

空心芯棒服役过程温度场及热疲劳有限元分析

赵志毅¹, 徐 锐², 吕庆功¹

(1. 北京科技大学, 北京 100083; 2. 宝钢轧辊科技有限责任公司, 江苏 常州 213012)

摘要: 针对 $\Phi 340$ mm MPM 机组芯棒服役过程建立三维有限元模型, 设计空心芯棒内径尺寸, 分析空心芯棒服役过程温度场和空心芯棒表面热疲劳。分析认为: 对于外径为 358.1 mm 的空心芯棒来说, 内径在 200~240 mm 时能较好地平衡减重和控制变形; 内径为 214 mm 的空心芯棒, 在轧制、第 1 次空冷、第 1 次水冷 3 个阶段的温度场与实心芯棒相同区域的温度场基本一致, 而在其他各服役阶段时的内表面温度比实心芯棒相同位置处高 13~18 °C。空心芯棒与实心芯棒的热应力的差别, 导致空心芯棒的环向和轴向裂纹比实心芯棒萌生更早、扩展速度更快。

关键词: 钢管; 连轧管机; 空心芯棒; 温度场; 热应力; 疲劳裂纹

中图分类号: TG355⁺.4 **文献标志码:** B **文章编号:** 1001-2311(2018)04-0011-07

Finite Element Analysis on Temperature Field and Thermal Fatigue of Hollow Mandrel in Servicing Process

ZHAO Zhiyi¹, XU Kun², LV Qinggong¹

(1. University of Science and Technology Beijing, Beijing 100083, China;

2. Baosteel Roll Technology Co., Ltd., Changzhou 213012, China)

Abstract: Based on the servicing process of the hollow mandrel of the $\Phi 340$ mm MPM, a 3-D FE mathematic model is set up. with which the ID dimensions of the mandrel is designed, and the temperature field and surface thermal fatigue of it in servicing process are analyzed. The analysis result reveals the facts as follows. For the hollow mandrel with OD as 358.1 mm, in case of ID as 200~240 mm, balance weight reduction and deformation control are better obtained, while in case of ID as 214 mm, the temperature fields of the hollow mandrel at the three phases i.e., rolling, the first air cooling and the first water cooling are almost the same as those of the solid mandrel at the same phases. However at the other servicing phases the inner surface temperatures of the former are 13~18 °C higher than those of the solid mandrel at the same positions. It is also revealed that the difference between the thermal stress of the hollow mandrel and that of the solid one leads to the result that both the circular and axial cracks of the former are developed earlier, and extended faster than those of the latter.

Key words: steel tube; mandrel pipe mill; hollow mandrel; temperature field; thermal stress; fatigue-caused cracking

芯棒是钢管生产中一种重要的变形工具, 对于大直径无缝钢管生产机组, 芯棒的尺寸也需要相应的增大, 由此带来的问题就是芯棒的质量大大增加, 因而增加了芯棒输送设备的负担, 并增加了芯棒的制造成本。空心芯棒就是针对这种大直径无缝

钢管的生产应运而生的。目前我国大直径无缝钢管连轧管机组较多, 仅 $\Phi 340$ mm 以上规格就有攀钢集团成都钢钒有限公司、天津钢管集团股份有限公司、衡阳华菱钢管有限公司、中国宝武钢铁集团有限公司等 9 条生产线^[1]。数量较多的大直径无缝钢管生产机组势必会对大直径芯棒出现大量需求, 因此空心芯棒有着广阔的市场前景。但是, 对于空心芯棒的研究, 国内开展的工作较少, 仅有少量关于

赵志毅(1962-), 男, 教授, 研究方向为钢管连轧工艺及设备。

空心芯棒制造工艺的论文^[2]。同样,空心芯棒服役条件也非常恶劣,温度场变化情况较为复杂,并且需要承受急冷急热的热应力,对于其在无缝钢管轧制过程的变形情况以及使用循环过程的温度场及应力场还没有公开发表的研究成果。长期服役之后,芯棒会出现疲劳裂纹等形式的缺陷。建立空心芯棒服役过程的有限元模型,分析其变形、温度场及热应力方面的情况,能够为国内芯棒制造厂和钢管生产厂提供一定的参考。

1 空心芯棒服役过程有限元模型的建立

以 $\Phi 340$ mm 限动芯棒连轧管机组为建模对象,该机组为5机架二辊连轧管机组。研究采用 $\Phi 339.72$ mm \times 12.19 mm(K55)规格,毛管尺寸为 $\Phi 428$ mm \times 26.2 mm \times 9 898 mm,材质Q345;芯棒材质为H13钢,直径为358.1 mm,芯棒限动速度为1 m/s。为了分析不同内径尺寸的空心芯棒变形情况,设计合理的内径尺寸,分别建立内圆直径为0, 60, 100, 120, 140, 160, 180, 200, 220, 240, 260, 280, 300, 320 mm的14个空心芯棒模型进行计算。通过分析减重和变形两方面的因素,为该芯棒设计内径尺寸,并分析该尺寸的空心芯棒在服役过程中的温度场和热疲劳。

将芯棒的一个使用循环划分为8个阶段,芯棒使用循环各阶段情况如图1所示。相应的,建立的有限元模型也设有8个分析步骤,分别模拟芯棒在这8个服役阶段中的温度场及热应力状态。

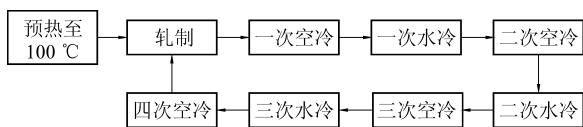


图1 芯棒使用循环各阶段情况

芯棒各使用阶段的服役条件、持续时间和传热方式分别为:

(1) 轧制。轧制前,芯棒插入毛管中,管坯温度约1 100 ℃。在轧制过程中,芯棒以限动速度前进,限动速度小于各道次毛管速度。在这一过程中,芯棒与毛管之间存在较强的热传导和辐射换热。由于时间较短,对流换热的影响可以忽略不计。根据现场实测,此过程持续时间约为13.4 s。

(2) 第1次空冷。连轧完毕后,钢管和芯棒一起被轧管机抛出,输送到脱管机上,钢管前端被脱

管机沿着轧制方向拉出,芯棒则返回。从荒管脱出到进入预冷却隧道进行冷却这一过程中,芯棒换热条件为与空气的对流换热和辐射换热。将这一过程称之为第1次空冷。根据现场实测,这一过程持续时间约为23.4 s。

(3) 第1次水冷。芯棒在预冷却隧道中受到冷却水的冷却作用,换热条件为对流换热,称这一过程为第1次水冷。根据现场实测,这一过程持续时间约为7.8 s。

(4) 第2次空冷。芯棒从预冷却隧道出来直到进入下一个水冷过程,换热条件为与空气对流换热和辐射换热,称这一过程为第2次空冷。根据现场实测,这一过程持续时间约为38.9 s。

(5) 第2次水冷。芯棒第2次水冷方式为喷淋冷却,由于水量较大,因此冷却作用较强。此过程持续时间约为14.4 s。

(6) 第3次空冷。芯棒的第2次水冷之后,会被移位至下一次水冷的冷却位置。这一过程中芯棒的换热方式为与空气的对流换热和辐射换热,称之为第3次空冷。根据现场实测,这一过程持续时间约为13.3 s。

(7) 第3次水冷。同第2次水冷的条件相同,芯棒第3次水冷方式为喷淋冷却。根据现场实测,这一过程持续时间约为12.5 s。

(8) 第4次空冷。芯棒经过两次水冷后温度有较大幅度的下降,表面喷涂润滑剂之后便进入等待区域等待下一次的轧制。这一过程中,芯棒与周围空气存在着对流换热和辐射换热,称之为第4次空冷。根据现场实测,该过程持续时间约为43.2 s。

图2所示为使用ABAQUS显式动力仿真软件建立的5机架连轧管机组三维实体模型。5机架连轧管机组相邻机架呈90°交错排列,连轧管机组主要参数见表1。轧制过程芯棒与荒管、荒管与轧辊之间传热系数取20 000 MW/(mm·℃),空冷过程传热系数取10 MW/(mm·℃),第1次水冷传热系数取7 500 MW/(mm·℃),第2次、第3次水冷传热系数取15 000 MW/(mm·℃)。

由于具有对称性,为提高计算效率,采用1/4对称简化模型进行计算。依据生产数据,荒管的开轧温度、轧辊温度、环境温度和芯棒初始温度分别设定为1 060, 250, 25, 100 ℃。轧辊与荒管间摩擦因数取0.3,荒管与芯棒间摩擦因数取0.08,均设定为库仑摩擦,摩擦生热转换效率为0.9^[3-5]。

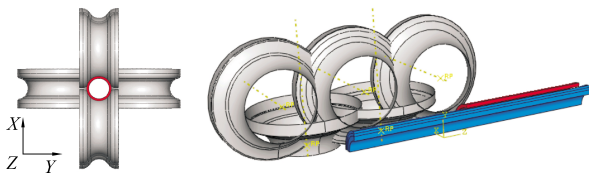


图 2 5 机架连轧管机组三维实体模型示意

表 1 连轧管机组主要参数

机架号	电机转速/ (r·min ⁻¹)	轧辊转速/ (r·min ⁻¹)	与前机架 间距/m
1	660	58.928	1 400
2	633	70.131	1 790
3	574	100.702	1 465
4	549	133.902	1 690
5	546	133.171	1 315

为了验证所建立的空心芯棒服役过程模型的准确性,需要将模拟结果与实测结果进行对比。图 3 所示为内径尺寸为 0 mm 的空心芯棒实测表面主轧段(芯棒表面最高温度区域)温度与模拟温度变化曲线。对比数据表明:在第 1 次、第 2 次和第 4 次空冷阶段,实测的芯棒表面温度与模拟结果基本一致,说明模型能够反映芯棒温度的变化趋势。在第 1 次空冷阶段的实测值略低于模拟值,其原因是,芯棒在脱管后尚处于轧管机内,轧辊冷却水会有一部分落在灼热的芯棒表面,虽然水量较小,但是对芯棒还是有暂时性的降温作用。

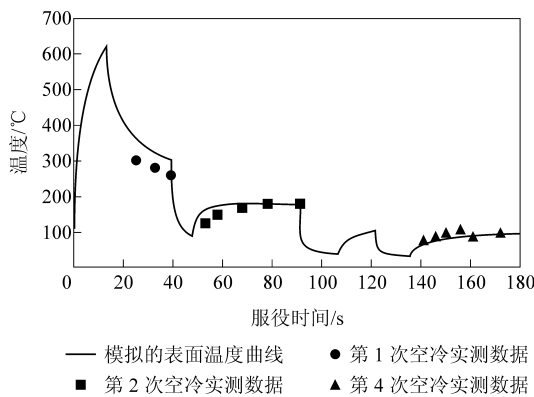


图 3 模拟的芯棒主轧段温度曲线和实测温度对比

2 空心芯棒内径尺寸设计

图 4 所示为建立的 14 个模型中的 4 个空心芯棒在稳轧阶段的各道次变形情况。由图 4 可以直观发现,随着芯棒内径的增大,芯棒变形量呈增大的趋势。芯棒内径越大固会使芯棒质量越小,但是

芯棒抵抗变形的能力也越弱。因此芯棒的内径不能无限的增大。质量减小和控制变形量之间需要找到一个最佳的平衡点。

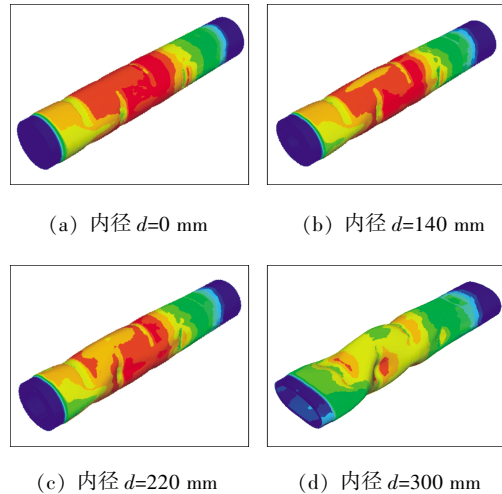


图 4 不同内径的空心芯棒在稳轧阶段的变形情况(变形量放大 150 倍)

图 5 所示为不同内径尺寸的芯棒在稳轧阶段的最大变形量和芯棒质量减小百分比。其中,芯棒变形量是由芯棒在第 2 道次槽底处芯棒表面质点径向位移最大值度量的。由图 5 可见,随着内径尺寸的增大,芯棒质量减小,变形量增加。内径/外径小于 0.67 时,变形量增大较为缓慢;超出这个范围,随着芯棒内径的增大,芯棒的变形量增加较为明显。当内径取 200 mm,即内径/外径为 0.55,芯棒变形量为 0.3 mm,芯棒质量减小 31%。当内径取 240 mm,即内径/外径为 0.67,芯棒变形量为 0.35 mm,芯棒质量减小 45%。因此,综合考虑上述各因素,认为芯棒的内径在 200~240 mm 时能较好地平衡减重和控制变形。

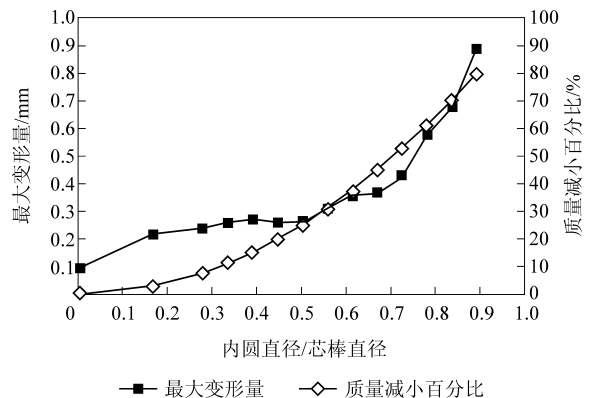


图 5 不同内径尺寸的芯棒在稳轧阶段的最大变形量和质量减小百分比示意

通过上述分析,认为对于模型所采用的 $\Phi 358.1$ mm的芯棒来说,内径为214 mm时,内径/外径的值为0.6,符合平衡减重和控制变形量的要求。因此,建立内径为214 mm的空心芯棒轧制和冷却过程的有限元模型,分析空心芯棒在服役过程中的温度场及热应力情况。

3 空心芯棒服役过程温度场分析

通过有限元模拟可以得到芯棒在各服役阶段的主轧段截面温度场及径向温度分布曲线,芯棒在各服役阶段的主轧段截面温度场及径向温度分布曲线如图6所示。图6所示虚线为实心芯棒温度分布曲线,实线为空心芯棒温度分布曲线。

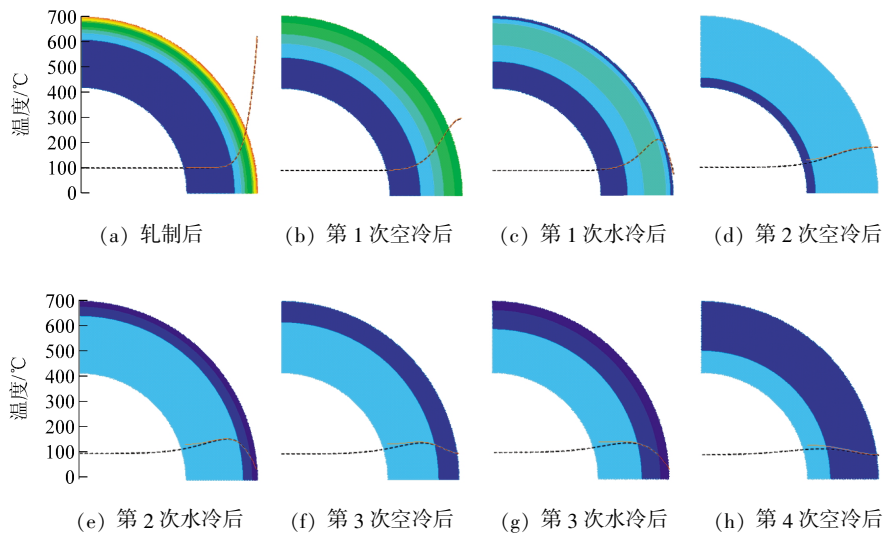


图6 芯棒在各服役阶段的截面温度场及径向温度分布曲线

如图6(a)所示,空心芯棒在轧制后的径向温度分布曲线与实心芯棒基本一致,外表面温度均为 $630\text{ }^{\circ}\text{C}$,热量影响深度均为 30 mm ,表层温度梯度均为 $35\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{mm}$ 。图6(b)所示为第1次空冷后的温度场和温度分布曲线,两种芯棒温度分布基本一致,外表面温度均下降至 $300\text{ }^{\circ}\text{C}$ 。在这一阶段,芯棒外表面吸收的热量还没有传递至芯棒内表面,内部空心还不会造成空心芯棒温度场与实心芯棒温度场的差别。图6(c)所示为第1次水冷后两种芯棒截面温度场和温度分布曲线,可以看出,经过第1次水冷,外表面温度迅速下降至 $80\text{ }^{\circ}\text{C}$,表层的温度梯度为 $-9.3\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{mm}$ 。由于时间较短,降温仅限于表层 25 mm 的深度范围,内部温度没有明显变化。表层之下出现相对高温区,最高温度值为 $220\text{ }^{\circ}\text{C}$,出现在距表面 18 mm 处。在这一阶段,两种芯棒的温度分布曲线仍一致,因为此时芯棒外表面吸收的热量仍未到达内表面。如图6(d)所示,在第2次空冷后,由于表层之下高温区对外表面的加热作用,两种芯棒的外表面温度回升。空心芯棒的内表面温度高于实心芯棒的相同位置 $13\text{ }^{\circ}\text{C}$,造成这种现象的原因是,空心芯棒外表面吸收的热量已经通

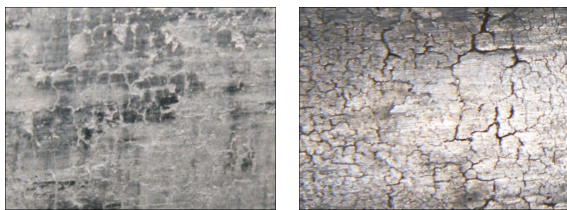
过热传导的方式到达了内表面,但内表面向里的热传递方式有对流和辐射,相比与实心芯棒的热传导,传递的效率大大减小,因此热量将更多的在内表面附近“聚集”,使空心芯棒内表面的温度高于实心芯棒相同位置处。如图6(e)所示,第2次水冷后空心芯棒径向温度分布趋势与第1次水冷后基本相同,但温度梯度较第1次水冷更小,且空心芯棒内表面温度仍高于实心芯棒的相同位置处,差距扩大为 $15\text{ }^{\circ}\text{C}$ 。如图6(f)所示,第3次空冷后,2种芯棒的外表面温度再一次回升,空心芯棒内表面温度仍然高于实心芯棒相同位置处,差距扩大为 $17\text{ }^{\circ}\text{C}$ 。如图6(g)所示,第3次水冷后的空心芯棒径向温度分布趋势与第2次水冷后的基本相同,但温度梯度较第2次水冷后的进一步减小。相比前几个冷却阶段,空心芯棒内表面温度高于实心芯棒相同位置处的程度有了进一步的增加,差距扩大为 $18\text{ }^{\circ}\text{C}$,这是热量在空心芯棒内表面附近进一步“聚集”的结果。如图6(h)所示,第4次空冷后,2种芯棒表面温度回升,径向温度分布趋势仍基本一致,但空心芯棒内表面和实心芯棒相同位置处的温差缩小至 $16\text{ }^{\circ}\text{C}$ 。这是由于两种芯棒的表面热量散失都较

多, 芯棒内部开始向表面传递热量, 而对于空心芯棒来说, 内部空心导致内表面降温多于实心芯棒。

4 空心芯棒表面热疲劳分析

4.1 热疲劳裂纹的萌生

芯棒表面裂纹在程度较轻时称为“疲劳”, 在程度较重时称为“老化”。图 7 所示为在 $\Phi 340$ mm 机组芯棒表面检测到的不同程度网状裂纹照片。图 7 (a)所示为芯棒表面出现热应力疲劳裂纹, 而图 7 (b)所示为裂纹进一步扩展, 并在裂纹附近出现了较严重的磨损。



(a) “疲劳”

(b) “老化”

图 7 $\Phi 340$ mm 机组芯棒表面裂纹形貌

这种裂纹的产生与芯棒急冷急热产生的热应力是分不开的^[6]。为了研究裂纹萌生机理, 需要先分析芯棒表面热应力的变化情况。图 8 所示为空心与实心芯棒表面处在一个使用循环内的表面轴向和环向热应力波动情况。对于空心芯棒来说, 在一个使用循环中, 表面应力状态不断发生改变, 在轧制结束时刻, 轴向和环向的应力最大值均达 900 MPa, 径向应力为 0, 通过 Mises 屈服准则判断该点已处于塑性变形状态。在第 3 次冷却结束时刻, 芯棒表面在轴向和环向又承受拉应力状态, 轴向热应力拉应力为 196 MPa, 环向热应力拉应力为 259 MPa, 径向应力为 0, 通过 Mises 屈服准则判断该点处于弹性变形状态。根据包辛格效应的定义^[7], 材料在一个方向受力超过屈服极限进入塑性区后卸载, 第 2 次再加载时, 在该方向屈服值上升, 而在相反方向屈服值下降。一般情况下大多数材料该效应不明显, 但是对于具有往复加载的塑性变形, 则应予以考虑。而芯棒的应力应变状态必然会导致包辛格效应, 导致芯棒的强度极限逐渐降低。与此同时, 由于芯棒在轧制过程中表面压应力值超过其屈服强度, 产生塑性变形, 由于塑性变形的不可恢复性, 产生了冷却过程中的残余拉应力, 随着循环次数的增加, 残余拉应力也随之增大。如果芯棒表面呈现

完全无缺陷的理想光滑状态, 在循环往复的热应力作用下, 材料的抵抗滑移的能力逐渐下降, 在某一个临界点, 热应力可以造成金属发生滑移, 形成金属凸起峰, 与此同时, 相邻的区域的滑移带发生挤入, 这些挤出和挤入的滑移带便成为裂纹源。在实际情况下, 芯棒材料中夹杂物是不可避免的, 有些夹杂物会出现在表面附近。夹杂物与芯棒基体之间的界面往往成为裂纹最容易萌生的区域。

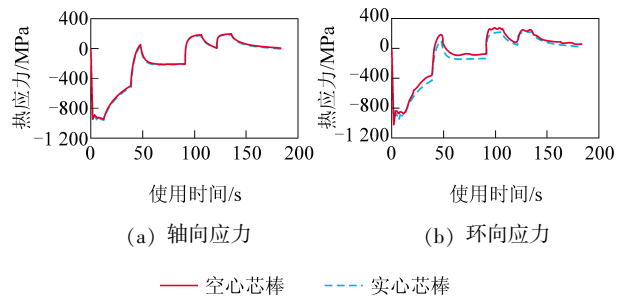


图 8 空心与实心芯棒表面处在一个使用循环内的表面轴向和环向热应力波动情况

空心芯棒热应力的曲线走势与实心芯棒基本相同, 空心芯棒与实心芯棒的压缩热应力最大值基本一致, 拉伸热应力的最大值存在一定区别。空心 and 实心芯棒最大轴向拉应力均出现在第 3 次水冷时刻, 实心芯棒为 186 MPa, 而空心芯棒为 196 MPa, 比实心芯棒高 5.4%。空心 and 实心芯棒最大环向拉应力均出现在第 2 次水冷时刻, 实心芯棒为 232 MPa, 而空心芯棒为 288 MPa, 比实心芯棒高 24%。应力的增加会加快芯棒表面裂纹的萌生, 对芯棒使用寿命造成不良影响。

4.2 热疲劳裂纹的扩展

迄今为止, 关于裂纹扩展速度的预测模型有上百种^[8-14], 都强调了拉应力对裂纹扩展的驱动作用。对于压应力, 有的预测模型忽略其影响, 有的则考虑其影响。压应力对裂纹的影响表现在两方面: 一方面, 压应力产生的塑性变形能够在其卸载后产生残余拉应力, 从而加速了裂纹的扩展; 另一方面, 压应力产生的闭合效应会抑制裂纹的扩展。这两个方面对于裂纹扩展是同时起作用的, 但总的来说, 由于压应力对裂纹扩展的影响处于次要地位, 因此在分析芯棒裂纹扩展倾向性的时候主要考虑拉应力的影响。

图 9 所示为空心芯棒距表面不同距离处在一个使用循环内的表面轴向和环向热应力波动情况。对于芯棒表面的轴向热应力, 在芯棒表层, 轴向热应

力最大拉应力都是出现在第3次水冷结束的时刻。在距表面 17.5 mm 处, 第3次水冷结束时刻的轴向热应力状态为压应力, 在轧制和第1次空冷阶段出现轴向拉应力。在芯棒内部, 轴向热应力最大拉应力都是出现在轧制和第1次空冷阶段。在距表面 72 mm 处的位置, 也就是空心芯棒的内表面, 轴向拉应力的最大值出现在轧制结束的时刻, 大小为 82 MPa。环向热应力基本也呈类似的变化趋势, 但应力值更大。因此, 芯棒表层的裂纹扩展发生在冷却阶段, 而芯棒内部的裂纹扩展发生在轧制和第1次空冷阶段。

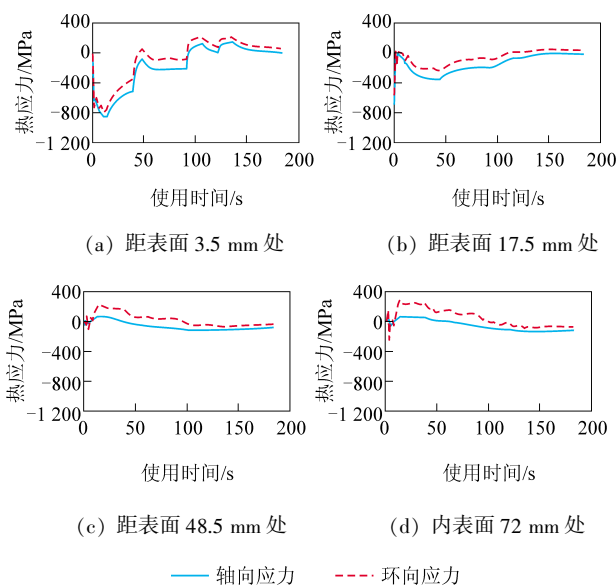
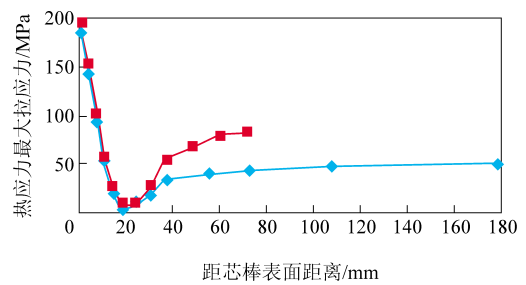


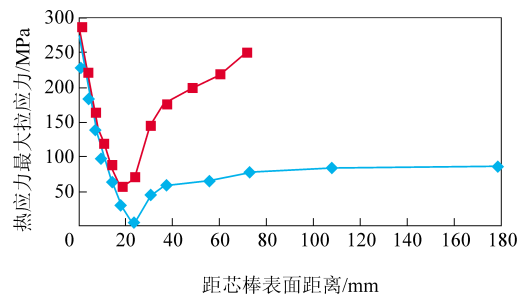
图9 空心芯棒距表面不同距离处在一个使用循环内的表面轴向和环向热应力波动情况

图10所示为空心芯棒和实心芯棒距表面不同距离处的轴向和环向热应力最大拉应力变化情况。

对于空心芯棒的轴向热应力来说, 根据拉应力的大小, 可以将外表面至内表面分为3个区域: 外表面附近的高拉应力区、中部的低拉应力区和内表面附近的中拉应力区。第1个区域的拉应力数值最大, 且越靠近表面拉应力越大, 表面拉应力为 196 MPa, 裂纹在此区域萌生后扩展较快。第2个区域拉应力数值最小, 裂纹在这一区域的扩展速度最慢。在 20 mm 附近, 拉应力数值接近 0, 大部分裂纹只扩展到这一深度处后便不再继续扩展。但是个别裂纹在一些偶然性因素的作用下能够穿过这一零拉应力深度处并进入第3个区域。当少数裂纹进入第3区域, 拉应力的数值开始变大, 且越靠近内部的拉应力越大, 内表面的拉应力最大, 为 80 MPa,



(a) 轴向应力



(b) 环向应力

—●— 实心芯棒 —■— 空心芯棒

图10 空心芯棒和实心芯棒距表面不同距离处的轴向和环向热应力最大拉应力变化情况

因此穿越过 20 mm 附近的裂纹向心部扩展将加速进行。

空心芯棒的环向热应力, 在各深度位置其应力值均大于轴向热应力; 因此, 热应力对轴向裂纹扩展的促进作用强于对环向裂纹扩展的促进作用。空心芯棒内表面的环向热应力几乎接近外表面的大小; 因此, 空心芯棒的轴向裂纹在内外表面附近的扩展速度都是很快的。

在芯棒内部, 空心芯棒的拉应力明显大于实心芯棒的相同位置处, 空心芯棒的内表面处与实心芯棒相同位置处的轴向拉应力差值为 40 MPa, 而环向热应力的差值达到了 172 Pa。空心芯棒和实心芯棒相比, 虽然其环向裂纹和轴向裂纹在表面附近的扩展速度相差不大, 但是在内部, 空心芯棒的裂纹更容易扩展, 尤其是对于轴向裂纹, 其扩展速度更是远远大于实心芯棒轴向裂纹的扩展速度。在距表面 37 mm 处, 实心芯棒轴向热应力为 35 MPa, 空心芯棒的轴向热应力为 55 MPa, 增加了 57%; 在距表面 72 mm 处, 实心芯棒的环向热应力为 78 MPa, 空心芯棒的环向热应力为 250 MPa, 增加了 221%。虽然能够进入第3个区域的裂纹较少, 但是一旦发生, 造成的后果往往是芯棒断裂, 对生产

和人员安全造成很大的威胁。因此必须对空心芯棒执行更严厉的检查 and 报废制度。

5 结 论

(1) 空心芯棒内径尺寸越大, 在轧制阶段其变形量越大。空心芯棒的内径/外径小于 0.67 时, 变形量增大较为缓慢, 超出这个范围, 随着芯棒内径的增大, 芯棒的变形量增加较为明显。对于外径为 358.1 mm 的芯棒来说, 内径在 200~240 mm 时能较好地平衡减重和控制变形。

(2) 脱管后, 空心芯棒表面轴向和环向压缩热应力均达到 900 MPa, 在冷却阶段, 轴向拉伸热应力最大值 196 MPa, 环向拉伸热应力最大值 288 MPa。芯棒的拉压交变热应力使表面萌生疲劳裂纹, 萌生的裂纹在热应力作用下会向内部扩展, 当裂纹扩展至距表面 20 mm 附近时会明显受阻。

(3) 在芯棒表面, 空心芯棒的拉应力比实心芯棒大 5%~24%, 使其疲劳裂纹萌生更早。在芯棒内部, 空心芯棒的拉应力比实心芯棒大 57%~221%, 使其裂纹扩展速度更快。

(4) 内径为 214 mm 的空心芯棒在脱管瞬间, 其表面最高温度为 630 ℃, 此后芯棒表面经历 3 次反复的水冷降温和空冷返温过程, 至冷却结束时, 主轧段表面温度为 98 ℃。在轧制、第 1 次空冷、第 1 次水冷 3 个阶段, 空心芯棒的温度场与实心芯棒相同区域的温度场基本一致, 而在其他各服役阶段, 其内表面温度比实心芯棒相同位置处高 13~18 ℃。

6 参考文献

- [1] 殷国茂. 中国无缝钢管生产和装备的发展历程及今后的发展思考[J]. 钢管, 2011, 40(6): 10-19.
- [2] 杜厚益. 周期轧管机用空心芯棒的生产新工艺[J]. 钢管, 1999, 28(5): 33-35.
- [3] 赵志毅, 齐秀美, 苏惠超, 等. 全浮动芯棒钢管连轧金属流动的有限元分析[J]. 北京科技大学学报, 2010, 32(2): 183-190.
- [4] Devadas C, Samarasekera I V. Heat transfer during hot rolling of steel strip[J]. Ironmaking Steelmaking, 1986, 13(6): 311-321.
- [5] Fletcher J D, Beynon J H. Heat transfer conditions in roll gap in hot strip rolling[J]. Ironmaking & Steelmaking, 1996, 23(1): 52-57.
- [6] 冯晓普. 模具的失效分析[M]. 北京: 机械工业出版社, 1987.
- [7] 马鸣图. 金属合金的包辛格效应及其在工业生产中的应用[M]. 北京: 机械工业出版社, 1994.
- [8] Paris P C. A critical analysis of crack propagation laws [J]. Journal of Basic Engineering, 1963, 85(64): 528-534.
- [9] Cui W C. A state-of-the-art review on fatigue life prediction methods for metal structures[J]. Journal of Marine Science and Technology, 2002, 7(1): 43-56.
- [10] Elber W. Fatigue crack closure under cyclic tension[J]. Engineering Fracture Mechanics, 1970, 2(1): 37-45.
- [11] Miller K J. The behavior of short fatigue cracks and their initiation Part I-A review of two recent books[J]. Fatigue & Fracture of Engineering Material & Structure, 1987, 10(1): 75-91.
- [12] Miller K J. The behavior of short fatigue cracks and their initiation Part II-A general summary [J]. Fatigue & Fracture of Engineering Material & Structure, 1987, 10(2): 93-113.
- [13] Newman J A, Piascik R S. Interactions of plasticity and oxide crack closure mechanisms near the fatigue crack growth threshold [J]. International Journal of Fatigue, 2004, 26(9): 923-927.
- [14] Vasudeven A K, Sadananda K, Louat N. A review of crack closure, fatigue crack threshold and related phenomena [J]. Materials Science & Engineering: A, 1994, 188(1/2): 1-22.

(收稿日期: 2018-05-10)

● 简 讯

大连三高集团有限公司“大径直缝焊管生产线”获德国发明专利授权 [发布日期: 2018-07-30] 大连三高集团有限公司申报的“大径直缝焊管生产线”德国发明专利, 经过 8 年的公示, 于 2018 年 6 月 25 日得到授权。该发明属于制造大(直)径直缝焊管的生产装置, 特别涉及生产制造管径大于 406 mm 焊接钢管的一种大(直)径直缝焊管生产线, 实现了生产制造 $\Phi 630\sim 762$ mm 焊接钢管的能力。其德国专利号为: DE 112011103968.9。该发明目前已获得美国、俄罗斯、日本和印度尼西亚专利授权, 专利号分别为 US 9266161 B2、RU 2013129913、JP 2013-541183 和 IDP00004046。

(摘自: 大连三高集团有限公司网站)