

热轧薄规格带钢肋浪的高次辊形技术研究

Research on High-Order Roll Contour for Quarter Buckle of Hot-Rolled Thin-Gauge Strip

供稿|毛亮¹, 姚驰寰²/MAO Liang¹, YAO Chihuan²

作者单位: 1.本钢集团北营公司, 辽宁 本溪 117000; 2. 北京科技大学设计研究院有限公司, 北京 100083

1. Bensteel Group Beiyong Company, Benxi 117000 China; 2. Design and Research Institute of University of Science and Technology Beijing Co., Ltd., Beijing 100083 China

内容导读: 在常规热连轧产线中薄规格带钢常出现肋浪缺陷, 且常规控制手段很难消除。利用辊系轧件耦合模型仿真发现上游机架在大压下率和大轧制力下逐渐形成高次断面形状, 与下游辊缝形状不匹配, 导致下游机架肋部相对压下率与压应力增大, 从而造成肋浪。因此开发了一种综合二次、四次、六次凸度的高次工作辊辊形设计方法, 实现精轧下游机架辊缝形状高次分量的灵活调整, 提高与上游来料形状的匹配程度。仿真分析与工业试验均验证了新高次辊形技术控制肋浪的有效性。

带钢浪形缺陷可分为三类: 一次浪形、二次浪形和高次浪形。一次浪形也称为单边浪, 通过轧辊倾斜调整。二次浪形指的是中间浪和双边浪, 可以通过轧辊弯曲进行控制。高次浪形无法用一次或二次方程来描述。在本钢北营 1780mm 常规热连轧生产线, 2.0mm 以下的薄规格板带生产时常出现高次浪形缺陷, 以双侧对称的肋浪为主, 也称为四分之一浪。肋浪的存在降低了薄规格生产的稳定性, 带钢边部容易开裂, 开卷浪形会恶化, 并在下游酸洗等工序中造成表面质量缺陷。同时肋浪属于高次浪形, 常规的弯辊和窜辊等板形调节手段无法有效控制。因此, 肋浪成为热轧板形控制的难点之一。

1 肋浪研究现状

肋浪的产生机理较为复杂。带钢方面因素, 例如横向温度不均匀、横向合金成分不均匀^[1]等。轧辊方面因素, 例如轧辊磨削精度、轧辊横向严重不均匀磨损、轧辊在带钢肋部位置的温度较高^[2]等。变形方面因素, 例如工作辊和支撑辊的高次挠曲^[3]。而上述因素中很多由于设备和工艺的限制无法解决, 也增加了肋浪的消除难度。

但浪形问题的本质已被广泛认识。在带钢的塑性变形过程中, 当沿带钢宽度方向的纵向延伸差分布不均匀时, 会产生残余内应力, 包括正拉应力和负压应力。当压应力超过带钢屈服临界应力时, 就会产生可见浪形。从这个角度, 肋浪产生是由于下游机架的辊缝形状与上游来料的断面形状不匹配, 造成带钢肋部的压下率和延伸量相对较大, 带钢肋部残存压应力从而出现肋浪, 如图 1 所示。

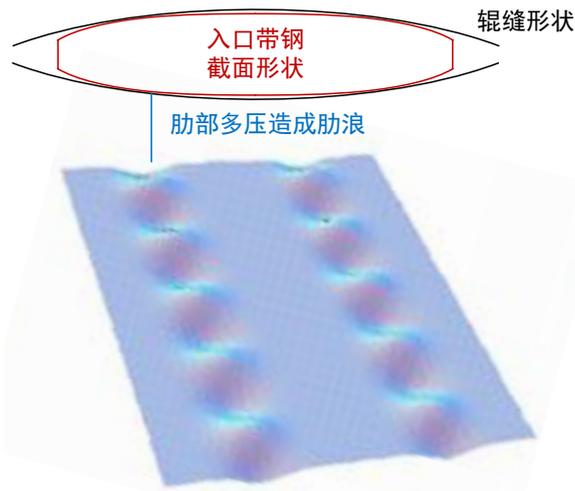


图 1 四分之一浪示意图
Fig.1 Illustration of quarter buckles

当前，高次浪形控制技术在冷轧领域较为成熟，包括在 HC 六辊轧机中通过调节轧辊锥角来改善肋浪^[4]，采用精细冷却技术来减小肋部压下量和浪形^[5]，或在二十辊轧机中通过分段压下^[6]来实现对高次和局部浪形的有效控制。热轧领域则更多尝试用辊形技术来控制高次板形缺陷。CVC plus 技术将原有的三次曲线 CVC 升级为五次曲线，赋予其一定的高次板形缺陷控制能力^[7]。与 CVC plus 相似的是 SmartCrown 技术，该技术通过调整正弦分量参数来精确控制高次浪形^[8]。但 CVC plus 和 SmartCrown 在通过窜辊调节高次浪形时，会同时改变辊缝的二次凸度，使得难以独立控制高次浪形而不影响其他板形指标。另一方面是在常规凹辊的基础上进行改进，如在热轧下游机架，有直接采用高次辊形来控制薄规格不锈钢^[9]或高强钢^[2]的肋浪缺陷。在热轧后的平整工序，也有采用基于三角函数辊形的局部变凸度工作辊辊形用于消除高强钢肋浪^[10]。可以看到辊形技术对于热轧高次浪形的有效性，但辊形的有效形式较难确定。

有限元方法（FEM）常用于浪形仿真分析。例如用有限元软件 ABAQUS 建立瞬态三维弹塑性轧制模型，研究带钢断面变化对残余应力的影响^[11]，或用 ABAQUS 仿真不同残余应力分布下四分之一浪的屈曲过程^[3]。但是有限元法计算时间过长，难以应对热连轧多机架多工况仿真。而根据热轧过程定制的快速模型则在计算效率上更有优势，如基于差分法的轧件塑性变形模型和辊系弹性变形模型^[12]，可以用于定量分析工艺参数对四分之一浪的影响。

针对上述问题，本文开发了一种基于二次、四次、六次凸度的高次工作辊辊形设计方法，可以实现辊形高次分量的灵活调整，使得下游承载辊缝形状与上游来料断面形状更加匹配。然后通过辊系轧件快速模型仿真对比了常规二次抛物线辊形与新高次辊形下的残余应力。最后通过工业试验验证了新高次辊形对热轧薄规格带钢肋浪控制的有效性。

2 高次工作辊辊形设计

热轧中由于受到轧辊热胀磨损等多种因素的影响，带钢的断面形状变化较为复杂，如图 2 所示。在去除 40mm 的边部厚度骤降区以内的部分，需要用至少 6 次多项式拟合曲线才能得到较好的表达效果^[10]。而六次曲线又可分解为二次、四次、六次凸度等特征值来描

述。而常规工作辊辊形采用二次抛物线或者近似的正弦曲线，这就可能导致承载辊缝形状与带钢断面形状不匹配而引起高次浪形。相应的，为了让辊缝形状与带钢断面更匹配、减小高次浪形，就要在工作辊辊形上引入高次分量。

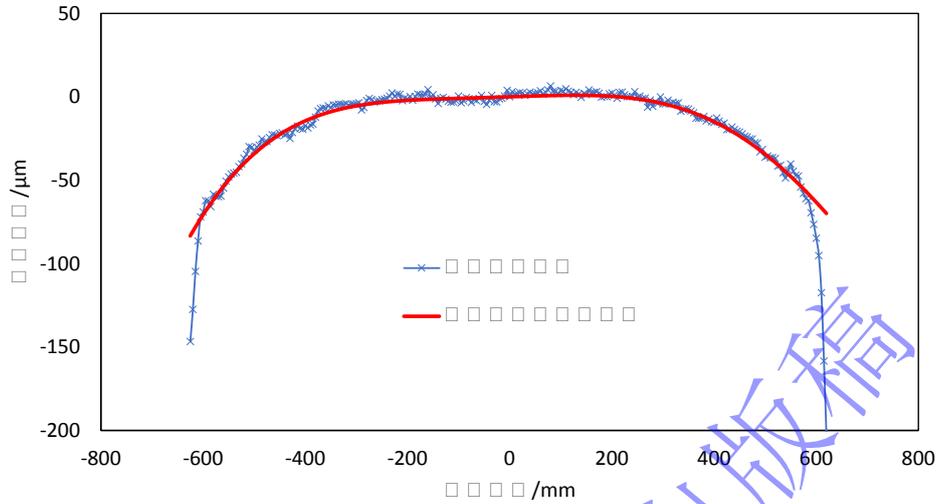


图 2 带钢实测断面形状与六次多项式拟合曲线
Fig.2 The measured strip contour and its sixth-order polynomial fitting curve

因此，本文设计的高次辊形由二次、四次、六次凸度分量叠加而成，各阶次凸度分量的单位辊形曲线由公式（1）和图 3 表示。

$$\begin{cases} T_2(X) = 1 - X^2 \\ T_4(X) = 4(X^2 - X^4) \\ T_6(X) = \frac{27}{4}(X^4 - X^6) \end{cases} \quad (1)$$

式中， T_2 、 T_4 、 T_6 带钢宽度分别为二次、四次、六次凸度分量的单位辊形； X 为轧辊轴向归一化坐标， $X \in [-1, 1]$ 。各阶次凸度分量的单位辊形曲线的极大值点高度都为 1：二次凸度曲线的极值点位置在归一化坐标 $X=0$ 处，端部辊形量为 0，二次凸度表示中部与两端的辊形差；四次凸度曲线的极值点位置在归一化坐标 $X=\pm 0.707$ 处，中部与端部的辊形量为 0，四次凸度表示极值点与中部和端部的辊形差；六次凸度曲线与四次凸度曲线类似，但其极值点位置在归一化坐标 $X=\pm 0.816$ 处。

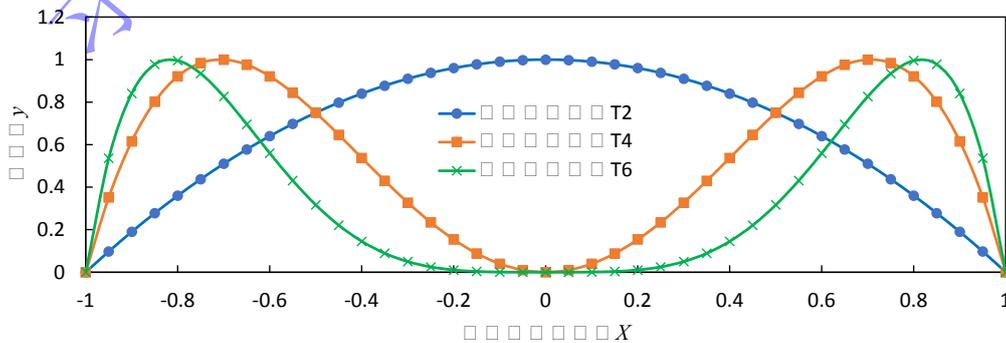


图3 二次、四次、六次凸度分量的单位辊形曲线

Fig.3 The unit roll contours for second-order, fourth-order, and sixth-order crown components

二次、四次、六次凸度分别用 C_2 、 C_4 、 C_6 表示，则高次辊形曲线 y 为各分量的线性叠加，并可转换为六次多项式：

$$y(X) = C_2 T_2(X) + C_4 T_4(X) + C_6 T_6(X) = a_0 + a_2 X^2 + a_4 X^4 + a_6 X^6 \quad (2)$$

式中， a_0 、 a_2 、 a_4 、 a_6 为归一化辊形曲线的多项式系数。将式 (1) 带入式 (2)，可以得到归一化辊形的多项式系数与各阶凸度的关系为：

$$\begin{cases} a_0 = C_2 \\ a_2 = 4C_4 - C_2 \\ a_4 = 27C_6/4 - 4C_4 \\ a_6 = -27C_6/4 \end{cases} \quad (3)$$

为了减轻北营 1780 产线薄规格带钢肋浪缺陷，将末机架 F7 的常规二次抛物线辊形替换为上述基于多阶凸度叠加的高次辊形，各阶凸度分别为 $C_2 = -110\mu\text{m}$ 、 $C_4 = -18\mu\text{m}$ 、 $C_6 = 11\mu\text{m}$ ，各阶分量与叠加后的高次辊形如图 4 所示。其中四次和六次分量的叠加为曲线的高次部分，决定了高次辊形在肋部的半径辊形量相对于常规二次辊形小约 $10\mu\text{m}$ ，可以减小肋部出浪位置的压下量，从而减轻肋浪。同时，四次分量与六次分量的不同比例组合，可以灵活改变高次部分极值点的位置，从而可以使高次辊形匹配不同产线可能出现的不同薄规格带钢断面形状。

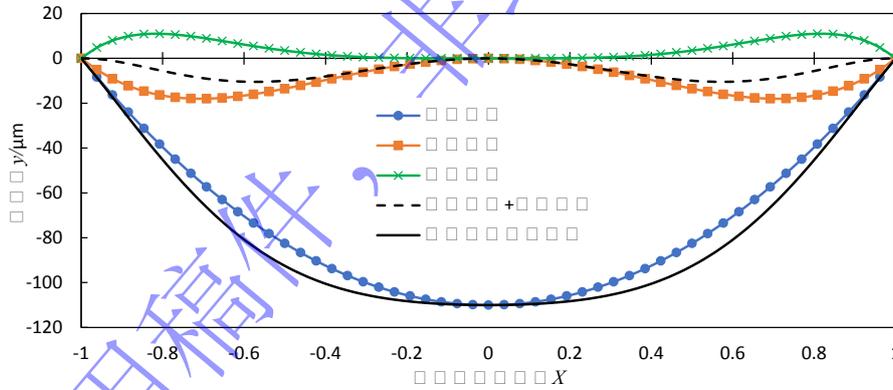


图4 新高次辊形与其各阶分量

Fig.4 New high-order roll contour and its components

为了实现高次曲线的磨削，还需要将设计曲线转换为磨床系统的坐标（磨床轴向坐标 $x \in [0, L]$ ，且其中 L 为工作辊长度，对于北营 1780 产线， $L=2080\text{mm}$ ），并得到磨床坐标下的多项式：

$$y(x) = b_1 x + b_2 x^2 + b_3 x^3 + b_4 x^4 + b_5 x^5 + b_6 x^6 \quad (4)$$

$$X = \frac{2x}{L} - 1 \quad (5)$$

式中, $b_1 \sim b_6$ 为磨床曲线多项式系数, 结合式 (2) 至式 (5), 可得其与各阶凸度的关系:

$$\begin{cases} b_1 = (4C_2 + 16C_4 + 27C_6)/L \\ b_2 = -(4C_2 + 80C_4 + 243C_6)/L^2 \\ b_3 = (128C_4 + 864C_6)/L^3 \\ b_4 = -(64C_4 + 1512C_6)/L^4 \\ b_5 = 1296C_6/L^5 \\ b_6 = -432C_6/L^6 \end{cases} \quad (6)$$

代入各阶凸度值, 可得到磨床多项式系数的值, 如表 1 所示。

表 1 高次辊形的磨床多项式系数 (半径值)

Table 1 Polynomial coefficients (radius values) for high-order roll contour grinding

系数	值
b_1	-2.07212E-04
b_2	-1.83293E-07
b_3	8.00097E-10
b_4	-8.27023E-13
b_5	3.66169E-16
b_6	-5.86809E-20

常规二次抛物线辊形的特点之一是要进行大行程的往复窜辊, 以使得轧辊磨损更为均匀。因此, 需要分析高次辊形在不同窜辊位置下的辊缝形状或高次补偿能力。图 5 展示了不同窜辊位置下, 综合上下辊的影响, 高次辊形形成的辊缝形状, 可以看到, 相对于二次辊缝: 在窜辊为 0mm 时, 肋部补偿最大; 窜辊为 75mm 时, 肋部补偿轻微减小; 窜辊到极限 150mm 时, 肋部补偿量减小约 25%。因此, 高次辊形与工作辊窜辊并不冲突, 可以像常规二次辊形一样投入长行程窜辊策略以均匀磨损, 并且其肋部补偿能力受只在窜辊接近极限时才略有下降, 不影响其整体控制效果。

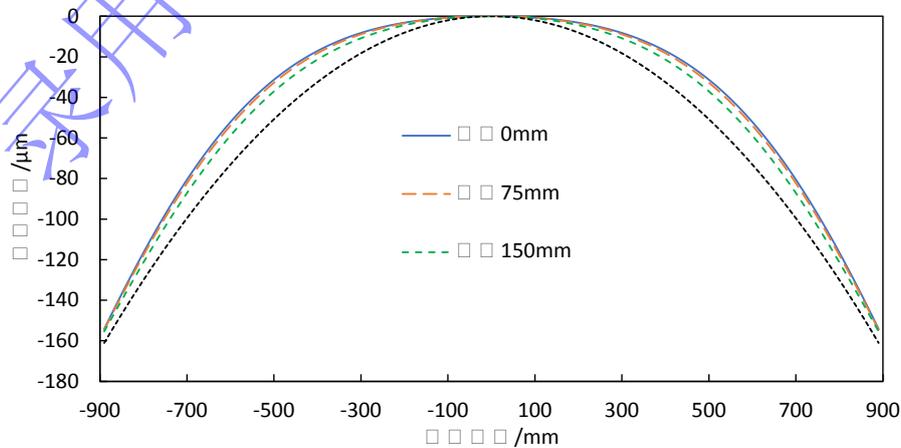


图 5 不同窜辊位置下高次辊形形成的辊缝形状

Fig.5 Roll gap contours formed by the high-order roll contour at different shift positions

3 仿真分析与应用效果

北营 1780mm 常规热连轧产线拥有两台可逆式粗轧机和七机架连轧精轧机组。板形控制的硬件方面，精轧各机架均配备弯辊与窜辊系统，上游机架 F1-F4 采用 CVC 辊形，下游机架 F5-F7 采用常规抛物线辊形。板形控制的软件方面，采用北科工研 PFEC 板形模型，包含基于差分法的轧件塑性变形在线模型和辊系弹性变形在线模型^[12]，其中轧件模型计算金属横向流动分布、轧制压力分布和出口张力分布，辊系模型计算支撑辊与工作辊的挠曲和压扁、以及承载辊缝形状，通过轧件辊系模型的耦合计算，可以得到带钢断面形状和残余应力在连轧过程中的演变，具备全副宽板形的在线预测能力。

典型的 1250mm 宽、1.75mm 厚的薄规格 Q235 结构钢的部分轧制参数如表 2 所示，通过上述 PFEC 板形模型对该工况进行了仿真计算。模型预测的各机架轧后断面形状如图 6 所示，可以看 F1 的断面形状最接近二次抛物线，而从 F1 到 F4，带钢凸度逐渐减小，边降（边部厚度骤降）区域逐渐变得显著，断面形状逐渐变为更复杂的高次曲线，即其中的四次凸度和六次凸度分量占比不断增大。这种高次断面形状主要在大轧制压力和大压下量下形成，且由于 F5-F7 的厚度较小，中间大部分区域的横向流动能力和断面形状改变能力弱，因此薄规格带钢轧制中 F5-F7 的断面形状主要遗传自上游机架。各机架轧后残余应力如图 7 所示，其中负应力为压应力，压应力超过屈服极限应力则会出现浪形。可以看到 F1-F4 在塑造断面形状以接近目标比例凸度的过程中，主要是边部受压应力。而从下游机架 F5 开始，由于工作辊辊径变小、轧制力变小等因素，下游的辊缝形状与带钢来料断面形状更难匹配，肋浪的特征开始逐渐出现，即带钢肋部受压力应，而中部和边部均受到拉应力，这种情况在 F6 与 F7 机架尤为显著，F7 肋部的压应力超过 10MPa，大于其屈服应力，即会出现肋浪。

表 2 薄规格带钢板形仿真相关轧制参数

Table 2 Simulation-related rolling parameters of thin-gauge strip

机架号	出口厚度/mm	轧制力/ton	单侧弯辊力/ton	窜辊位置/mm
F1	19.58	2262.2	79.2	-60.2
F2	9.78	2203.8	89.1	-48.5
F3	5.67	1916.3	88.2	-16.4
F4	3.64	1564.5	79.8	36.0
F5	2.54	1412.3	76.8	0.0
F6	2.05	1154.1	57.9	0.0
F7	1.75	930.5	48.8	0.0

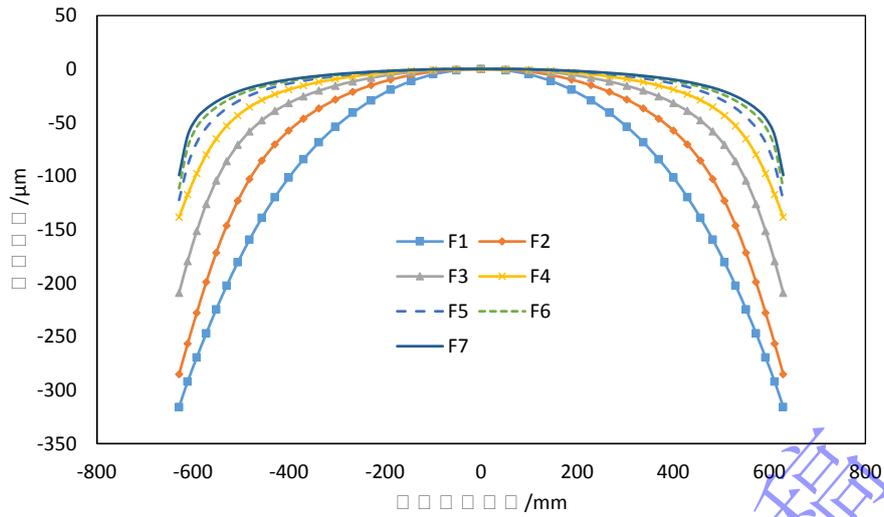


图 6 各机架轧后断面形状的演变
Fig.6 Evolution of the strip contours after each finishing stands

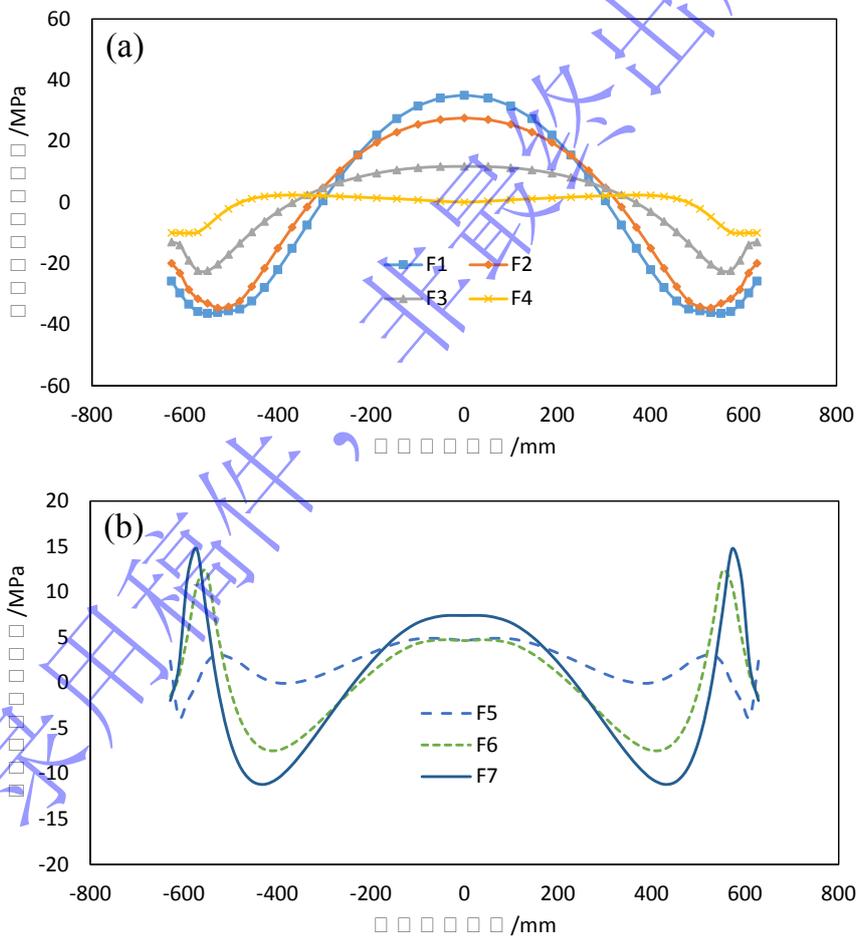


图 7 各机架轧后残余应力分布的演变: (a)上游 F1-F4; (b)下游 F5-F7
Fig.7 Evolution of the strip residual stress after each finishing stands: (a) upstream F1-F4; (B) downstream F1-F4

将新的高次辊形作为 F7 的轧制参数输入模型, 预测 F7 轧后残余应力进行对比, 可以看到新高次辊形与上游来料的断面形状又匹配, 所以残余应力分布改变明显, 有效减弱了

肋部压应力大小，以及中部和边部拉应力的大小如图 8 所示，从而从理论上可以改善肋浪。进一步将新高次辊形在实际薄规格轧制中进行测试，结果显著改善了薄规格带钢肋浪缺陷，其平坦度云图对比如图 9 所示，验证了新高次辊形的有效性。

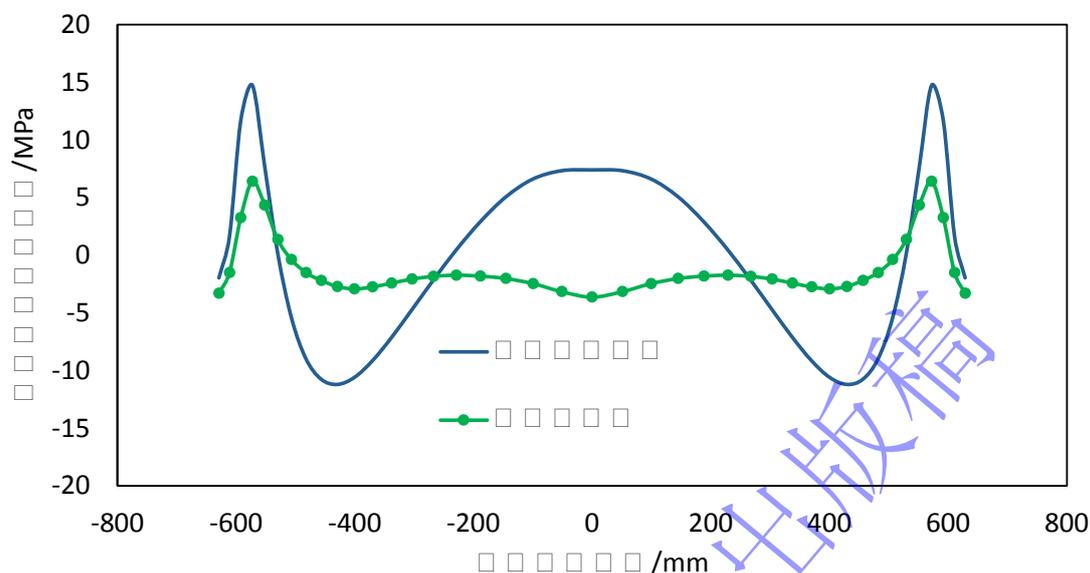


图 8 常规二次辊形与高次辊形下精轧出口残余应力分布对比
Fig.8 Comparison of the residual stress at finishing mill exit under the conventional second-order and the high-order roll contour

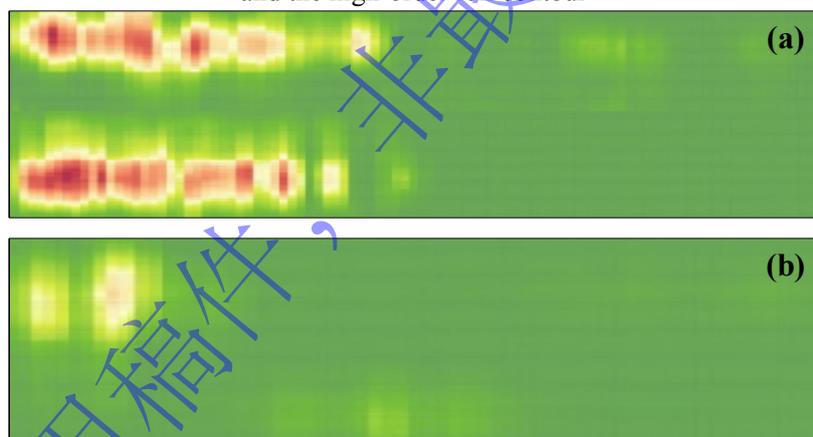


图 9 薄规格精轧出口实测浪形对比：(a)常规二次辊形；(b)新高次辊形
Fig.9 Comparison of the measured flatness under (a) the conventional second-order and (b) the high-order roll contour

4 结论

常规热连轧产线在生产薄规格带钢时容易出现肋浪缺陷，而目前缺少对薄规格带钢肋浪的定量分析以及相应的消除手段。本文利用基于差分法的辊系轧件耦合模型，对薄规格带钢工况进行了仿真，通过断面形状和残余应力分布在热连轧中的演变过程发现：带钢在上游大轧制力和大压下量的工况下会形成高次断面形状，与下游特别是末机架小轧制力和小压下量下的辊缝形状不匹配，从而造成肋部压下量和压应力增加，导致肋浪。高次断面形状可以由六次多项式曲线来表示，因此开发了一种综合二次、四次、六次凸度的高次工

作辊形设计方法, 实现高次辊形分量的灵活调整, 以匹配不同产线和工况下出现的不同断面形状。新的高次辊形在不同窜辊位置下均有较好的辊缝形状保持性, 因此与大行程窜辊并不冲突, 可用于精轧下游机架。全幅宽板形仿真分析与上机实验均验证了新高次辊形技术控制肋浪的有效性。

参考文献

- [1] Shao J, He A R, Kong F F, et al. Research and application of work roll contour technology on thin gauge stainless steel in hot rolling. *Open Mechanical Engineering Journal*, 2015, 9(1): 111
- [2] 张玉文, 师可新, 李军明, 等. 高强薄规格热轧卷板肋浪的控制研究. 轧钢, 2019, 36(02): 19
(Zhang Y W, Shi K X, Li J M, et al. Research on the control measures of the rib waves defect on the high strength and thin Gauge hot rolled coil. *Steel Rolling*, 2019, 36(02): 19)
- [3] Zhou Z, Thomson P F, Lam Y C, et al. Predicting quarter-buckling and herringbone buckling in rolled strip. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science*, 2007, 221(2): 143
- [4] Ma X, Wang D, Liu H. Coupling mechanism of control on strip profile and flatness in single stand universal crown reversible rolling mill. *Steel Research International*, 2017:1600495
- [5] 丁志宇, 魏博, 谢建中. 轧辊分段冷却技术在鞍钢 1450 板形控制中的应用. 鞍钢技术, 2009, (03): 58
(Ding Z Y, Wei B, Xie J Z. Application of roll stepped cooling technology for sheet shape control in Angang 1450 mm continuous cold rolling mills. *Angang Technology*, 2009, (03): 58)
- [6] Turley J W, Pollastrelli A, Brecy M. Control of quarter buckle on sendzimir 20-h mills. *Iron and Steel Engineer*, 1999, 76(3): 35
- [7] 李洪波, 张杰, 曹建国, 等. 五次 CVC 工作辊辊形与板形控制特性. 机械工程学报, 2012, 48(12): 24
(Li H B, Zhang J, Cao J G, et al. Roll contour and strip profile control characteristics for quintic CVC work roll. *Journal of Mechanical Engineering*, 2012, 48(12): 24)
- [8] Seilinger A, Mayrhofer A, Kainz A. Smart crown - a new system for improved profile and flatness control in rolling mills. *Revue De Metallurgie*, 2003, 100(1): 43.
- [9] Li H, Yao C H, Shao J, et al. Prediction and control technology of stainless steel quarter buckle in hot rolling. *Metals*, 2020, 10(8): 1060
- [10] 李辉. 热轧高强钢平整四分之一浪产生机理和控制研究[D]. 北京: 北京科技大学, 2022
(Li H. Research on Mechanism and Control of Quartic Buckle of Hot-rolled High-strength Strip in Temper Rolling [Dissertation]. Beijing: University of Science and Technology Beijing, 2022)
- [11] Moazeni B, Salimi M. Investigations on relations between shape defects and thickness profile variations in thin flat rolling. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2015, 77(5-8): 1315
- [12] 姚驰寰. 基于准三维差分法的热轧带钢板形预测模型研究[D]. 北京: 北京科技大学, 2021
(Yao C H. Research on Shape Prediction Model of Hot-rolled Strip based on Quasi-3D Finite Difference Method [Dissertation]. Beijing: University of Science and Technology Beijing, 2021)

作者简介

毛亮（1982.10），男，辽宁省铁岭市人，本钢集团首席工程师。2007年毕业于辽宁工程大学控制理论与控制工程专业，硕士研究生，高级工程师，从事热轧带钢生产工艺、二级模型研究工作，通信地址：辽宁省本溪市山水人家C区，E-mail：gulangml1027@163.com。

录用稿件，非最终出版稿