

230 mm × 1 500 mm 板坯连铸凝固过程传热与机械变形的有限元分析

詹美珠

(首钢京唐钢铁联合有限责任公司制造部,唐山 063200)

摘要 根据 Q235B 低碳钢 230 mm × 1 500 mm 板坯凝固和高温力学特性,建立铸坯凝固过程温度场和应力场热-力耦合有限元分析模型,采用有限元分析软件 MSC. Marc 进行耦合计算。结果表明,在当前工况下,铸坯冶金长度约 33 m,两相区长度 16 m;坯壳由压缩向拉伸过渡,在坯壳内侧前沿为完全拉伸状态,铸坯存在展宽现象;计算值和实测值均表明,Q235B 钢在模拟工况下,实际铸坯尺寸比公称尺寸大 10 mm 左右。

关键词 230 mm × 1 500 mm 板坯 连铸过程 热力耦合模型 温度分布 鼓肚 展宽

A Finite Element Analysis on Thermal Transformation and Thermal-Mechanical Deformation during 230 mm × 1 500 mm Slab Casting and Solidifying Process

Zhan Meizhu

(Manufacturing Department, Shougang Jingtang Iron and Steel United Co Ltd, Tangshan 063200)

Abstract According to solidifying and mechanical characteristics of low carbon steel Q235B 230 mm × 1 500 mm slab at elevated temperature, a couple thermal and mechanical finite element analysis model for temperature field and stress field of slab during casting process has been established, and the coupling calculation is carried out by using definite element software MSC. Marc. Results show that at present situation the metallurgical length is about 33 m and the length of two-phase region is 16 m; the slab shell transits from compression status to tension status and the complete tension status is at front of inside of shell; there is spread phenomenon of slab; and the calculated value and measured value all indicate that in simulation condition the real dimension of Q235B steel slab is larger than normal dimension by about 10 mm.

Material Index 230 mm × 1 500 mm Slab, Continuous Casting Process, Thermal-Mechanical Coupled Model, Distribution of Temperature, Bulging, Spread

由于连铸过程的力学状态复杂,所涉及的力学参数和模型求解都有很大难度,导致连铸过程中力学模型研究还不够成熟。随着计算机硬件的发展、有限元算法和求解技术的日渐完善,铸坯应力场模型求解基本不存在问题。关于较为成熟的有限元模型有 Grill 和 Schwerdtfeger 的二维变形有限元模型^[1]和 Okamura 和 Kawashima 的三维热弹塑性蠕变有限元模型^[2]。鉴于铸坯在铸机内热状态的复杂性以及实验研究的局限性,本研究建立钢水在铸机内凝固过程的二维热黏弹塑性热-力耦合分析模型,利用大型有限元分析软件包 MSC. Marc 对京唐 4[#]机实际类似浇铸条件下的传热与变形进行计算,并应用于连铸过程生产。

1 京唐 4[#]机设备参数与生产条件

4[#]连铸机是一台采用直弧型多点渐进弯曲矫正直新双流型连铸机。浇注宽度为 850 ~ 1 650 mm,厚度 230 mm,预留 250 mm。生产铸坯定尺 9 000 ~ 11 000 mm。铸机流间距 6 500 mm。铸机结晶器长

900 mm,垂直段长度 4 561 mm,弧形段基本弧半径为 9 500 mm,铸机总长 43 548 mm。工作拉速范围是 0.8 ~ 2.5 m/min。铸机共 19 个扇形段形式,气水雾化冷却动态控制,宽度调节,动态轻压下技术。生产钢种包括镀锌板用钢、超深冲用钢、结构用钢、低碳钢、汽车用钢、锅炉钢及压力容器用钢、船用钢、管线钢、耐候钢、桥梁钢等。模拟计算所需的工艺条件如表 1 所示。

Q235B 钢的生产工艺流程:KR 脱硫处理→常规转炉炼钢→RH 精炼→板坯浇铸。Q235B 钢的成

表 1 连铸工艺参数

Table 1 Parameters of continuous casting process

项目	参数
铸坯断面/mm	1 500 × 230
拉坯速度/(m · min ⁻¹)	1.5
浇铸钢种	Q235B
浇铸温度/°C	1 545
结晶器上口尺寸/mm	1 522.5 × 238
结晶器下口尺寸/mm	1 515 × 237
二次冷却控制方式	动态 + 静态配水
二次冷却方式	纯水 + 汽雾冷却

表 2 Q235B 钢的目标成分 / %
Table 2 Aim analysis of steel Q235B / %

C	Si	Mn	P	S	B	N
0.18	0.10	0.35	0.015	0.012	0.001 0	0.005 0

分如表 2 所示。

2 热力耦合模型描述

2.1 模型基本假设与有限元建模

模型构建与假设如下:(1)恒拉速浇铸,且忽略拉坯方向上的传热,即沿铸坯横断面方向,截取同时包括铸坯二维薄切片,建立二维非稳态模型;(2)坯壳为可变形体,忽略几何非线性,只考虑材料非线性;(3)结晶器和二冷支撑辊不参与传热计算,只用来控制铸坯变形,将其简化为刚性线;(4)凝固前沿钢水对流对传热的影响采用等效导热放大系数描述;(5)坯壳采用热弹性模型,满足广义平面应变假设;(6)铸坯不仅满足几何对称性,同时满足传热条件等物理对称性,取铸坯横断面1/4作为计算域。

2.2 有限元建模

2.2.1 离散网格

图 1 为计算域及其有限元网格。其中,采用 4 节点等参单元对计算域进行离散化。坯壳与铜板/二冷支撑辊界面用 MARC 的界面接触单元定义,以便计算过程适时判定接触状态。基于一致的有限元网格,交替进行温度场和应力场计算以实现热-力耦合。

2.2.2 初始条件

弯月面处铸坯温度分布均匀,等于钢水浇注温度。弯月面处,钢水与结晶器壁紧密接触,钢水静压力为 0。

2.2.3 边界条件

计算域内铸坯对称边界上为绝热和零位移边界条件。

结晶器传热采用热流密度边界,二冷采用换热系数边界条件。

钢水凝固过程,随着固液相界面的不断的推进,固相坯壳不断增厚,作用在凝固前沿的钢水静压力不断增加。模型中根据温度场计算结果确定凝固前沿,利用 MSC. Marc 的 FORCEM 在相应的单元上施



图 1 计算域及其有限元网格划分

Fig. 1 Calculation zone and finite element mesh division

加钢水静压力载荷,详细附加规则见文献[3]。

高温的凝固坯壳在钢水静压力作用下会发生弹性变形,有向外鼓出的趋势,并将受铜板/二冷支撑辊约束。模型通过接触算法进行铸坯表面约束设置,即当铸坯表面节点进入接触区域后可认为发生接触,铸坯节点的进一步向外法向位移即被约束,不会发生“铸坯表面节点穿透结晶器铜壁”的数值现象。

结晶器和二冷支撑辊采用刚性线表示模型通过控制切片不同时间点,也即弯月面不同高度下,计算域中刚性线的位置的运动轨迹来模拟实现结晶器/支撑辊与铸坯之间的位置。

2.3 铸坯的材料物性参数

所浇铸的 Q235B 钢凝固坯壳用热弹性模型描述,服从 Mises 屈服准则和等向强化,增量强化理论。采用 Sorimachi^[4] 给出的屈服极限数据,进入塑性变形阶段以后,加工硬化系数同样采用 Sorimachi 给出的钢在连铸条件下的应力-应变曲线。利用 MSC. Marc 子程序 WKSLP 添加钢的热弹性本构参数。

铸坯热膨胀系数采用实测与模型计算结合方法^[5],确定 Q235B 钢的瞬时线性热膨胀系数。液相导热按常规的液相导热放大系数乘以固相导热获得,用以描述浇注过程钢水流动对凝固传热的贡献。凝固潜热数值,采用固体比热理论中的混合定律来求得。凝固潜热在两相区释放,利用等效比热算法进行处理^[5]。

温度处于 900 °C ~ 固相线温度时,弹性模量采用 Mizukami 给出的实验数据回归公式^[6]。温度高于固相线温度(TS)时,采用 Friedman 的处理原则处理弹性模量^[7],即随着固相分率的下降,弹性模量由固相线处的值逐步降低到零强度温度处一个非常接近于 0 的一个小值,并在零强度温度以上恒定保持为这个小值。

当温度低于固相线温度(TS)时,研究采用 Uehara 的实验数据回归式^[8]。温度高于固相线温度时,仍采用 Friedman 的处理原则处理泊松比,即随着固相率的降低,泊松比由固相线处的值逐步增加到零强度温度处一个非常接近于 0.5 的值,并且在零强度温度以上恒定保持为该值。

3 结果分析及讨论

3.1 铸坯温度分布

以结晶器出口横断面上温度分布为例,分析在

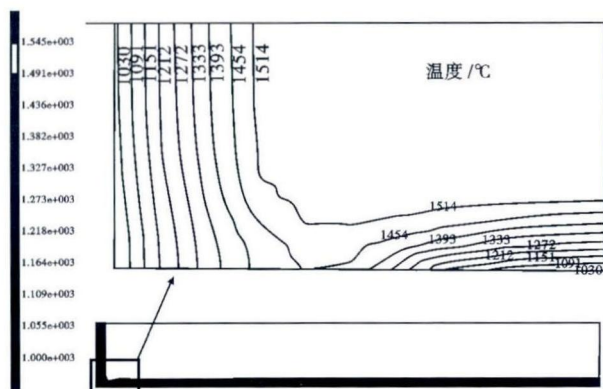


图 2 结晶器出口处结晶器铜板横断面温度分布
Fig. 2 Distribution of temperature of plate cross section of mold copper at mold outlet

横断面方向上温度特征,如图 2 所示。

由图 2 可知,远离铸坯角部区域的凝固坯壳温度场分布均匀。角部由于二维传热,起初较大的传热量使得该处坯壳凝固收缩较大,与铜板之间的气隙也相应较大。因此在随后的凝固过程中,气隙严重影响了角部传热,使得角部坯壳在钢水静压力作用下被重新压回到角部铜板区域。这样的传热、机械交互过程反复进行造成了角部温度的不均匀性。其他冷却区出口温度分布与此类似。

模型将扇形段支撑辊的传热考虑到二冷综合换热系数里,铸坯表面温度和中心温度沿拉坯方向的分布规律如图 3 所示。由图 3 可知,在当前工况下,冶金长度约 33 m,两相区长 16 m。

3.2 铸坯变形分析

与温度场分布对应,本文只分析具有代表性的结晶器出口出应力、应变特征。绝对值最大的主应力称作 Major 主应力。Major 主应力代表了该点作用最显著的应力大小和方向,可直观地表征材料中

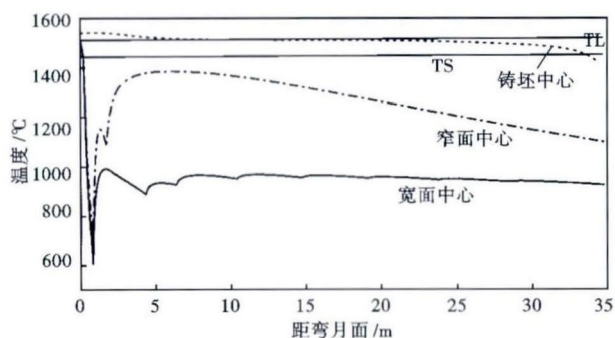


图 3 铸坯表面和中心温度沿拉坯方向的分布(弯月面到全凝固区域)

Fig. 3 Distribution of slab surface and center temperature along casting direction (region from meniscus to complete solidification zone)

拉伸区和压缩区的分布。Major 主应力的方向几乎是平行于坯壳内外侧边缘的,其原因可能与凝固过程中坯壳沿宽度方向的收缩变形所受约束较大有关。Major 主应变是主应变分量中绝对值最大的分量,其当前累积值能够表征该点当前起主导作用的变形趋势。Major 主应力与主应变如图 4 所示。由图 4 可知,坯壳外侧主要处于压应力状态,其中偏离角部部位外表面的压应力较大。由外向内,坯壳的力学状态由压缩向拉伸过渡,在坯壳内侧凝固前沿为完全拉伸状态。其他区域出口特征,不再详细赘述。

铸坯宽面和窄面鼓肚变形如图 5 所示。

由于板坯结构不同,宽面和窄面变性规律不同,宽面一直处于向外鼓肚趋势,在扇形段支撑辊的作用下,保持收缩。而窄面由于尺寸短,且没有支撑辊,鼓肚量很小,应该处于收缩状态,但是从图 5 上可以看出,从 6 m 以后铸坯变宽。其原因应该是铸坯在钢水静压力和收缩滚列的共同作用下产生的。

3.3 生产实际对比

通过模型计算,获得铸坯出铸机板坯宽度与实际测量值对比,如图 6 所示。

对比可知模型计算结果与实测数据基本吻合。同时计算和实测结果表明,在当前工况条件下,实际生产板坯宽度比冷态标称尺寸要大 10 mm 左右,即存在板坯展宽现象。

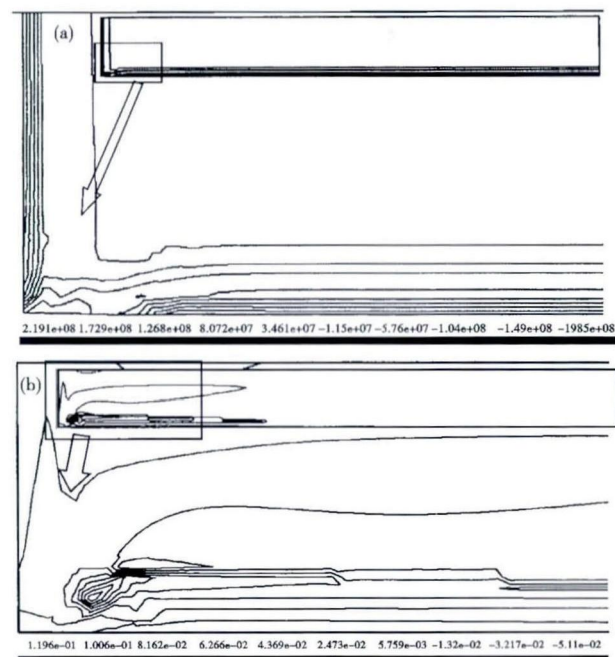


图 4 铸坯在结晶器出口处坯壳横断面内第一主应力(a)和主应变(b)等值线分布图

Fig. 4 Distribution of iso-major principle stress (a) and principle strain (b) in cross section of slab at mold outlet

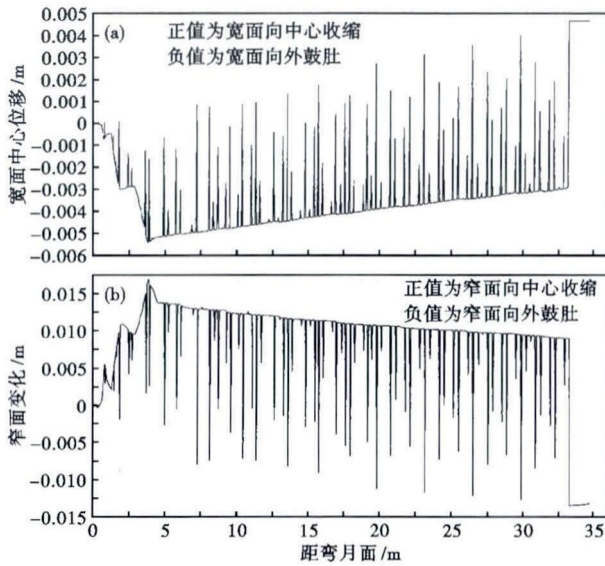


图 5 铸坯宽面(a)和窄面(b)变形沿拉坯方向上的分布(弯月面到全凝固区域)

Fig. 5 Distribution of deformation of slab width side (a) and narrow side (b) along casting direction (region from meniscus to complete solidification zone)

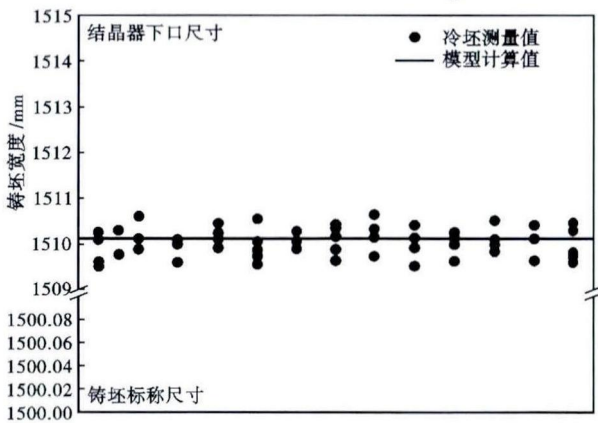


图 6 铸坯宽度模型计算值与实际测量值对比

Fig. 6 Comparison between model calculated value and real measured value of casting slab width

均匀。角部温度因二维传热和气隙共同作用,温度变化剧烈。在当前工况下,冶金长度约 33 m,两相区长 16 m。

(2)凝固坯壳的力学状态由压缩向拉伸过渡,在坯壳内侧凝固前沿为完全拉伸状态。宽面一直处于向外鼓肚趋势,在扇形段支撑辊的作用下,保持收缩;窄面铸坯存在向外鼓肚倾向,即铸坯存在展宽现象。

(3)模型计算获得冷态铸坯尺寸得到实际测量值的验证。同时计算值和实测值都表明,Q235B 钢种在模拟工况下存在展宽现象,实际铸坯尺寸比标称尺寸大 10 mm 左右。

参考文献

- [1] Grill A, Schwerdtfeger K. Finite Element Analysis of Bulging Produced by Creep in Continuously Cast Steel Slabs [J]. Ironmaking and Steelmaking, 1979, 6(3): 131-135.
- [2] Okamura K, Kawashima H. Three-dimensional Elasto-plastic and Creep Analysis of Bulging in Continuously Cast Slabs [J]. ISIJ International, 1989, 29(8): 666-672.
- [3] 崔立新. 板坯连铸动态轻压下工艺的三维热-力学模型研究 [D]. 北京: 北京科技大学, 2006: 80-81.
- [4] Sorimachi K, Brimacombe J K. Improvements in Mathematical Modeling of Stresses in Continuous Casting of Steel [J]. Ironmaking and Steelmaking, 1977, 4(4): 240-245.
- [5] 钱宏智. 钢铸态热膨胀特性研究 [J]. 钢铁研究学报, 2010, 23(3): 25-29.
- [6] Friedman E. Thermomechanical Analysis of the Welding Process Using the Finite Element Method [J]. Journal of Pressure Vessel Technology, 1975, 97(8): 206-213.
- [7] Mizukami H, Murakami K, Miyashita Y. Mechanical Properties of Continuously Cast Steel at High Temperatures, Nihon Kohan Corporation [J]. Tetsu-to-Hagane, 1977, 63(S652): 146.
- [8] Uehara I M, Samarasekera V, Brimacombe J K. Mathematical Modeling of Unbending of Continuously Cast Steel Slabs [J]. Ironmaking and Steelmaking, 1986, 13(1): 138-153.

詹美珠(1985-),女,助理工程师,2008年安徽工业大学(本科)毕业,炼钢技术研究。

4 结论

收稿日期:2013-09-05

(1) 远离铸坯角部区域的凝固坯壳温度场分布

欢迎订阅《特殊钢》杂志

全国各地邮局均可订阅(可破订)

邮发代号:38-183 定价:16.00元/期 96.00元/年 邮编:435001

地址:湖北省黄石市黄石大道316号新冶钢-大冶特殊钢股份有限公司《特殊钢》杂志社