma}^2}); \quad (17)$$

$$\delta S_{0L} = (R_1 + R_2 + R_3 + R_4 - \sqrt{(R_1 + R_2)^2 - \delta_{x1\Sigma L}^2} - \sqrt{(R_3 + R_4)^2 - \delta_{x2\Sigma L}^2}). \quad (18)$$

Их знание необходимо для выбора рациональной предварительной станочной профилировки рабочих валков специализированных реверсивных прокатных станков, а также для проектирования конструкций и технологических режимов работы механизмов регулирования поперечного профиля и степени плоскостности прокатываемых лент или листов.

ВЫВОДЫ

Применительно к условиям реализации процессов холодной асимметричной прокатки относительно тонких лент и листов, разработана методика расчета напряженного и упругодеформированного состояния ведущего и ведомого рабочих валков. Получены соответствующие решения, позволяющие определять реальный межвалковый зазор в процессе прокатки. Показано, что повышенные уровни горизонтальных составляющих силы прокатки, действующие на рабочие валки, делают необходимым их учет как для количественной оценки работоспособности данных валков, так и для выбора рациональных их исходных станочных профилировок.

СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННОЙ ЛИТЕРАТУРЫ

1. Машины и агрегаты металлургических заводов. В 3 т. : учебник для вузов. – М. : Металлургия, 1988. – Т. 3. Машины и агрегаты для производства и отделки проката / А. И. Целиков [и др.]. – 680 с.
2. Королев А. А. Конструкция и расчет машин и механизмов прокатных станков / А. А. Королев. – М. : Металлургия, 1985. – 462 с.
3. Третьяков А. В. Теория, расчет и исследование станков холодной прокатки / А. В. Третьяков. – М. : Металлургия, 1966. – 250 с.
4. Поляков Б. Н. Повышение качества технологий, несущей способности конструкций, долговечности оборудования и эффективности автоматических систем прокатных станков / Б. Н. Поляков. – Изд-во Ренеме. – С.-Петербург. – 2006. – 529 с.
5. Развитие численных одномерных математических моделей напряженно-деформированного состояния металла при холодной прокатке относительно тонких полос / А. В. Сатонин, А. Г. Присяжный, А. М. Спасская, А. С. Чуруканов // Обработка материалов давлением : сб. науч. тр. – Краматорск : ДГМА, 2012. – № 2(31). – С. 62–48.