

热轧带钢金属横向流动及影响因素

李成伟, 王晓晨[✉], 杨 荃, 王连生

北京科技大学高效轧制国家工程研究中心, 北京 100083

✉ 通信作者, E-mail: wangxiaochen@ustb.edu.cn

摘 要 提出了一种分析热轧带钢金属横向流动问题的新方法. 首先使用 ANSYS 软件建立辊系-轧件静力学耦合模型, 计算并提取变形后工作辊有载辊形曲线; 然后使用 ANSYS/LS-DYNA 建立动力学分析模型, 采用已得到的有载辊形曲线, 模拟带钢轧制过程, 求解得到沿带钢全宽的横向流动状态; 并进一步分析了弯辊力、工作辊辊形以及来料凸度变化等因素对带钢金属横向流动的影响, 得到基于插值计算的带钢横向流动计算模型. 有限元方法验证了计算模型的可靠性.

关键词 热轧; 带钢; 金属流动; 有限元法; 数学模型; 插值

分类号 TG335.11

Metal transverse flow and its influence factors of hot rolled strips

LI Cheng-wei, WANG Xiao-chen[✉], YANG Quan, WANG Lian-sheng

National Engineering Research Center for Advanced Rolling Technology, University of Science and Technology Beijing, Beijing 100083, China

✉ Corresponding author, E-mail: wangxiaochen@ustb.edu.cn

ABSTRACT A new method was proposed for analyzing metal transverse flow in hot rolling processes. Firstly a static roll-strip coupling model was established by ANSYS finite element simulation software, and the work roll contour under loading was extracted from the calculation results. Secondly, with the extracted work roll contour, a dynamic roll-strip coupling model was built by ANSYS/LS-DYNA simulation software and the rolling process was well simulated, then the metal transverse flow state in the whole strip width range was solved. Besides, the influences of bend force, initial roll contours, and strip crown on the metal transverse flow were analyzed. On the basis of these analyses, a calculation model of metal transverse flow during hot rolling was obtained by an interpolation method. The model was proved to be reliable by the finite element method.

KEY WORDS hot rolling; strip steel; metal flow; finite element method; mathematical models; interpolation

金属带材的变形理论是联系辊系变形和轧后带材板形的桥梁, 研究轧制过程中带材塑性变形对整个板形生成理论有着重要意义. 目前传统二维轧制理论已无法准确分析和解决用户要求越来越高的宽带钢板形问题, 而考虑金属横向流动和立足于分析带钢断面、板形生成机理的三维轧制理论成为热点研究方向. 在三维轧制板形计算体系中, 辊缝形状方程与轧后平坦度方程的原理已十分成熟, 但通过轧制前后带钢断面计算轧后平坦度, 却受到横向流动计算精度的限制, 因此金属的横向流动是整个计算体系中亟待解决的薄弱环节.

基于三维轧制理论的仿真计算模型分为两种建模思路: 一种是迭代计算模型, 即分别建立辊系变形模型 (如二维变厚度有限元法或影响函数法^[1]) 和轧件变形模型 (如三维差分法^[2]), 然后根据接触力和变形的协调关系对两个模型进行相互迭代计算; 另一种是一体化耦合模型, 即基于 ANSYS、Marc、ABAQUS 等大型商用有限元软件建立辊系-轧件有限元耦合模型^[3-4], 建模过程中可将轧件视为弹塑性或刚塑性材料, 轧辊与轧件通过接触处理进行耦合.

然而, 在迭代计算模型中, 针对宽带钢的轧件

变形模型往往需要首先假设横向流动函数，否则容易导致三维迭代发散，这使得该模型不但无法求解横向流动，反而需要依赖准确的横向流动计算结果。对于有限元一体化模型，又分为两种具体的建模方法，即类似于平板压缩的隐式静力学模型^[5-6]和更好模拟实际轧制过程的显式动力学模型^[7-9]。前者虽然可以得到比较准确的辊系弹性变形结果^[10-11]，但由于模拟轧制变形区与实际工况有较大差别，使带钢的变形失真，难以得到准确的带钢金属横向流动计算结果；而后者在模拟轧辊旋转轧制过程中难以模拟辊系变形，更难以考虑弯辊力等板形调节手段的调控效果。

针对金属横向流动问题研究的迫切需求，本文在前人研究基础上，提出了研究热轧带钢金属的横向流动问题的新方法，有效结合有限元隐式静力学分析与显式动力分析来求解热轧带钢金属横向流动函数，并分析弯辊力、工作辊辊形以及来料凸度变化等不同影响因素对横向流动的影响。文中的金属横向流动表示带钢宽度处某点在相应轧制工况条件下沿带钢宽度方向的位移。

1 模型建立

本文仿真计算模型建立分两个步骤：首先通过轧辊-轧件整体耦合模型，对弯辊力、工作辊辊形以及来料凸度等因素用进行静力学分析；然后将静力学分析计算得到的变形后辊形曲线作为工作辊初始综合辊形，并将工作辊处理为刚性体，将轧件处理为弹塑性体，进行轧制过程的动力学分析，求解得到轧制过程中金属横向流动状态。这种建模方式，兼具静力学分析与动力分析的优点，采用间接方法实现了不同板形影响因素在动力学模型中的施加，得到符合实际轧制工况的金属横向流动求解，并显著减少了计算所需时间，提高了计算效率。

1.1 隐式静力学辊系-轧件耦合模型

以某厂 1780 mm 四辊热轧机 F6 机架为例，采用 ANSYS 软件建立辊系-轧件耦合静力学分析模型如图 1 所示。带钢材料为 Q235B；带钢在此机架处的温度约为 885 ℃，由此确定出带钢的变形抗力

为 150 MPa。模型几何参数和材料参数如表 1 所示。

根据辊系结构的对称性，取上半部分进行分析。在保证计算结果精度的前提下，采用轧辊内部网格稀疏划分、轧件以及各个接触区细密划分的方法尽可能减少模型单元数目。模型中工作辊和支撑辊均采用 SOLID45 单元；考虑到带钢的大变形，带钢采用 SOLID185 单元。整体模型单元总数为 74444 个，节点 79185 个；除模型对称面处设置对称面约束外，共有约束点两个，分别设置在工作辊、支持辊辊身中间径向截面的中心点上，约束辊子的轴向位移。按照非对称方式进行接触面设置，采用 CONTA174 单元和 TARGE170 单元把接触对设置为柔-柔面面接触。外部载荷为作用在支持辊两端轴颈中心点上的轧制力以及工作辊两端轴颈中心点上的弯辊力。

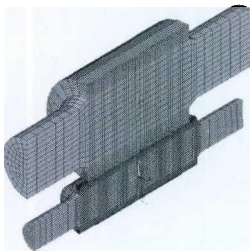


图 1 辊系-带钢耦合静力学分析模型
Fig.1 Static rolls-strip coupling model

表 1 静力学耦合模型参数	
Table 1 Parameters of the static coupling model	
参数	数值
工作辊直径 × 辊身长度/(mm×mm)	φ690 × 2080
支持辊直径 × 辊身长度/(mm×mm)	φ1450 × 1780
弯辊力作用点中心距/mm	3080
轧制力作用点中心距/mm	2930
轧辊弹性模量/TPa	0.21
带钢弹性模量/TPa	0.127
带钢屈服极限/MPa	150
带钢宽度/mm	1510
轧辊泊松比	0.3
带钢泊松比	0.345

仿真工况采用该 1780 mm 机组的实际生产工艺数据，如表 2 所示。工作辊辊形曲线及来料断面曲线均假设为二次抛物线。仿真计算不同工况便可得出动力学仿真模型所需的初始综合辊形。

表 2 仿真工况设置
Table 2 Set of simulation parameters

轧制力, F_R /kN	弯辊力, F_B /kN	来料凸度, C_P /μm	工作辊初始辊形, C_W /μm
10000	0, 500, 1000, 1500	0, 40, 80, 120	0, -75, -150

1.2 轧制过程的动力学分析模型

静力学耦合模型计算出的工作辊变形后的辊形作为初始综合辊形，用 ANSYS/LS-DYNA 建立

热轧带钢轧制的动力学分析模型如图 2 所示。模型中来料凸度仍然选取表 2 中的四种凸度值。根据模型的对称性，取工作辊的 1/2、带钢的 1/4 建立模

型, 其中带有初始综合辊形的工作辊取为刚性体, 带钢取为弹塑性体. 轧辊与带钢均为 SOLID164 单元, 模型单元总数为 245000 个.

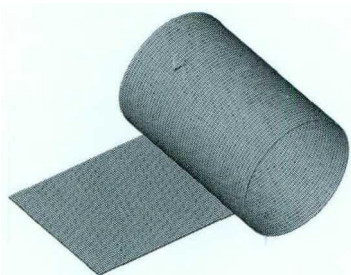


图 2 三维动力学分析模型

Fig.2 3D dynamic model

为了保证得到轧制稳定段的轧后带钢, 需对带钢的建模长度进行选择, 根据大量工况试算, 带钢长度取为 1000 mm; 带钢压下量根据静力学耦合模型的分析结果, 取入口厚度为 20 mm, 压下量为 2 mm; 整个轧制过程为: 轧辊匀速转动, 圆周线速度为 $2.452 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$. 带钢以接近于轧辊圆周线速度的初速度被轧辊咬入, 咬入后靠工作辊与带钢之间的摩擦完成整个轧制过程, 在此过程中静摩擦因数取 0.3, 动摩擦因数取 0.2. 由于模型的继承性, 工作辊、带钢的材料参数仍与静力学模型中参数一致.

2 仿真计算结果与分析

由于动力学分析模型使用静力学耦合模型计算所得的变形后工作辊辊形为初始的综合辊形, 因此静力学耦合模型与动力学模型是一一对应的关系, 即对表 2 中的每一组组合工况, 均进行静力学耦合模型的建模与计算, 并根据静力学计算结果建立对应工况的动力学仿真模型.

经仿真计算并对比结果可知, 各工况计算结果趋势一致. 根据表 2 工况设置任取一组工况仿真计算结果进行分析. 取初始工作辊凸度 $-75 \mu\text{m}$ 、弯辊力 500 kN 和来料凸度 $0 \mu\text{m}$ 进行仿真计算分析. 避开带钢咬入段和抛钢段, 选取稳定轧制区沿带钢宽度方向的单元节点, 得到的横向流动结果如图 3 所示, 宽度方向为距离带钢中心距离, 模型中带钢厚度方向共划分为四层单元、五层节点.

由图 3 可以看出, 由带钢中部到边部, 每层节点的横向流动值都逐渐变大, 在距带钢边部 100 mm 左右开始变大更为明显, 这是因为带钢边部区域 (即边降区) 的金属横向流动阻力明显比带钢中部小, 因此在该区域内会出现横向流动明显增大的现象. 这五层节点沿带钢宽度方向的横向流动趋势基本一致, 各层之间差别最大的是第一层节点的横

向流动值, 这是因为第一层节点是和工作辊直接接触的, 工作辊和带钢之间的摩擦力阻碍了该层节点的横向流动所导致.

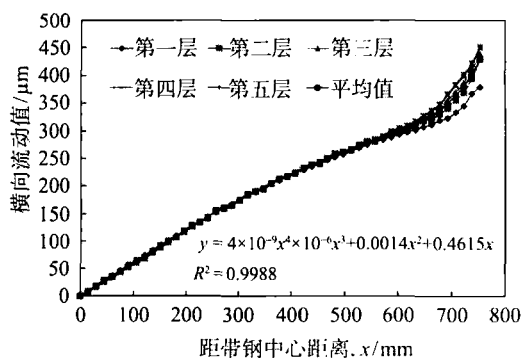


图 3 各层节点的金属横向流动值

Fig.3 Metal transverse flow values of nodes in each layer

经数据拟合发现, 带钢每一层节点的横向流动都可以用四次曲线进行很好的拟合. 图 3 中的方程就是沿带钢厚度方向五层节点横向流动平均值的拟合方程. 可以看出用四次曲线拟合的相关度为 99.88%, 精度满足要求.

2.1 弯辊力对金属横向流动的影响

作为板形调控的一种重要手段, 弯辊力的变化会直接改变带钢出口断面轮廓, 因而直接影响金属的横向流动. 图 4 给出了工作辊初始辊形 $-75 \mu\text{m}$ 、来料凸度为 $80 \mu\text{m}$ 时对应的四种弯辊力情况下的横向流动仿真结果.

由图 4 可以得出: 随着弯辊力的增加, 金属横向流动明显减小. 在弯辊力为 0 kN 时, 带钢横向流动的最大值为 $334.7 \mu\text{m}$, 而在弯辊力为 1500 kN 时横向流动的最大值只有 $176.3 \mu\text{m}$. 对带钢宽度方向上确定的一点, 弯辊力对该点横向流动值的影响是线性的.

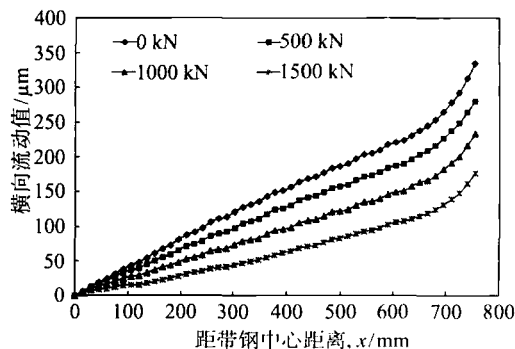


图 4 不同弯辊力对应的金属横向流动值

Fig.4 Metal transverse flow at different roll bending forces

为了充分描述弯辊力对带钢整个宽度方向横向流动的影响, 定义弯辊力对横向流动的影响系数函数 $K_{BF}(x)$, 其意义为弯辊力变化 1 kN, 对应带

钢宽度上的横向流动变化量, 单位为 μm 。如图 5 所示, 负值表示随弯辊力的增加, 横向流动值变小。对于沿带钢宽度的 $K_{\text{BF}}(x)$ 可用四次曲线进行拟合, 拟合公式为

$$K_{\text{BF}}(x) = -10^{-12}x^4 + 2 \times 10^{-9}x^3 - 6 \times 10^{-7}x^2 - 10^{-4}x.$$

(1)

式中, x 为距带钢中心的距离, mm 。

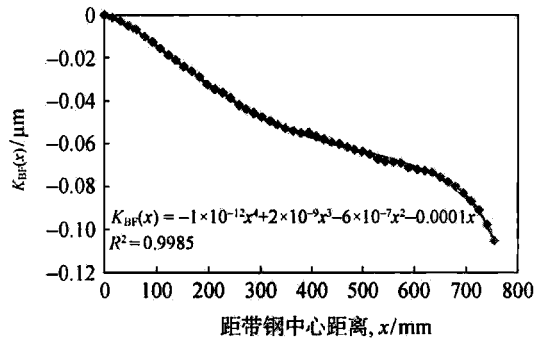


图 5 弯辊力对金属横向流动的影响系数函数 $K_{\text{BF}}(x)$

Fig.5 Influence coefficient $K_{\text{BF}}(x)$ of bending force on metal transverse flow

2.2 工作辊辊形对金属横向流动的影响

图 6 为来料凸度为 $80\ \mu\text{m}$ 、弯辊力为 $1000\ \text{kN}$ 情况下, 三种不同工作辊初始辊形对金属横向流动的影响。可以看出: 随着工作辊凸度的负向增大, 横向流动值增大。在工作辊凸度为 $-150\ \mu\text{m}$ 时横向流动最大值为 $263\ \mu\text{m}$, 而在工作辊凸度为 $0\ \mu\text{m}$ 即为平辊时横向流动的最大值为 $212\ \mu\text{m}$ 。

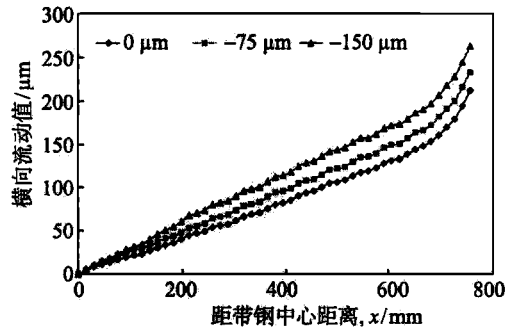


图 6 不同工作辊初始辊形对应的金属横向流动值

Fig.6 Metal transverse flow at different initial roll contours

定义工作辊初始辊形对横向流动的影响系数函数 $K_{\text{WC}}(x)$, 其意义为工作辊初始凸度负向增大 $1\ \mu\text{m}$ 时, 对应带钢宽度上的横向流动变化值, 单位 μm 。如图 7 所示, 对 $K_{\text{WC}}(x)$ 进行数据拟合可得拟合公式为

$$K_{\text{WC}}(x) = 8 \times 10^{-10}x^3 - 1 \times 10^{-6}x^2 + 8 \times 10^{-4}x.$$

(2)

2.3 来料凸度对金属横向流动的影响

在实际轧制过程中, 入口带钢断面并不是规则的矩形, 而是带有一定的初始凸度, 这必然会影

响到轧制压力的分布, 并最终影响到金属的横向流动和轧后板形^[12]。图 8 为工作辊初始辊形为 $-75\ \mu\text{m}$ 、弯辊力为 $500\ \text{kN}$ 情况下, 来料凸度对横向流动的仿真计算结果。可以看出: 随着来料凸度的增加, 横向流动明显变小。在来料凸度为 $0\ \mu\text{m}$ 时横向流动最大值为 $430.3\ \mu\text{m}$, 而来料凸度为 $120\ \mu\text{m}$ 时横向流动最大值只有 $214.4\ \mu\text{m}$ 。由图 8 可明显看出: 对于带钢宽度上确定的一点, 来料凸度对该点横向流动值的影响是线性的。

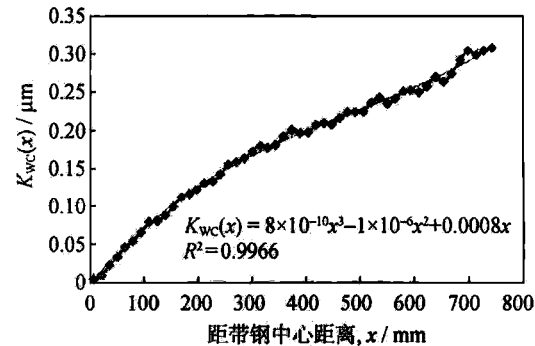


图 7 初始辊形对金属横向流动的影响系数函数 $K_{\text{WC}}(x)$

Fig.7 Influence coefficient $K_{\text{WC}}(x)$ of initial roll contours on metal transverse flow

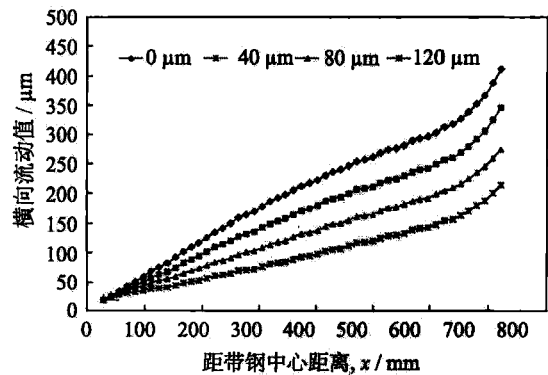


图 8 不同来料凸度对应的金属横向流动值

Fig.8 Metal transverse flow at different initial strip crowns

同样, 定义来料凸度对横向流动的影响系数函数 $K_{\text{PC}}(x)$, 其意义为带钢凸度变化 $1\ \mu\text{m}$ 时, 对应带钢宽度上的横向流动变化值, 单位 μm 。负值表示随着来料凸度的增加, 横向流动值变小。图 9 给出了 $K_{\text{PC}}(x)$ 随带钢宽度的变化趋势。对 $K_{\text{PC}}(x)$ 进行数据拟合可得拟合公式为

$$K_{\text{PC}}(x) = -2 \times 10^{-11}x^4 + 3 \times 10^{-8}x^3 - 8 \times 10^{-6}x^2 - 2.5 \times 10^{-3}x.$$

(3)

由 $K_{\text{PC}}(x)$ 在带钢边部的最大值为 -1.83325 可知: 来料凸度的变化对横向流动的影响非常大。

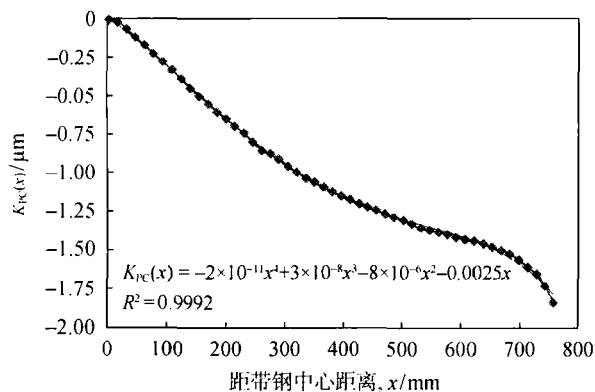


图9 来料凸度对金属横向流动的影响系数函数 $K_{PC}(x)$

Fig.9 Influence coefficient $K_{PC}(x)$ of initial strip crown on metal transverse flow

3 基于插值计算的带钢金属横向流动计算模型的建立

由大量工况模拟计算并对结果进行对比分析可得,弯辊力影响系数函数 $K_{BF}(x)$ 受工作辊初始辊形以及来料凸度的影响很小,辊形及来料凸度改变量的极限变化量所引起的 $K_{BF}(x)$ 偏差在 6% 以内.同样也可以得到工作辊初始辊形影响系数函数 $K_{WC}(x)$ 、来料凸度影响系数函数 $K_{PC}(x)$ 不受另外两种因素的影响.就是说,这三个影响系数函数中的任意一个并不随着另外两个的变化而变化,三者保持了很好的线性无关性.

因此,可建立基于插值计算的带钢横向流动计算模型,设横向流动函数为 $F(x)$,则有

$$\Delta F(x) = K_{BF}(x) \cdot \Delta F_B + K_{WC}(x) \cdot \Delta C_W + K_{PC}(x) \cdot \Delta C_P. \quad (4)$$

式中: $\Delta F(x)$ 为横向流动函数的变化, μm ; ΔF_B 为弯辊力的变化量, kN ; ΔC_W 为工作辊初始辊形的变化量, μm ; ΔC_P 为来料凸度的变化量, μm .

根据横向流动函数计算模型,只要得到一组工况下沿带钢宽度方向的横向流动值,便可以根据 $K_{BF}(x)$ 、 $K_{WC}(x)$ 和 $K_{PC}(x)$ 计算出任意弯辊力、工作辊初始辊形以及来料凸度组合工况下沿带钢宽度方向的横向流动值.以下将对该模型计算精度进行验证.

选取工作辊初始辊形 $-75 \mu\text{m}$ 、来料凸度 $80 \mu\text{m}$ 和弯辊力 0 kN 时的工况为基准,采用上述模型计算工作辊初始辊形 $-150 \mu\text{m}$ 、来料凸度 $120 \mu\text{m}$ 和弯辊力 1000 kN 时的金属横向流动值.

首先任取带钢宽度方向上一点,如取距带钢中心 604 mm 处一点,根据基准工况得出该点的横向流动值为 $221.49 \mu\text{m}$.

然后根据 $K_{BF}(x)$ 、 $K_{WC}(x)$ 和 $K_{PC}(x)$ 计算出该点处的各个影响系数,分别为 -0.07221 、 0.255487 和 -1.42768 .

最后由以上各系数结合基准工况值,即可求得工作辊初始辊形 $-150 \mu\text{m}$ 、来料凸度 $120 \mu\text{m}$ 和弯辊力 1000 kN 时该点的横向流动值为 $111.34 \mu\text{m}$.通过建立有限元模型计算出的该点横向流动值为 $116.61 \mu\text{m}$.由此可得本模型的计算偏差为 4.52% ,计算精度满足要求,证明本模型是合理有效的.

4 结论

(1) 提出结合两种有限元仿真模型——隐式静力学模型和显式动力学模型——的横向流动计算方法.首先通过静力学耦合模型,得到不同工况条件下的有载辊形曲线;然后将静力学分析计算得到的变形后辊形曲线作为工作辊初始综合辊形,建立动力学模型并将工作辊处理为刚性体,将轧件处理为弹塑性体,进行动力学分析,求解得到轧制过程中金属横向流动状态.

(2) 通过求解得到横向流动的分布趋势,即横向流动值沿带钢宽度方向由中部向边部逐渐变大,在距带钢边部 100 mm 左右增加幅度更为明显.同时,系统分析了弯辊力、工作辊初始辊形以及来料凸度等因素对热轧带钢金属横向流动的影响,提出沿带钢宽度方向的金属横向流动值可以用四次曲线进行很好的拟合.

(3) 在分析结果基础上,分别定义了弯辊力、工作辊初始辊形以及来料凸度沿带钢全宽对横向流动的影响系数函数 $K_{BF}(x)$ 、 $K_{WC}(x)$ 和 $K_{PC}(x)$,并确定它们之间是线性无关的.在此基础上,建立基于插值计算的带钢金属横向流动计算模型,通过插值计算可以求解任意工况下的横向流动,为建立辊系-轧件迭代计算模型提供了数据依据,从而有效提高了带钢轧制过程在线板形计算模型的计算精度,为整个板形计算体系的完善奠定基础.

参考文献

- [1] Chen X L, Zou J X. A specialized finite element model for investigating controlling factors affecting behavior of rolls and strip flatness // *Proceedings of the 4th International Steel Rolling Conference*. Deauville, 1987: 41
- [2] Wang L S, Yang Q, He A R, et al. Thickness and transverse distribution of roll pressure for hot-rolled wide Strip. *Iron Steel*, 2011, 46(6): 55

- (王连生, 杨荃, 何安瑞, 等. 热轧宽带钢厚度及轧制力横向分布的研究. 钢铁, 2011, 46(6): 55)
- [3] Shi X, Li S Q, Liu X H, et al. FEM analysis for steel strip deformation in cold rolling process. *Iron Steel*, 2004, 39(11): 45
- (时旭, 李山青, 刘相华, 等. 薄带钢冷轧过程带钢变形的有限元分析. 钢铁, 2004, 39(11): 45)
- [4] Zhang Y, Yang Q, Wang X C, et al. Analysis of cold-rolled strip profile in UCM mill by finite element method. *Key Eng Mater*, 2010, 443: 21
- [5] Zhang G M, Xiao H, Xie H B. Analysis of strip rolling using three-dimensional coupled finite element method. *J Plast Eng*, 2004, 11(5): 46
- (张国民, 肖宏, 谢红飙. 板带轧制过程的三维耦合有限元分析. 塑性工程学报, 2004, 11(5): 46)
- [6] Montmitonnet P. Hot and cold strip rolling processes. *Comput Methods Appl Mech Eng*, 2006, 195(48/49): 6604
- [7] Liu D Y, Shen G X, Yu C X. Study on the multiple boundary element method for three-dimensional elastic contact problem with friction // *Advance in Boundary Element Techniques IV*. London: Queen Mary University, 2003: 155
- [8] Du X Z. *Research on Mechanics of Edge Drop and its Control Technology in Cold Strip Mill for High Precision Silicon Steel* [Dissertation]. Beijing: University of Science and Technology Beijing, 2010
- (杜晓钟. 高精度硅钢冷连轧机边部减薄机理及控制技术研究 [学位论文]. 北京: 北京科技大学, 2010)
- [9] Zhao Y, Yang Q, Liu H Q, et al. Application of full restart method in FEM analysis of plate rolling // *2010 International Conference on Mechanic Automation and Control Engineering*. Wuhan: 5650
- [10] Zhang Y, Yang Q, Shao J, et al. Effect of the end shape of tapered work roll on edge drop of cold rolled strip // *3rd International Conference on Mechanical Engineering and Mechanics*. Beijing, 2009, 2: 1411
- [11] Sun J N, Du F S, Li X T. FEM simulation of the roll deformation of six-high CVC mill in cold strip rolling // *2008 International Workshop on Modeling, Simulation and Optimization*. Hong Kong, 2008: 412
- [12] Wu Q H. *Research on Control Model and Strategy of Wide Strip in Hot Rolling* [Dissertation]. Beijing: University of Science and Technology Beijing, 2001
- (吴庆海. 热轧宽带钢板形控制模型及策略的研究 [学位论文]. 北京: 北京科技大学, 2001)