文章编号:1674-2974(2024)04-0114-09 DOI:10.16339/j.cnki.hdxbzkb.2024177

抛浆除鳞工艺中氧化皮去除模型研究

柴泽琳[1],周存龙[1†],郭瑞[1],姜正义[2]
(1. 太原科技大学 机械工程学院,山西 太原 030024;
2. 伍伦贡大学,澳大利亚 伍伦贡 NSW2522)

摘 要:针对抛浆除鳞缺乏精确的氧化皮去除量与工艺参数相关数学模型的问题,以Q235热轧板带表面氧化皮为研究对象,依据能量守恒分析抛浆工艺中磨粒与水的混合浆体在冲击过程中的动能变化规律,根据应变能理论分析基体表面氧化皮在浆体冲击后的应变能变化规律,建立氧化皮去除量与抛浆工艺参数之间的数学模型.利用光滑粒子流体动力学,采用有限元ANSYS/AUTODYN模块,对抛浆过程中氧化皮与基体变形的过程进行模拟,采用抛、喷浆一体化除鳞实验平台进行抛浆除鳞实验.结果表明,当基体表面氧化皮应变高于临界应变时,氧化皮会破裂剥落;磨粒粒径对冲击范围增加率的影响与冲击速度的比值为105.35%:24.14%,磨粒粒径对冲击深度增加率的影响与冲击速度的比值为233.67%:5.86%,冲击范围有限元计算结果与实验结果最大偏差率为8.71%,冲击深度最大偏差率为8.55%.磨粒冲击次数解析法、有限元计算结果与实验结果一致,利用304不锈钢和45钢的抛浆除鳞实验结果验证了模型的广泛适用性.

关键词:抛浆;应变;去除量;冲击深度;冲击范围
中图分类号:TG156 **文献标志码**:A

Study on Model of Oxide Scale Removal in Slurry Blasting Process

CHAI Zelin[1],ZHOU Cunlong[1†],GUO Rui[1],JIANG Zhengyi[2]
(1. College of Mechanical Engineering, Taiyuan University of Science and Technology, Taiyuan 030024,China;
2. University of Wollongong, Wollongong, NSW 2522, Australia)

Abstract:Because of the lack of an accurate mathematical model of oxide scale removal and process parameters in slurry blasting, the oxide scale of the Q235 hot rolled strip is taken as the research object in this article. According to the energy conservation principle, the kinetic energy change law of the mixed slurry of abrasive particles and water in the slurry blasting process during the impact was analyzed. The strain energy change law of the oxide scale on the surface of the matrix after the slurry blast was analyzed based on the strain energy theory, the mathematical model between the oxide scale removal amount and the slurry blasting process parameters was established, and the finite element ANSYS/ AUTODYN module and smooth particle hydrodynamics are used to simulate the process of oxide scale and matrix deformation during the slurry blasting process. Finally, the integrated

* **收稿日期**:2023-11-13
基金项目:国家自然科学基金资助项目(52375361), National Natural Science Foundation of China(52375361);中央引导地方发展项目(Z135050009017),Central Guidance for Local Scientific and Technological Development Funds (Z135050009017)
作者简介:柴泽琳(1990—),男,山西太原人,太原科技大学博士研究生
† 通信联系人,E-mail:zcunlong@tyust.edu.cn

descaling test platform is used to carry out the slurry descaling test. The results show that the oxide scale cracks and peels off when the oxide scale strain on the substrate surface is higher than the critical strain, the ratio of the influence of abrasive particle size on the increase rate of impact range to the impact velocity is 105.35%∶24.14%, the ratio of the influence of abrasive particle size on the increase rate of impact depth to the impact velocity is 233.67%∶5.86%, the maximum deviation rate between the finite element calculation and experimental results in the impact range is 8.71%, and the maximum deviation rate of impact depth is 8.55%. The finite element calculation results are consistent with the experimental results, and the model applicability is verified by the results of 304 stainless steel and 45 steel slurry descaling tests.

Key words: slurry blasting; strain; removal; impact depth; impact range

抛浆除鳞技术是基于环保表面处理技术发展而来,由于其绿色环保的特点而引发越来越多的关注[1],但由于不同金属的表面氧化皮性能各异,氧化皮去除量与除鳞工艺参数之间的关系很难建立,导致实际生产中除鳞工艺参数的设置主要依赖人工经验,严重阻碍了该项技术的推广.

抛浆除鳞技术是依靠高速浆体冲击基体表面氧化皮,有关该类型氧化皮破裂剥落规律,国内外研究者已做了较多研究.刘旭东[2]依据磨粒冲蚀理论研究磨料浆射流下Q235基体表面氧化皮的多种去除形式及单颗磨粒去除量,同时分析不同工艺参数下对射流中心及边缘氧化皮去除量的影响规律.郭瑞等[3]通过对热轧304不锈钢沿轧制方向和宽度方向进行划痕试验,研究了氧化皮剥落过程及界面结合强度,发现浆体冲击方向沿着轧制方向有利于能耗降低和氧化皮去除.Kovacic等[4]利用ANSYS/LS-DYNA模拟磨粒冲击速度与基体表面氧化皮破裂剥落形式的关系.王尚[5]通过ABAQUS模拟及磨粒冲击试验,发现磨粒冲击角度、速度和粒径与除鳞质量之间的规律,并得到最优工艺参数组合.

浆体是由磨粒和水组成的混合浆体,有学者研究认为浆体中高速水流冲击氧化皮时,水流的冲击能会集中在一个较小的范围内,对氧化皮产生一个停滞压力,氧化皮是由晶粒组成的,晶界上存在孔洞、裂纹等缺陷,所以当停滞压力超过晶粒的压缩强度时就会发生氧化皮破裂剥落[6].随着水楔理论的提出,学者发现即使高速水流产生的停滞压力低于氧化皮晶粒的压缩强度,停滞压力不能够将氧化皮压碎,水流也会通过氧化皮的裂缝进入内部,在氧化皮的内部产生水楔作用,当水楔作用力能够克服氧化皮裂纹尖端的黏着力时,氧化皮同样会破裂剥离[7].

综上所述,现有研究分析了单个参数下磨料和水流对氧化皮去除的影响,尚未建立在多个工艺参数的共同影响下的氧化皮去除量模型,目前生产线针对不同的热轧金属仍然依赖人工经验设置工艺参数,严重影响生产效率.因此,本文试图通过理论分析、数值模拟和实验研究等多个手段,探讨基体表面氧化皮破裂剥落与工艺参数之间的关系,旨在建立一个有利于指导生产的氧化皮去除量数学模型,为提高抛浆除鳞效率和推广抛浆除鳞技术提供帮助.

1　外载荷下氧化皮破裂行为

1.1　氧化皮微观检测

本文实验载体为Q235热轧板带,表面氧化皮SEM形貌图如图1所示.

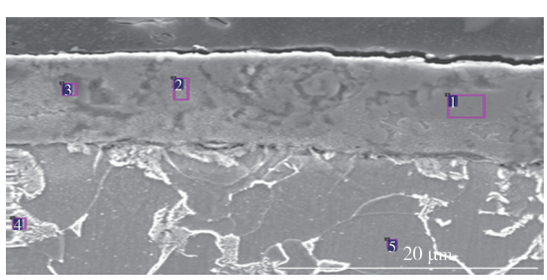


图1　氧化皮SEM形貌

Fig.1　SEM morphology of oxide scale

从图1中可以看出,Q235热轧板带表面氧化皮厚度约10 μm,结合能谱结果(见表1),分析其最外层是Fe_2O_3,中间层为Fe_3O_4,靠近碳钢一层为FeO;另外SEM结果还显示基体表面氧化皮与基体结合处有一定的孔洞、裂纹等缺陷,该缺陷会影响氧化皮与基体表面的结合强度.

表 1 氧化皮能谱结果

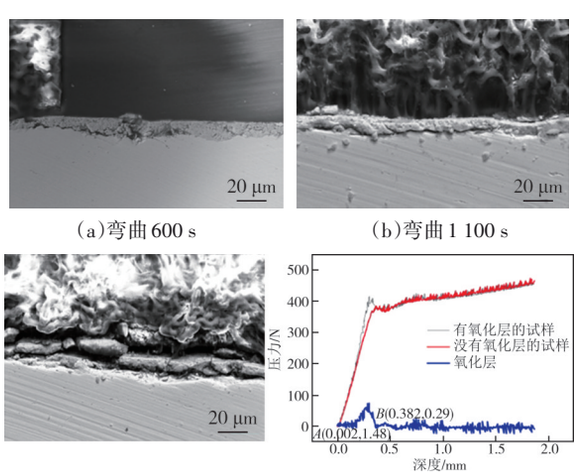
Tab.1 Energy spectrum results of oxide scale

谱图	碳/%	氧/%	铁/%	总计/%
1	2.50	20.06	77.44	100.00
2	3.24	21.13	75.63	100.00
3	11.94	22.45	65.61	100.00
4	7.21	0	92.79	100.00
5	6.14	0	93.86	100.00

1.2 氧化皮力学性能测试

课题组前期对 Q235 热轧带钢表面氧化皮进行了广泛研究,利用声发射系统进行的氧化皮弯曲试验[8-10]结果见图 2.

由图 2(a)~(c)可知,在氧化皮和基体之间的界面处形成了裂纹,随着压应力的增加,界面裂纹扩展,裂纹的扩展导致氧化皮发生弯曲,随后裂纹向表面偏转并形成贯穿裂纹.由图 2(d)可知,考虑孔隙等缺陷对氧化皮临界应变的影响,计算 Q235 热轧不锈钢表面氧化皮的临界应变为 0.08%~0.114%,结合学者相关研究[11-13],后续研究采用 0.08% 作为其临界应变.



(a)弯曲 600 s (b)弯曲 1 100 s

(c)弯曲 1 800 s (d)声发射信号

图 2 氧化皮截面形貌及声发射信号图

Fig.2 Oxide scale cross-section morphology and acoustic emission signal diagram

1.3 抛浆法氧化皮去除机理

抛浆除鳞机理是磨料与水的混合浆体通过加速后,以一定角度高速冲击基体表面氧化皮,氧化皮受到磨料的法向力及切向的微磨削作用后,产生应力/应变,发生破裂剥落[14-16].抛浆除鳞示意图如图 3 所示.

磨粒对氧化皮产生的冲击力 F 和速度 V 可分解为 Z 方向的法向力 F_1、V_p 及 X 方向的切向力 F_2、V_h. 由

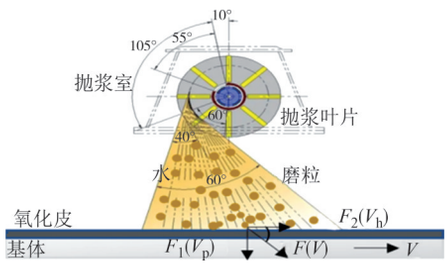
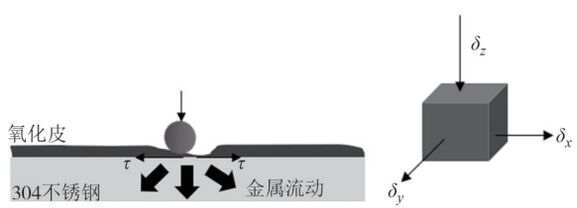


图 3 抛浆除鳞示意图

Fig.3 Schematic diagram of slurry blasting

于基体表面氧化皮厚度极小且附着在基体表面上,因此氧化皮受到磨粒 Z 方向冲击力 F_1 时会传至基体,基体在冲击力作用下发生弹塑性变形,变形期间存在内部金属流动现象,金属流动过程中,在结合层产生 X 方向的切应力 τ,见图 4(a).该切应力传导至氧化皮内部形成 X 方向的拉应力 δ_x;同时由于磨粒的冲击作用氧化皮内部产生 Z 方向上的压应力 δ_z.氧化皮在 Y 轴上受力与 X 轴相似.氧化皮单元应力见图 4(b).



(a)磨粒冲击 (b)单元应力

图 4 氧化皮应力状态分析

Fig.4 Stress state analysis of oxide scale

通过分析氧化皮在外载荷作用下的应力状态、测试氧化皮的力学性能,结合学者们的大量试验和生产经验[17-20],金属表面氧化皮等脆性材料的破坏行为与材料力学中的线性应变理论较为符合,即氧化皮内部存在裂纹和孔洞等缺陷,外载荷引起的应变超过临界应变,氧化皮发生破裂和剥落.失效条件为:

$$\varepsilon_1 \geqslant \varepsilon_c \tag{1}$$

式中:ε_1 为应变值;ε_c 为临界应变值.

2 抛浆除鳞氧化皮去除模型的建立

氧化皮破裂与浆体冲击造成的应变相关,材料力学中被冲击物应变能计算公式为:

$$V_\varepsilon = T + V \tag{2}$$

式中:T 为冲击物冲击过程中减少的势能;V 为被冲击物所增加的应变能.

应变能与应变之间的关系为:

$$V_\varepsilon = E\varepsilon_1^2/2 \tag{3}$$

式中:E 为被冲击物弹性模量.

将式(3)代入式(1)、式(2)中可得基体表面氧化皮破裂剥落条件为:

$$\varepsilon_1 = \sqrt{2\epsilon(T+V)/E} \geqslant \varepsilon_c \tag{4}$$

式中:ϵ 为磨粒冲击次数.

2.1　浆体初始动能计算

浆体的动能来源于抛浆器.抛浆器叶片具有一定的长度,浆体进入抛浆器后磨粒有可能被叶片的任意位置加速,假设磨粒与叶片接触的位置半径为 r_k,叶片最大半径为 r_2,最小半径为 r_1.磨粒在旋转叶片上的受力分析如图5所示.

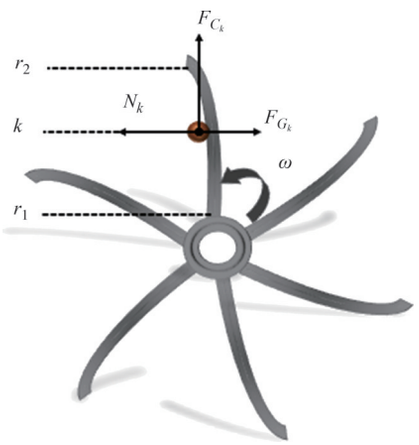


图5　磨粒在旋转叶片上的受力分析

Fig.5　Force analysis of abrasive on rotating blades

假设一个质量为 m 的钢丸,在高速旋转的叶片上运动,浆体磨粒在 k 点受到的离心力为:

$$F_{C_k} = m\omega^2 r_k \tag{5}$$

哥式惯性力为:

$$F_{G_k} = 2m\omega \mathrm{d}r_k/\mathrm{d}t \tag{6}$$

浆体磨粒在 k 点受到的叶片推动力简化为:

$$N_k = F_{G_k} \tag{7}$$

式中:ω 为叶轮角速度.

浆体在抛浆器中的运动存在磨粒碰撞、流体之间互相牵制等各种难以精确考虑的因素,为了简化分析,以单磨粒及其周围水流为研究对象,分析受力,寻找浆体在抛浆器中的加速规律.

高速旋转叶片上任一处质点的绝对速度 V_A 可以分解成沿叶片流动的相对速度 V_R 和随叶片一起旋转的牵连速度 V_E,3个速度的向量构成一个闭合三角形.因此可将浆体在叶片上的加速过程分解成2个部分进行研究,浆体的绝对速度等于相对速度与牵连速度的矢量和,即

$$\boldsymbol{V}_A = \boldsymbol{V}_R + \boldsymbol{V}_E \tag{8}$$

对 k 点浆体利用牛顿第二定律:

$$ma_k = m\mathrm{d}^2 r_k/\mathrm{d}t^2 = m\omega^2 r_k \tag{9}$$

式中:a_k 为 k 点加速度.

k 点处浆体相对速度动能定理计算为:

$$mV_{R_k}^2/2 - mV_0^2/2 = \int_0^{l_k} ma_k \mathrm{d}l \tag{10}$$

式中:V_0 为磨粒进入抛浆器时速度;l_k 为 k 点到叶轮最小半径 r_1 的距离.

将 $l_k = r_k - r_1$ 代入式(10)中,解积分方程:

$$V_{R_k} = \sqrt{V_0^2 + \omega^2(r_k^2 - r_1^2)} \tag{11}$$

k 点浆体相对于抛浆器叶片的牵连速度为:

$$V_{E_k} = \omega r_k \tag{12}$$

抛浆器中叶片构成的速度三角形为直角三角形,则绝对速度为:

$$V_{A_k} = \sqrt{V_0^2 + \omega^2(2r_k^2 - r_1^2)} \tag{13}$$

浆体抛射出抛浆器的条件为 $r_k = r_2$,可得浆体冲击速度为:

$$V_A = \sqrt{V_0^2 + \omega^2(2r_2^2 - r_1^2)} \tag{14}$$

将 $\omega = 2\pi n/60$ 代入式(14)中,得:

$$V_A = \sqrt{V_0^2 + (\pi n/30)^2(2r_2^2 - r_1^2)} \tag{15}$$

2.2　浆体瞬时动能计算

浆体动能为磨粒与水之和,同时添加速度衰减率 Δ_1、Δ_2,表达式为:

$$V_2 = \tau\left\{m_1\Delta_1^2\left[V_0^2 + (\pi n/30)^2(2r_2^2 - r_1^2)\right]/2 + m_2\Delta_2^2\left[V_0^2 + (\pi n/30)^2(2r_2^2 - r_1^2)\right]\right\} \tag{16}$$

式中:m_1 为磨粒质量;m_2 为磨粒周围水流质量.

式(16)计算动能为冲击角度为90°时计算结果,实际上抛浆具有一定的冲击角度 θ,结果为:

$$V_2 = \tau\cos^2\theta\left\{m_1\Delta_1^2\left[V_0^2 + (\pi n/30)^2(2r_2^2 - r_1^2)\right]/2 + m_2\Delta_2^2\left[V_0^2 + (\pi n/30)^2(2r_2^2 - r_1^2)\right]\right\} \tag{17}$$

课题组在前期对抛浆冲击基体表面冲击力的研究中,发现磨粒在流体中运动时,穿过流体形成的静压区时速度会下降50%、磨粒对氧化皮的作用能量为瞬时动能的50%.将上述研究结果代入式(17),结合式(2)得磨粒冲击基体表面氧化皮的应变能为:

$$V_2 = \tau\cos^2\theta\left\{m_1\Delta_1^2\left[V_0^2 + (\pi n/30)^2(2r_2^2 - r_1^2)\right]/16 + m_2\Delta_2^2\left[V_0^2 + (\pi n/30)^2(2r_2^2 - r_1^2)\right] + m_1 gs\right\} \tag{18}$$

式中:g 为重力加速度;s 为抛射距离.

将式(18)代入式(4)中,得基体表面氧化皮去除需要磨粒冲击次数ϵ的计算公式为:

$$\epsilon = \mathrm{Ceil}\left(\varepsilon_c^2 E/2V_s\right) \tag{19}$$

3 抛浆除鳞有限元分析

为了分析冲击过程中氧化皮破裂剥落的规律,下面利用有限元方法模拟浆体冲击过程并分析氧化皮的去除与相关参数之间的关系.

3.1 有限元模型建立

有限元分析采用ANSYS/AUTODYN模块进行,建模方式采用光滑粒子流体动力学(Smooth Particle Hydrodynamics,SPH)方法建立.SPH方法是将流体或固体离散成一系列无任何连接作用运动的粒子,每个粒子都是一个独立的插值点,用特定的计算方法将每个粒子的力学特性结合起来,从而得到建模对象整体与实际相似的力学特性[21].

抛浆中浆体选取为水和磨粒混合物模型,共计20 024个SPH粒子单元.

工件模型采用Lagrange建立,靶件材料选取材料库中的Q235热轧板带,性能参数均未改动;靶件建模尺寸为100 mm×100 mm×3 mm;氧化皮厚度为10 μm,以tie命令与基体表面结合,共计515 121个Lagrange粒子,单元冲击处单元加密边长为0.1 mm,其余部分0.5 mm.为了便于与后续实验进行比较,抛浆模拟中的抛射距离和冲击速度与课题组自主研发的抛喷浆一体化除鳞实验平台相同[22],有限元模型示意图如图6所示.

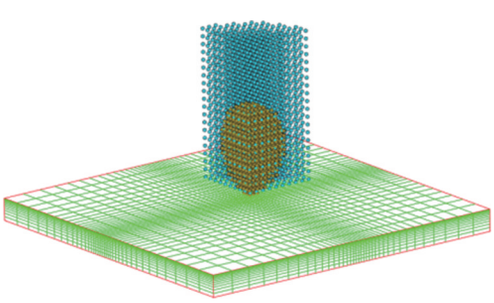


图6 有限元模型示意图

Fig.6 Schematic diagram of finite element model

为了准确模拟抛浆除鳞过程,有限元模型计算过程借鉴铣削工艺中常用的生死单元法,即鳞层单元应变值$\varepsilon_1 \geqslant 0.08\%$时,单元死亡并从模型中删除,反之则单元留存.

本文基于Johnson-Cook建立有限元模型[23].有限元模型材料属性如表2所示,基体材料属性设置为弹塑性材料,选用Johnson-Cook模型参数为:A = 244 MPa,B = 899.7 MPa,n = 0.94,C = 0.039 1,T^* = 0.有限元模型计算总时间t=3×10^{-3} s,timestep设定为3.03×10^{-7} s,energy fraction设定为0.05,冲击角度为53°,自变量为磨粒粒径及冲击速度.

表2 有限元模型材料属性

Tab.2 Material properties of finite element model

材料	密度/(kg·m^{-3})	弹性模量/GPa	泊松比
磨粒	7 700	150	0.300
基体	7 800	200	0.288
鳞层	7 750	210	0.290

3.2 有限元计算结果

有限元计算结束后,调用磨粒粒径1.2 mm、冲击速度60 m/s计算结果.有限元计算结果示意图如图7所示.磨粒冲击后,基体表面氧化皮及基体表面均发生变形,冲击点及周围氧化皮单元删除,代表此部分氧化皮在磨粒冲击作用后,其应变超过极限应变.

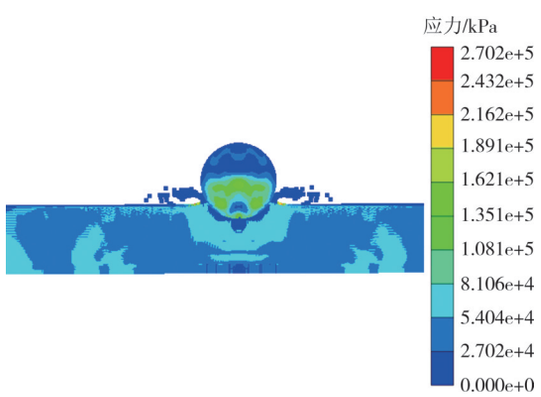


图7 有限元计算结果示意图

Fig.7 Schematic diagram of finite element results

为了分析基体表面氧化皮在浆体冲击作用下的变形规律,提取不同计算时刻下有限元模型氧化皮变形云图,如图8所示.

图8(a)中,仅有极少量氧化皮被磨粒冲击去除,且基体呈现出轻度弹塑性变形;图8(b)中,随着应变能的累积氧化皮被去除的单元逐渐增加,基体弹塑性变形区域扩大;图8(c)中,氧化皮去除区域进一步扩大,水平方向除鳞长度已趋于饱和,除鳞深度继续增加;图8(d)中,氧化皮已全部去除,除鳞深度达到极限,磨粒开始反弹并离开氧化皮表面,磨粒冲击后除鳞趋于呈现规则的半球形.

为了分析自变量与除鳞结果的影响,提取单一变量对冲击范围及深度的影响有限元计算结果,如图9所示.

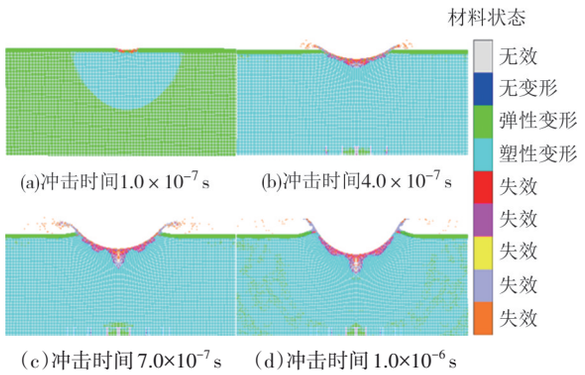


图 8　不同时刻氧化皮变形云图

Fig.8　Cloud image of oxide scale deformation at different times

图 9(a)(c)中,磨粒粒径从 0.6 mm 增加到 1.2 mm 时,冲击范围增加率为 105.35%;冲击速度从 20 m/s 增加到 35 m/s 时,冲击范围增加率为 24.14%.图 9(b)(d)中,磨粒粒径从 0.6 mm 增加到 1.2 mm 时,冲击深度增加率为 233.68%;冲击速度从 20 m/s 增加到 35 m/s 时,冲击深度增加率为 5.86%. 有限元模拟结果表示抛浆除鳞随着磨粒粒径和冲击速度的增加,磨粒冲击基体表面时携带的动能越高,基体表面的除鳞范围及深度都增加,磨粒粒径对除鳞效果的影响高于冲击速度.

在不同工艺参数下,氧化皮完全破裂所需冲击次数有限元模拟结果见图 10.

图 10 结果表示,浆体冲击后基体表面氧化皮积累的应变能与工艺参数相关,当冲击能足够使氧化皮积累的应变能超过临界应变时就会发生破裂剥离,反之则会继续积累应变能.

4　抛浆除鳞实验研究

为了验证解析模型和有限元模型的准确性,本文将进行抛浆除鳞实验.

4.1　实验方案

抛浆除鳞实验在本课题组自主研发的抛、喷浆一体化除鳞实验平台上进行,如图 11 所示.

实验选取的磨粒材质为铸钢丸,试样材料选取 Q235 热轧板带表面氧化皮未去除试样,尺寸为 150 mm×100 mm×3 mm.

本次实验目的是研究单个磨粒冲击基体表面氧化皮,为了防止磨粒数量太多,相互影响冲击作用,实验中仅放置 0.05 kg 磨粒.抛浆除鳞实验方案如表 3 所示.

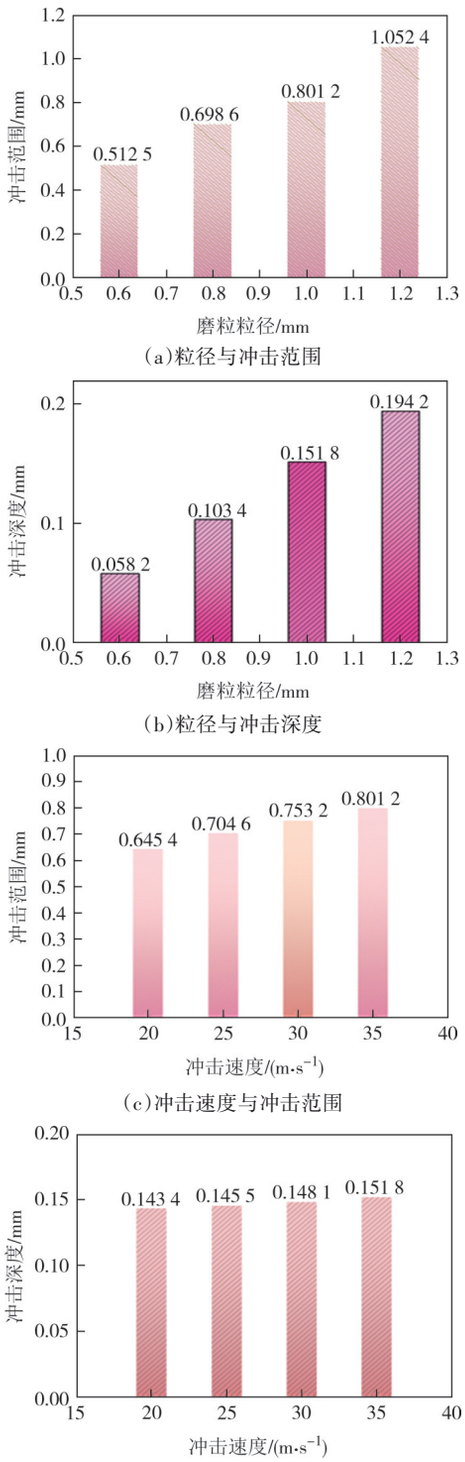


图 9　工艺参数与冲击深度和冲击范围关系

Fig.9　Relationship between process parameters and impact depth and impact range

抛浆除鳞结束后,试样经超声波清洗仪和无水乙醇清洗后,利用金相显微镜对其表面进行观测.

4.2　实验结果分析

对磨粒粒径为 0.8 mm、速度为 35 m/s 的单磨粒

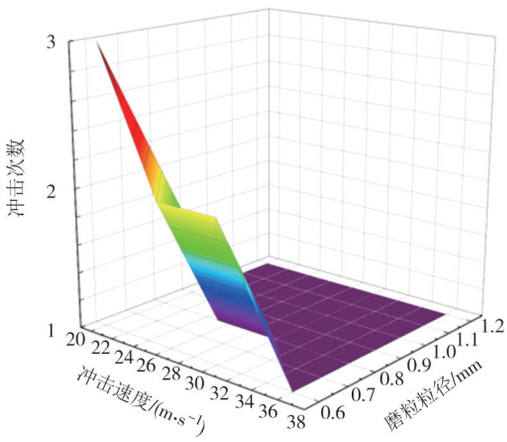
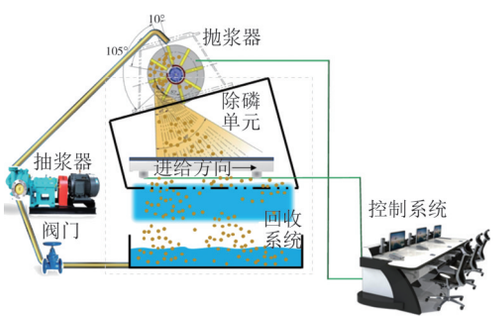
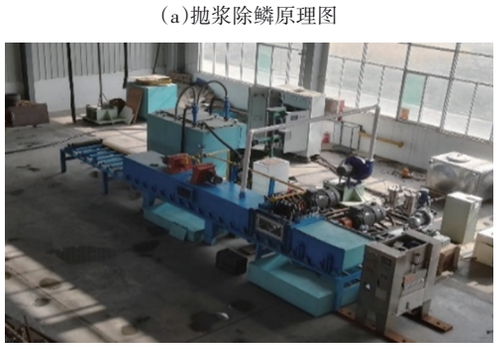


图 10 磨粒冲击次数与工艺参数交互关系

Fig.10 Interaction between abrasive impact frequency and process parameters



(a)抛浆除鳞原理图



(b)抛浆除鳞实验平台

图 11 抛、喷浆一体化除鳞实验平台

Fig.11 Testing platform of blasting and impacting

表 3 抛浆除鳞实验方案

Tab.3 Experimental scheme of slurry blasting

磨粒粒径/mm	磨粒质量/kg	水质量/kg	冲击速度/(m·s⁻¹)	冲击距离/mm	冲击时间/s	冲击角度/(°)
0.6	0.05	0.6	20~35	340	10	53
0.8	0.05	0.6	20~35	340	10	53
1.0	0.05	0.6	20~35	340	10	53
1.2	0.05	0.6	20~35	340	10	53

进行抛浆除鳞实验,抛浆除鳞后表面形貌如图12所示.

由图12可知,抛浆除鳞中磨粒冲击形状大致呈半球形,边缘呈现不规则状,仅产生极少的裂纹,并且裂纹分布和扩展性没有明确的规律.这是因为实际上基体表面氧化皮存有孔洞、裂纹等缺陷,该缺陷会阻碍应力/应变向其他区域传播;磨粒冲击范围内氧化皮完全破裂剥落,漏出基体,证明该部分氧化皮在磨粒冲击作用和基体弹塑性变形共同作用下应变超过临界应变,随之发生破裂剥落.

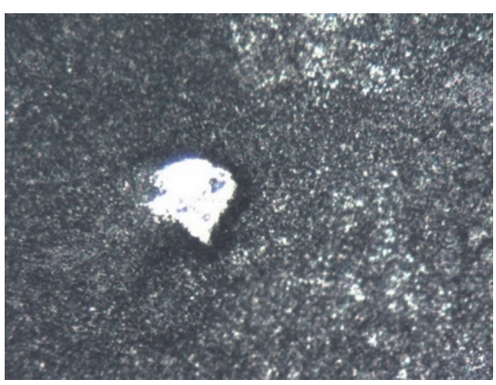


图 12 抛浆除鳞后表面形貌

Fig.12 Surface morphology after slurry blasting

利用金相显微镜对除鳞范围及深度进行测量,不同工艺参数下,抛浆除鳞冲击范围与冲击深度实验结果如图13所示.

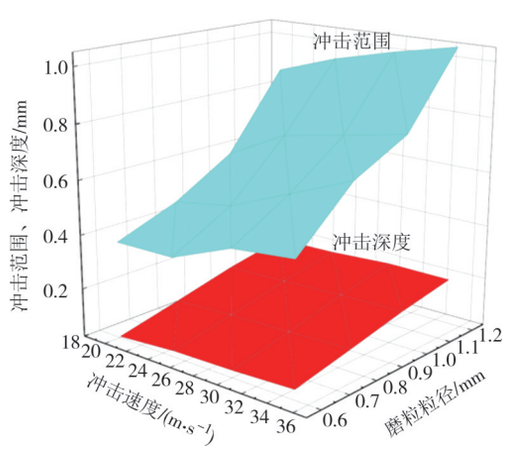


图 13 冲击范围与冲击深度实验结果

Fig.13 Impact range and depth test results

由图13可知,随着磨料粒径的增大,抛浆冲击后金属基体表面的冲击范围和冲击深度都会变大,因为磨料粒径增加,磨料的质量和冲击基体表面的接触面积都会增加,冲击后基体表面的变形范围随着磨粒粒径的增大而增大,因此冲击后基体表面的冲击范围和冲击深度增加.随着冲击速度的增加,抛浆冲击后金属基体表面的冲击范围和冲击深度会变大,这是由于冲击速度的增加,赋予磨料的动能会增加,进而转化为对基体表面的冲击能,因此金属基体

表面受到的冲击能变大,冲击范围和冲击深度都会增加.

5　模型验证

在不同工艺参数下,有限元计算结果与实验结果对比如图 14 所示.由图 14 可知,冲击范围有限元计算结果与实验结果最大偏差率为 8.71%,冲击深度有限元计算结果与实验结果最大偏差率为 8.55%. 偏差产生的原因为:有限元分析中氧化皮结构成分以及实验条件等都是理想状态,而实际过程中氧化皮由于轧制温度、氧气含量等不同存在不可预估的缺陷;实验过程中磨粒在流体中的运动会受到实际条件的影响,因此会产生一定的偏差,最大偏差率小于 10%,认为该偏差率在生产中是在能够接受的范围内.

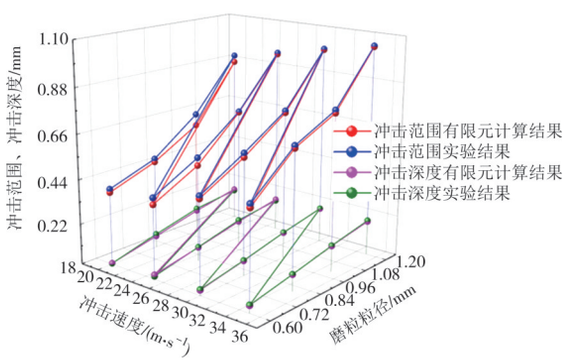


图 14　有限元计算结果与实验结果对比

Fig.14　Comparison between finite element calculation results and experimental results

冲击次数有限元计算结果与实验结果对比如图 15 所示.由图 15 可知,计算结果和模拟结果曲线与实验结果曲线相吻合,验证了解析法和有限元模型的有效性与精准性.

上述氧化皮去除量是基于 Q235 表面的氧化皮性能建立的,为了验证该模型的广泛适用性,本文利用式(19)计算 304 不锈钢和 45 钢的表面氧化皮抛浆冲击次数,并进行了抛浆除鳞实验. 304 不锈钢与 45 钢磨粒冲击次数计算结果与实验结果对比如图 16 所示.

由图 16 可知,304 不锈钢、45 钢计算结果与实验结果曲线相吻合.表明式(19)计算 304 不锈钢与 45 钢热轧板带表面氧化皮完全破裂剥落所需磨粒冲击次数与实验结果一致,验证了氧化皮去除模型的广泛适用性.

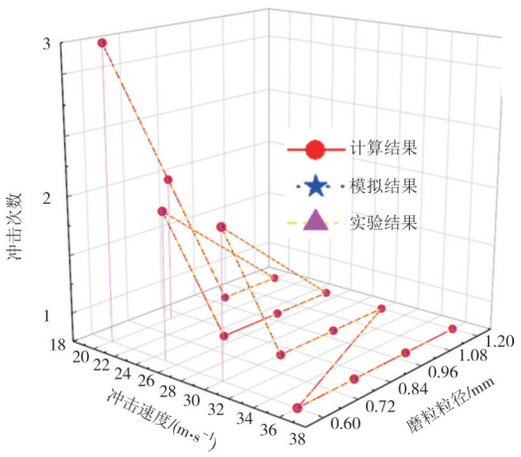


图 15　冲击次数有限元计算结果与实验结果对比

Fig.15　Comparison of the finite element results of the number of impacts with the test results

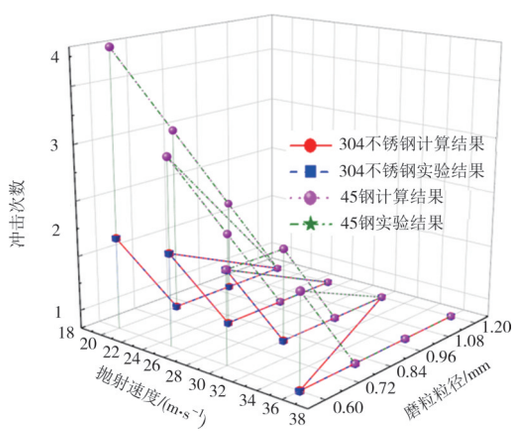


图 16　304 不锈钢与 45 钢磨粒冲击次数计算结果与实验结果对比

Fig.16　Comparison between the calculation results of the impact times of 304 stainless steel and 45 steel abrasive particles with the test results

6　结 论

本文根据能量守恒和应变能理论,建立了氧化皮去除量和抛浆除鳞工艺参数相关的数学模型,结论如下:

1)与以往的研究相比,该模型详细阐述了浆料冲击过程中基体表面氧化皮剥离与动能和势能之间的关系. 利用该模型可预测抛浆工艺中氧化皮去除量,解决了生产过程中工艺参数设置依赖人工经验的问题.

2)采用有限元方法模拟了抛浆除鳞过程,结果表明,磨料粒径从 0.6 mm 增加到 1.2 mm 时,冲击范围从 0.512 5 mm 增加到 1.052 4 mm,冲击深度从 0.058 2 mm

增加到0.194 2 mm;冲击速度从20 m/s增加到35 m/s时,冲击范围从0.645 4 mm增加到0.801 2 mm;冲击深度从0.143 4 mm增加到0.151 8 mm.

3)抛浆除鳞实验结果表明,冲击范围有限元计算结果与实验结果的最大偏差率为8.71%,冲击深度的有限元计算结果与实验结果的最大偏差率为8.55%.磨料冲击次数的解析法和有限元计算结果与实验结果一致,并通过304不锈钢和45钢抛浆实验验证了模型的广泛适用性.

参考文献

[1] VOGES K, MUETH A R, LEHANE B, et al. Eco-pickled surface: an environmentally advantageous alternative to conventional acid pickling[J]. Iron and Steel Technology, 2008, 5:81-96.

[2] 刘旭东.磨料浆射流工艺参数对金属板材表面形貌的影响研究[D].太原:太原科技大学,2019.
LIU X D. Study on the influence of abrasive slurry jet process parameters on the surface morphology of metal sheets [D]. Taiyuan: Taiyuan University of Science and Technology, 2019. (in Chinese)

[3] 郭瑞,周存龙,段晶晶,等. 热轧304不锈钢氧化皮层间及界面结合强度研究[J]. 塑性工程学报,2023,30(3):183-189.
GUO R, ZHOU C L, DUAN J J, et al. Study on ineterlayer and interface bonding strength of hot-rolled 304 stainless steel oxide scale [J]. Journal of Plasticity Engineering, 2023, 30 (3): 183-189. (in Chinese)

[4] KOVACIC I, BRENNAN M J, WATERS T P. A study of a nonlinear vibration isolator with a quasi-zero stiffness characteristic [J]. Journal of Sound and Vibration, 2008, 315(3): 700-711.

[5] 王尚.轧制带钢无酸除鳞的抛丸冲击工艺仿真与实验研究[D].北京:北京科技大学,2018.
WANG S. Simulation and experimental study on shot blasting impact process for acid free descaling of rolled strip steel [D]. Beijing: University of Science and Technology Beijing, 2018. (in Chinese)

[6] MODI O P, MONDAL D P, PRASAD B K, et al. Abrasive wear behaviour of a high carbon steel: effects of microstructure and experimental parameters and correlation with mechanical properties [J]. Materials Science and Engineering : A, 2003, 343(1/2): 235-242.

[7] HAMDI H, DURSAPT M, ZAHOUANI H. Characterization of abrasive grain's behavior and wear mechanisms[J]. Wear, 2003, 254(12): 1294-1298.

[8] 周晓泉.基于声发射技术研究Q235热轧带钢氧化铁皮的破裂失效机理[D].太原: 太原科技大学, 2020.
ZHOU X C. Research on fracture failure mechanismof oxide scale of Q235 hot rolled stripbased on acoustic emission [D]. Taiyuan: Taiyuan University of Science and Technology, 2020. (in Chinese)

[9] 张校诚.Q235带钢表面氧化铁皮破裂机理及实验研究[D].太原:太原科技大学,2016.
ZHANG X C. The theoretical and experimental study of Q235 steel strip surface oxide scales fracture [D]. Taiyuan: Taiyuan University of Science and Technology, 2016. (in Chinese)

[10] 卞大鹏.Q235氧化铁皮临界断裂应力研究[D].太原:太原科技大学,2013.
BIAN D P. Study on the critical fracture stress of Q235 iron oxide scale [D]. Taiyuan: Taiyuan University of Science and Technology, 2013. (in Chinese)

[11] LI T Q, CHEN X L, XU Y H. Research into technology of Bao steel's pickling tension leveler [J]. Journal of Iron and Steel Research (International), 1997, 4(1): 24-30.

[12] NAGL M M, EVANS W T. The mechanical failure of oxide scales under tensile or compressive load [J]. Journal of Materials Science, 1993, 28(23): 6247-6260.

[13] CHAUDHURI S K, ROLLS R. Fracture mechanisms in oxide scale on iron during substrate deformation [J]. Journal of Materials Science, 1977, 12(11): 2303-2309.

[14] 李诗卓.材料的冲蚀与微动[M].北京:机械工业出版社,1987:336-340.
LI S Z. Erosion and fretting of materials [M]. Beijing: Machinery Industry Press, 1987: 336-340.(in Chinese)

[15] 刘增文. 硬脆材料冲蚀机理及前混合微细磨料水射流抛光技术研究[D]. 济南:山东大学,2011.
LIU Z W. Study on erosion mechanism of hard and brittle materials and polishing technology of premixed micro-abrasive water jet[D]. Jinan:Shandong University, 2011. (in Chinese)

[16] 朱洪涛. 精密磨料水射流加工硬脆材料冲蚀机理及抛光技术研究[D]. 济南: 山东大学,2007.
ZHU H T. Study on erosion mechanism and polishing technology of precision abrasive water jet machining hard and brittle materials[D]. Jinan: Shandong University, 2007. (in Chinese)

[17] LE H R, SUTCLIFFE M P F, WANG P Z, et al. Surface oxide fracture in cold aluminium rolling [J]. Acta Materialia, 2004, 52(4): 911-920.

[18] PICQUÉ B, BOUCHARD P O, MONTMITONNET P, et al. Mechanical behaviour of iron oxide scale: experimental and numerical study[J]. Wear, 2006, 260(3): 231-242.

[19] KRZYZANOWSKI M, RAINFORTH W M. Oxide scale modelling in hot rolling: assumptions, numerical techniques and examples of prediction [J]. Ironmaking & Steelmaking, 2010, 37(4):276-282.

[20] ROBERTSON J, MANNING M I. Limits to adherence of oxide scales [J]. Materials Science and Technology, 1990, 6 (1): 81-92.

[21] 陈飞国, 葛蔚.多相流动的光滑粒子流体动力学方法研究综述[J].力学学报, 2021, 53(9): 2357-2373.
CHEN F G, GE W. A review of smoothed particle hydrodynamics family methods for multiphase flow [J]. Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics, 2021, 53(9): 2357-2373. (in Chinese)

[22] 李治丹.抛浆剥离金属表面氧化层的工艺研究[D].太原:太原科技大学,2019.
LI Z D. Study on the technology of removing oxide layer from metal surface by slurry blasting [D]. Taiyuan: Taiyuan University of Science and Technology, 2019. (in Chinese)

[23] XIE G L, YU X T, GAO Z F, et al. The modified Johnson-Cook strain-stress constitutive model according to the deformation behaviors of a Ni-W-Co-C alloy [J]. Journal of Materials Research and Technology, 2022, 20: 1020-1027.