



Open Access

引用格式:周自豪,徐春蕾,蔡文玉. 腐蚀 Q690 高强钢火灾后力学性能研究 [J]. 海南大学学报(自然科学版中英文), DOI: 10.65658/j.hndk.2026052301.

Citation:ZHOU Zihao, XU Chunlei, CAI Wenyu. Post-fire mechanical properties of corroded Q690 high-strength steel[J]. Natural Science of Hainan University, DOI: 10.65658/j.hndk.2026052301.

腐蚀 Q690 高强钢火灾后力学性能研究

周自豪¹, 徐春蕾¹, 蔡文玉²✉

(1. 海南大学 土木与建筑学院, 海南 海口 570228; 2. 海南大学 海洋技术与装备学院, 海南 海口 570228)

摘要: 高强钢在服役过程中常面临腐蚀和火灾作用, 二者的共同作用会使其更容易发生严重破坏。为了研究腐蚀 Q690 高强钢在火灾后的力学性能, 本研究对未腐蚀火灾对照组和腐蚀火灾试验组高强钢分别试验, 采用电化学腐蚀、高温加热、自然冷却及浸水冷却, 并对其进行了拉伸试验, 建立了考虑腐蚀、温度和冷却条件影响的数学模型来预测腐蚀 Q690 高强钢火灾后的力学性能, 最后基于蒙特卡罗原理建立了随机分布的有限元腐蚀模型, 对不同腐蚀率的模型进行数值分析。根据试验结果表明: 低于 500 °C 时, 腐蚀是影响高强钢力学性能的主要因素; 500 ~ 700 °C 时, 温度的增加加速了腐蚀 Q690 高强钢力学性能的退化; 700 °C 以上时, 在腐蚀率和温度相同的条件下, 不同的冷却条件对高强钢的力学性能影响明显。

关键词: Q690 高强钢; 腐蚀; 高温; 火灾后; 数学模型

中图分类号: **文献标志码:** A

DOI: 10.65658/j.hndk.2026052301 CSTR: 32403.14.hndk.2026052301

Post-fire mechanical properties of corroded Q690 high-strength steel

ZHOU Zihao¹, XU Chunlei¹, CAI Wenyu²✉

(1. School of Civil Engineering and Architecture, Hainan University, Haikou 570228, China;

2. School of Marine Technology and Equipment, Hainan University, Haikou 570228, China)

Abstract: High-strength steel structures are frequently exposed to corrosion during service, and their subsequent exposure to fire may further increase the risk of severe damage or structural failure. To investigate the post-fire mechanical behavior of corroded Q690 high-strength steel, both uncorroded fire-exposed specimens and corroded fire-exposed specimens were tested in this study. The experimental program included electrochemical corrosion, elevated-temperature exposure, air and water cooling, followed by tensile testing. Based on the test results, a mathematical model incorporating the effects of corrosion level, exposure temperature, and cooling regime was developed to predict the residual mechanical properties of corroded Q690 steel after fire exposure. In addition, a randomly distributed corrosion finite element model was established using the Monte Carlo method, and numerical analyses were conducted for specimens with different corrosion ratios. The test results show that the corrosion is the main factor affecting the mechanical properties of high strength steel when the temperature is lower than 500 °C; When the temperature is higher than 500 °C and

Received: 2026-05-23; **Revised:** 2025-05-28; **Accepted:** 2026-06-16.

✉ **Corresponding author(s):** Cai Wenyu, E-mail: 826113821@qq.com.

lower than 700 °C, the increase of temperature significantly accelerates the degradation of mechanical properties of corroded Q690 high-strength steel; When the temperature is further increased to 700 °C, different cooling modes have obvious effects on the mechanical properties of high-strength steel under the same corrosion rate and temperature.

Keywords: Q690 steel; corrosion; high temperature; mechanical properties; mathematical models

0 引言

近年来,随着中国钢铁产业和建筑行业的快速发展,钢结构在建筑、桥梁和海洋平台等重大工程中的应用日益广泛。随着高强钢使用年限的增加,腐蚀破坏的风险显著增加。同时,火灾是高强钢常面临的最具毁灭性的灾害之一。腐蚀的高强钢遭遇火灾后,其力学性能的劣化程度将比未腐蚀火灾后的高强钢更加显著,极大提高发生灾难性事故的风险^[1]。因此,深入研究腐蚀与火灾共同作用对高强钢力学性能的影响,对提升高强钢的安全性及耐久性具有重要现实意义。

已有诸多学者对腐蚀钢材的力学性能开展了大量试验研究。在腐蚀破坏对钢材力学性能的定量影响方面,徐善华等^[2-4]采用质量损失率、体积损失率和腐蚀面积占比等多参数方法,研究了腐蚀对钢材力学性能的影响规律,结果表明随着锈蚀程度加剧,各项力学性能指标呈逐步退化趋势,其中伸长率下降最为明显。邱斌等^[5]指出,只有当腐蚀率大于4%时,才会对钢材的屈服强度和极限强度产生显著影响。此外,Zhang等^[6]围绕锈蚀钢材腐蚀-疲劳共同作用开展了系列研究,发现腐蚀及预疲劳损伤会显著降低钢材的强度、延性和疲劳寿命,而Cr改性不锈钢钢材表现出更好的耐蚀性与抗疲劳性能。

钢材不仅容易受到腐蚀的影响,还可能暴露在火灾中。钢材处于火灾中的研究主要分为高温下和高温后2种工况。王卫永等^[7]对Q460高强钢的高温下蠕变性能开展了试验研究,结果表明,在火灾与荷载共同作用下,Q460高强钢会产生明显的时变变形,且在同一温度和时间下,蠕变应变随应力水平的提高明显增加。李国强等^[8]通过对Q690高强钢加热后采用不同冷却条件,研究了高温后和冷却条件对高强钢力学性能的影响。Jiang等^[9-10]围绕火灾全过程开展了连续研究,先后针对Q460和Q355钢建立了火灾冷却阶段及全过程的应力-应变关系、强度退化规律及本构模型,指出冷却阶段力学性能不仅与当前温度有关,还显著受峰值温度影响。

现有研究多数仅考虑了腐蚀或火灾单一灾害对钢材力学性能的影响,而腐蚀与火灾高温共同作用对其力学性能影响的研究仍较为有限。王香仁^[11]探讨了盐雾锈蚀对Q500MC钢高温后力学性能的影响,发现500 °C以下由腐蚀效应主导强度衰减,500 °C以上则转变为温度主控,蚀坑诱发的应力集中与截面削弱共同决定其高温承载能力。Tian等^[12]研究了Q235锈蚀钢在900 °C受火后的残余性能,指出空冷条件下性能退化主要受腐蚀控制,水冷条件下腐蚀坑与快速冷却共同加剧了应力集中和延性损失。此外,Guo等^[13]提出通过叠加单一因素作用下的力学性能来推算腐蚀与火灾共同作用后的力学表现,但该方法忽略了二者之间可能存在的交互效应,其适用性有待进一步验证。已有腐蚀高温共同作用对象多为普通钢材或钢筋,针对Q690高强钢腐蚀后再经历火灾高温作用的系统研究仍较缺乏,在实际工程中,高强钢遭受腐蚀-火灾共同作用影响的情况十分常见。因此,有必要研究自然冷却和浸水冷却条件下腐蚀高强钢火灾后的力学性能退化规律。

为此,本研究以Q690高强钢为研究对象,首先采用电化学腐蚀制备不同腐蚀率的试件,在进行高温加热后分别采用自然冷却和浸水冷却,通过常温拉伸试验获得腐蚀与火灾共同作用后Q690高强钢的基本力学性能;然后建立腐蚀及火灾后Q690高强钢力学性能的数学预测模型,并采用蒙特卡罗随机抽样方法,建立了能够表征腐蚀坑空间随机分布特征的数值腐蚀模型;最后通过与试验结果对比验证了模型的合理性与适用性。旨在为腐蚀高强钢在火灾后的性能评估、剩余承载力分析及工程耐久性设计提供一定的理论参考。

1 试验概况

1.1 试件设计 试验使用国产 Q690 高强度钢, 经实测其屈服强度为 797 MPa, 极限强度为 837 MPa, 弹性模量为 2.06×10^5 MPa, 断后伸长率为 18.5%。后续分析均以实测值为基准。Q690 高强钢各化学成分的质量分数, 如表 1 所示。根据 GB/T 228.1—2021《金属材料 拉伸试验 第 1 部分: 室温试验方法》^[14], 设计了标准拉伸试件, 试件平行长度为 120 mm, 厚度为 10 mm, 试件长度为 250 mm, 尺寸如图 1 所示。

表 1 Q690 钢各化学成分的质量分数 单位: %

Material	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	V	Fe
Q690	0.070	0.150	1.610	0.007	0.002	0.010	0.002	0.003	98.146

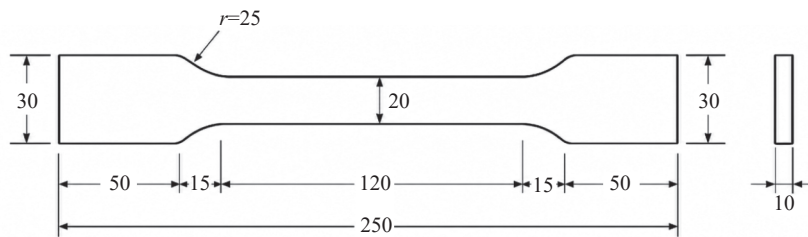


图 1 试件尺寸(单位:mm)

1.2 腐蚀试验 为模拟潮湿大气环境下钢材的腐蚀, 采用加速电化学腐蚀的方法来模拟钢材的腐蚀行为。根据 GB/T 19 746—2018《金属和合金的腐蚀盐溶液周浸试验》^[15], 采用质量分数为 5% 的 NaCl 溶液以模拟海水环境。5%NaCl 溶液的 pH 值被控制在 8.2 左右, 且水箱温度通过水温控制器调节, 保持在 25 ± 2 °C。在恒流通电法中, 恒流源的正极连接待腐蚀试件, 负极连接不锈钢槽。试件通过固定木块和细线保持水平置于溶液中。为防止腐蚀不均匀, 腐蚀试件应至少被淹没于液面以下 10 mm。同时, 需保证 Q690 高强钢不能与钢槽接触, 否则会造成短路问题。采用型号为 DP305 的恒流源, 设定恒定电流为 5 A。根据电化学试验中腐蚀率的梯度设计, 设置了 1 组未腐蚀的对照组和 3 组不同腐蚀率的试验组, 试验组腐蚀率分别为 3%、5% 和 7%, 4 组试件共计 152 个。本研究对照组为腐蚀率为 0 的试件, 其温度工况包括 25、200、300、400、500、600、700、800、900 和 1 000 °C。根据文献 [16], 碳钢腐蚀速率为 $0.135 \text{ mm} \cdot \text{a}^{-1}$, 海洋大气环境下高强钢根据腐蚀 10 a 进行折算会产生大约 10% 的质量损失率, 本研究腐蚀率的设置主要参考了海洋大气环境中钢材常见的腐蚀水平。为了避免腐蚀产物长期附着在试件表面, 导致后期除锈处理困难, 试验中对腐蚀后的试件进行每天一次除锈工作。在开始腐蚀试验前, 应对所有待测试的试件进行称重, 以便后续制定腐蚀计划, 电化学腐蚀试验如图 2 所示。

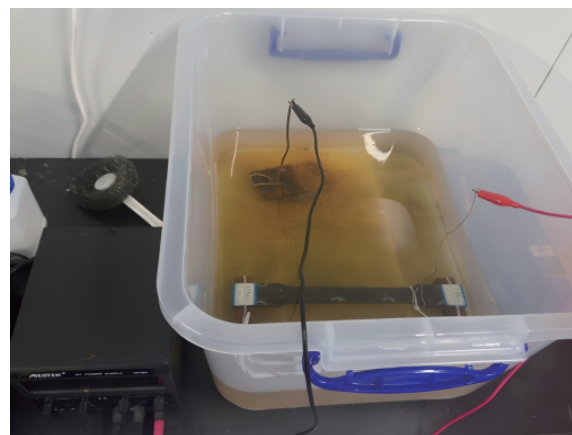
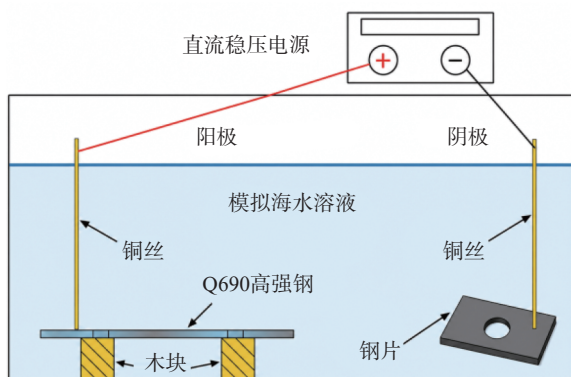


图 2 电化学腐蚀示意图

钢材在潮湿大气中的腐蚀表现为电化学腐蚀。根据法拉第电解定律, 电极表面发生溶解或析出反应

的物质质量 m 与通过电解液的电量 Q 呈线性关系:

$$m = KQ = KIt \quad (1)$$

其中, m 为电极上溶解(或析出)的物质质量, g; Q 为通过电解液的总电量, C; I 为电流强度, A; t 为通电时间, s。 K 为该物质的电化学当量, $\text{g} \cdot \text{A}^{-1} \cdot \text{s}^{-1}$; 电化学加速腐蚀实质上是利用外加电流控制阳极溶解速率的一种方法。若在整个腐蚀过程保持电流为常值, 则称为恒电流腐蚀。

根据式(1), 在给定目标腐蚀质量 m 的条件下, 可计算出所需的通电时间:

$$t = \frac{m}{KI} \quad (2)$$

Q690 高强钢的腐蚀率根据质量损失率 η :

$$\eta = \frac{m_a - m_b}{m_a} \times 100\% = \frac{\Delta m}{m_a} \times 100\% \quad (3)$$

其中, m_a 为试件腐蚀前的整体质量; m_b 为试件腐蚀后的整体质量; Δm 为试件因腐蚀减少的质量。根据法拉第电解定律, 通过控制时间来控制质量损失率, 以便获取不同目标质量损失率的试件。文献 [17] 指出, 海南岛的高温、高湿和高盐雾环境属于典型苛刻海洋大气环境, 碳钢和耐候钢的大气腐蚀本质上是薄液膜下的电化学过程。在该环境下, 试件腐蚀过程中易出现锈层开裂、鼓包、分层、剥落及局部腐蚀扩展等现象, 因此可采用电化学加速腐蚀来模拟海洋环境下高强钢腐蚀。

1.3 高温后拉伸试验 将对照组和试验组的试件进行高温加热试验, 分别采用自然冷却和浸水冷却使试件恢复到室温, 随后在常温下进行拉伸试验, 得到其工程应力-应变曲线以及屈服强度、抗拉强度、弹性模量和伸长率等力学参数。试验包括加热、冷却和常温拉伸 3 个步骤。采用热电偶实测试件表面温度, 实测温度与目标温度的偏差控制在 $\pm 15^\circ\text{C}$ 以内。随后停止加热并采用 2 种冷却条件使试件恢复至室温: (1) 自然冷却, 即将试件置于室温 (25°C) 自然环境中缓慢冷却; (2) 浸水冷却, 即将试件迅速浸入室水中急冷。冷却结束后将试件静置 24 h, 待其完全达到室温后进行后续拉伸试验。

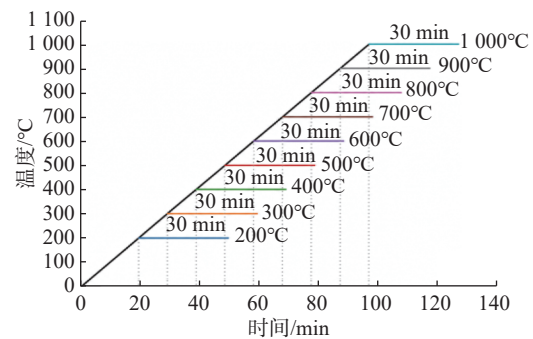


图3 升温曲线

所有力学性能分析均以实测加热温度为基准。试验使用马弗炉进行高温加热, 温度设置为 200、300、400、500、600、700、800、900 和 1000°C , 加热温度区间能够覆盖钢结构火灾中由中低温热影响到严重高温损伤的典型范围^[18]。加热过程中, 马弗炉以 $10^\circ\text{C} \cdot \text{min}^{-1}$ 进行升温, 达到目标温度后保温 30 min, 使试件内外温度充分均匀。升温曲线如图 3 所示。

冷却结束后, 将试件置于室温自然环境中静置 24 h, 并记录其表面形貌变化; 随后在量程为 300 kN 的电子式万能试验机上进行单轴拉伸试验。试验开始前, 将引伸计夹在试件平行长度的原始标距段, 引伸计的原始标距为 50 mm。根据 GB/T 228.1—2021《金属材料 拉伸试验 第 1 部分: 室温试验方法》标准要求, 试验采用位移控制方式拉伸, 位移速率设定为 $5 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ 。根据上述试验得到试件的表面特征、断口破坏特征、工程应力-应变曲线、屈服强度折减系数、极限强度折减系数、弹性模量折减系数和伸长率折减系数。试验试件编号 C0T200A、C0T200W 和 C3T200A, 其中“C0”代表未腐蚀对照组试件, “C3”代表腐蚀率为 3% 的试验组试件; “T200A”代表 200°C 加热后自然冷却; “T200W”代表 200°C 加热后浸水冷却; 其余编号以此类推。

2 试验结果分析

2.1 表面特征 3% 腐蚀率高温拉伸后不同冷却条件下试件的表面特征如图 4 所示。经过高温加热并冷

却后, 试件表面会出现明显的颜色变化, 并随温度区间和冷却条件不同而有所差异。对于在 200 ~ 600 °C 的试件, 自然冷却后试件表面多呈红褐色, 而水冷条件下试件则表现为以黄色为主。温度升至 700 ~ 800 °C 时, 自然冷却的试件表面颜色由红褐色逐渐向蓝色转变, 且随加热温度进一步升高, 蓝色愈发突出; 浸水冷却的试件表面则呈深褐色。在 900 ~ 1 000 °C 高温下, 自然冷却的试件表面完全变成蓝色, 浸水冷却的试件表面呈现深蓝色。

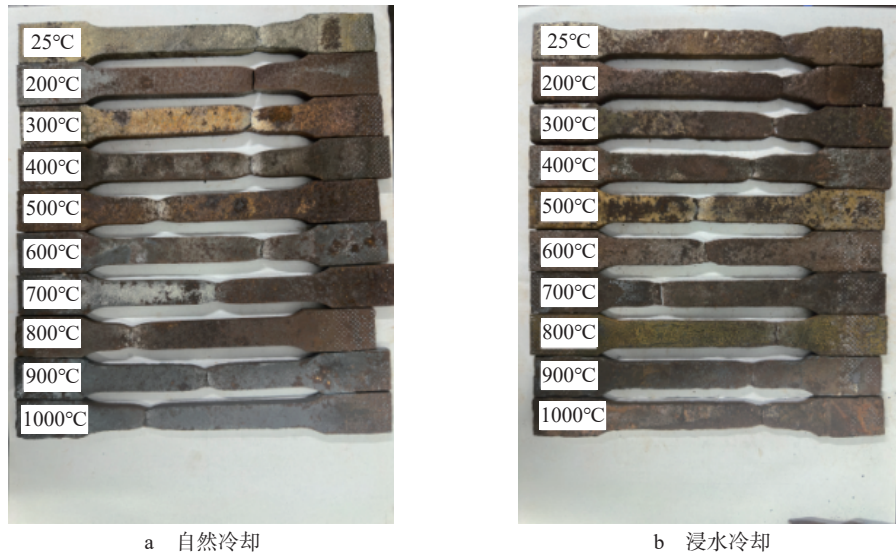


图 4 3% 腐蚀率高温拉伸后不同冷却条件下各试件的表面特征

2.2 试件断口破坏特征 5% 腐蚀率试件断口破坏特征对比如图 5 所示。由于腐蚀和火灾的共同作用, 腐蚀试件的断口位置相对随机。依据断裂面的几何特征, 可将其分为凹槽型断口(如图 5a 和图 5b 所示)和剪切滑移型断口(如图 5c 和图 5d 所示)。当试件加热温度为 200 °C 并处于自然冷却条件下时, 拉伸破坏后试件断口呈凹槽型, 截面收缩较为充分, 说明其破坏过程仍以韧性断裂为主(如图 5a 所示)。当温度为 800 °C 时, 冷却条件成为影响试件断口破坏特征的主导因素, C5T800A 试件保持了良好的韧性, 而 C5T800W 试件颈缩减少(如图 5b 和图 5c 所示)。随着温度进一步升高至 900 °C, C5T900W 试件表现出更明显的剪切滑移型断口(如图 5d 所示)。

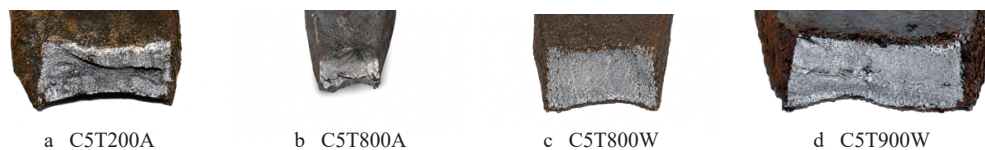


图 5 5% 腐蚀率试件断口破坏特征对比

2.3 工程应力-应变曲线 对照组和试验组 Q690 高强钢不同冷却条件下得到的工程应力-应变曲线如图 6 和图 7 所示。工程应力计算为载荷除以拉伸试件的平行段原始横截面积, 工程应变计算为长度变化除以原始标距长度。此类计算未考虑加载过程中平行段面积的变化, 便于尺寸测量。

由图 6 和图 7 可知, 腐蚀率、温度和冷却条件对 Q690 高强钢的工程应力-应变曲线具有显著影响。在自然冷却下, 高温后的曲线总体形状与对照组相近, 屈服平台明显, 硬化段和颈缩段明显。在同一腐蚀率下, 当温度处于 25 ~ 700 °C 时, 不同冷却条件下的工程应力-应变曲线相似, 表明在该温度范围内冷却条件对力学性能的影响很小。在浸水冷却条件下, 当同一腐蚀率的温度处于 700 °C 以上时, 试件的屈服平台消失, 900 °C 和 1 000 °C 时, 极限强度显著提高, 但延性急剧降低, 试件表现出明显的脆性特征。

2.4 屈服强度折减系数 当 Q690 高强钢工程应力-应变曲线出现明显的屈服平台时, 以屈服平台的下限值作为试件的屈服强度; 若不呈现明显屈服平台, 则取 0.2% 残余应变对应的应力值决定。不同腐蚀率和冷却条件下 Q690 高强钢屈服强度折减系数如图 8 所示。在同一腐蚀率下, 在温度处于 700 ~ 900 °C 时,

不同冷却条件对屈服强度的影响不同。自然冷却的试件屈服强度随着温度的升高逐渐降低。水冷却的试件屈服强度随着温度的升高逐渐上升,在 900 ℃ 时屈服强度达到最大值。

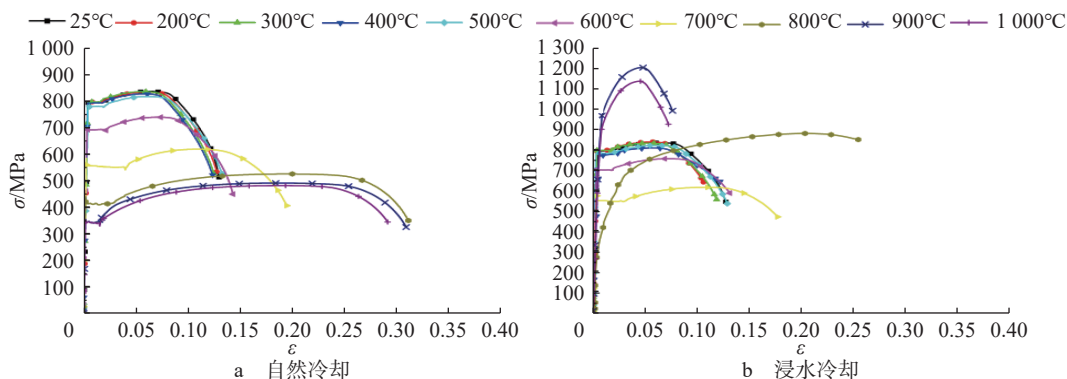


图 6 不同冷却条件下对照组 Q690 高强钢的工程应力-应变曲线

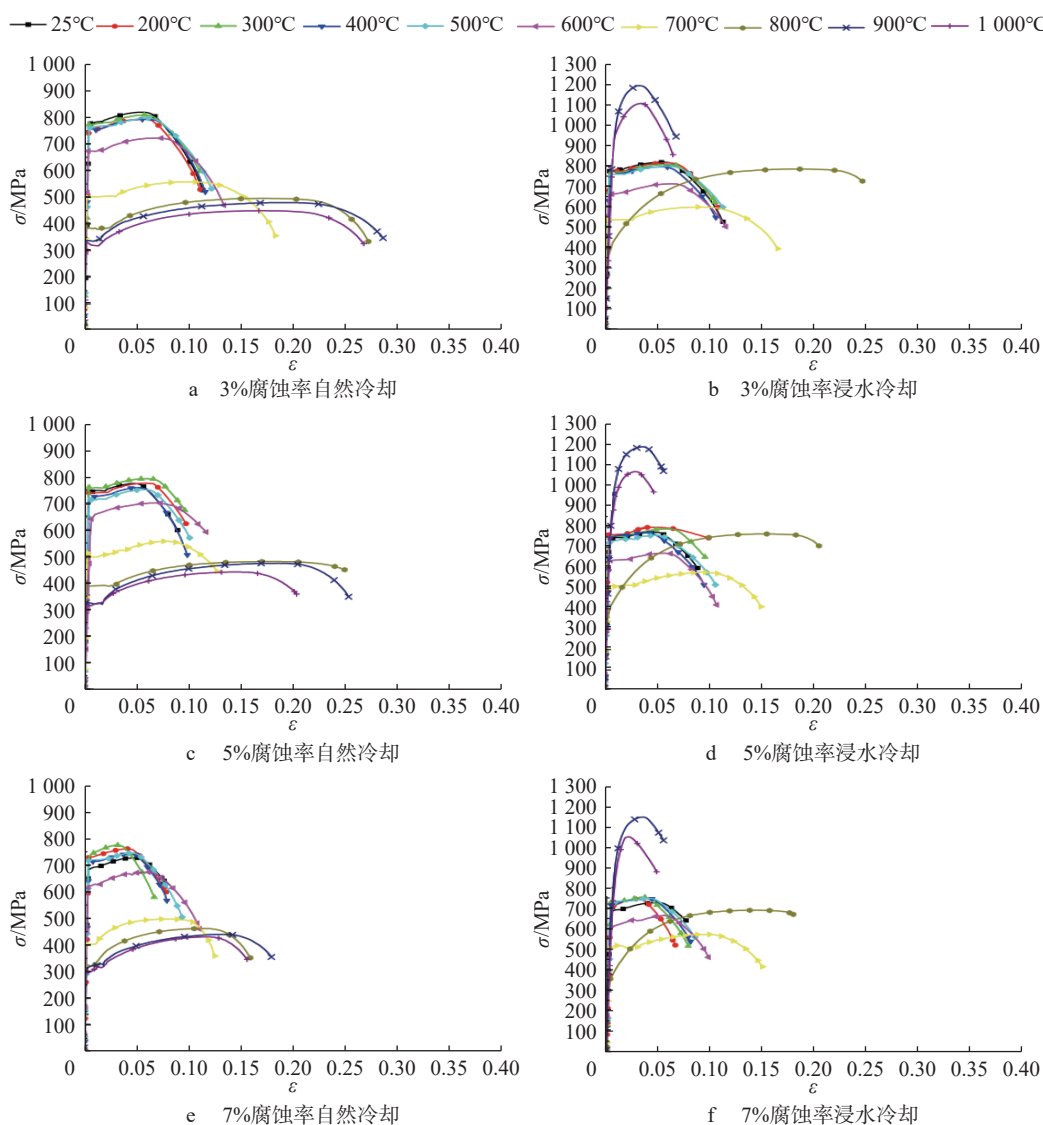


图 7 不同腐蚀率、温度和冷却条件下试验组 Q690 高强钢的工程应力-应变曲线

2.5 极限强度折减系数 极限强度为工程应力-应变曲线中的最大应力值。不同腐蚀率和冷却条件下 Q690 高强钢极限强度折减系数如图 9 所示。在同一腐蚀率自然冷却条件下,当温度处于 600 ~ 1 000 ℃

时, 极限强度开始逐步衰减, 1 000 ℃ 时极限强度达到最小值, 7% 腐蚀率 1 000 ℃ 试件的极限强度较对照组试件 1 000 ℃ 极限强度降低了 10.8%。在同一腐蚀率浸水冷却条件下, 当温度处于 500 ~ 1 000 ℃, 极限强度出现先减小后增大, 最后 1 000 ℃ 时再减小。对于 C7T900W 试件, 900 ℃ 时极限强度显著提高(相较于 C7T25W 试件极限强度提高了 57.1%)。但腐蚀率的增加会降低试件的极限强度峰值, 因为腐蚀坑作为裂纹源, 在拉伸载荷作用下易引起局部应力集中, 从而促进微裂纹萌生与扩展, 加速材料断裂过程^[19]。

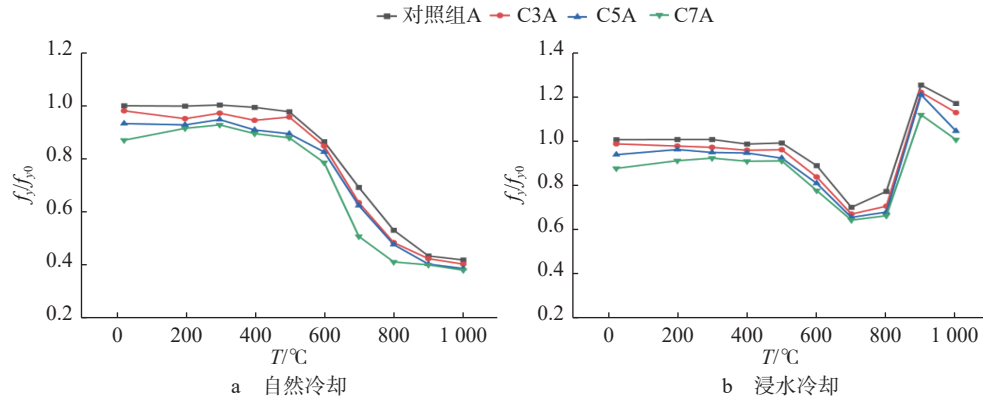


图 8 不同腐蚀率和冷却条件下 Q690 高强钢屈服强度折减系数

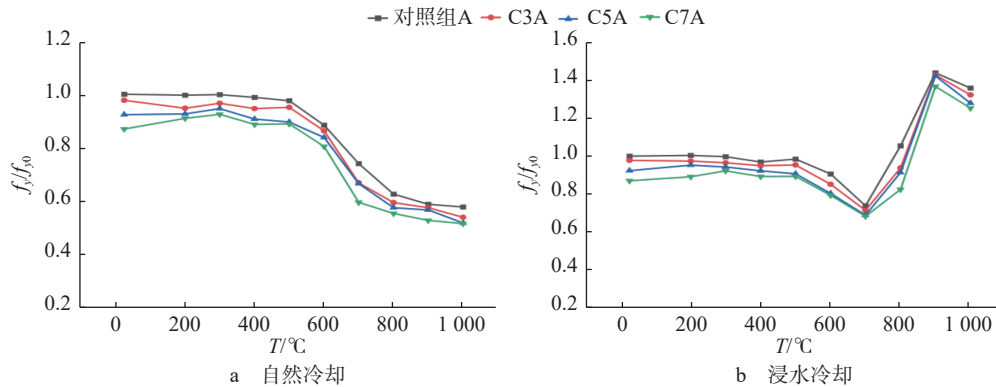


图 9 不同腐蚀率和冷却条件下 Q690 高强钢极限强度折减系数

2.6 弹性模量折减系数 试验中弹性模量由拉伸试验弹性阶段应力-应变曲线的斜率确定。不同腐蚀率和冷却条件下 Q690 高强钢弹性模量折减系数如图 10 所示。在腐蚀率相同的前提下, 不同冷却条件下 Q690 高强钢的弹性模量相差甚微, 经计算变化幅度在 4.8% 之内, 表明冷却条件对其刚度影响较为有限。随着腐蚀率和温度的增加, 弹性模量略有下降。该结果与文献 [20] 的结论一致, 即在工程火后性能评估中, 弹性模量可适当取为常数, 而强度和延性折减应作为关键控制指标。

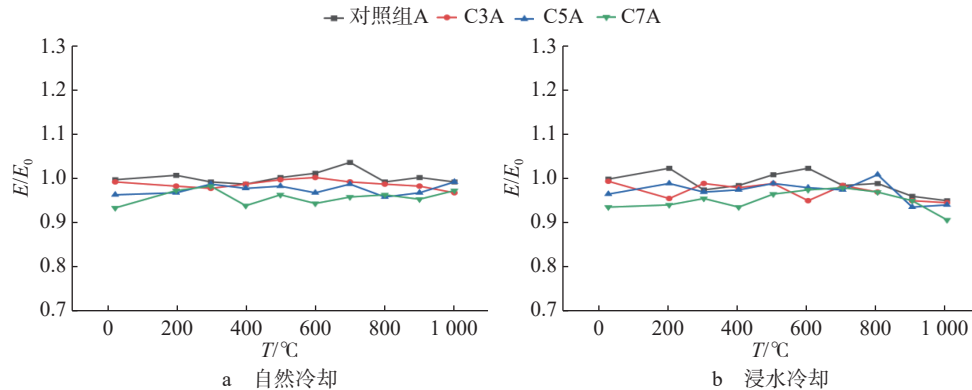


图 10 不同腐蚀率和冷却条件下 Q690 高强钢弹性模量折减系数

2.7 伸长率折减系数 不同腐蚀率和冷却条件下 Q690 钢材伸长率折减系数如图 11 所示。在同一腐蚀率条件下, 温度从 800~900 °C, 自然冷却条件下伸长率增加明显, 经计算 C7T900A 试件伸长率是 C7T25A 试件伸长率的 2.05 倍。在浸水冷却条件下, 经计算 C7T800W 试件伸长率达到最大值, 为 C7T25W 试件伸长率的 1.95 倍, 当温度升至 900 °C 时试件伸长率急剧下降, 经计算仅为 C7T25W 试件伸长率的 72%。上述试件伸长率的变化规律可从高强钢相变机理角度加以解释: 根据现有研究 [21-23], Q690 钢在加热至奥氏体化温度后快速水冷时, 奥氏体将转变为马氏体及少量铁素体, 马氏体组织的形成使晶粒粗化, 从而导致材料强度提高而塑性显著降低。本研究试验结果与上述多项研究报道的机理相符。在相同冷却条件及同一温度下, 与对照组试件伸长率相比, 试件表面形成的微观裂纹及非均匀损伤使试件伸长率进一步降低。随着腐蚀率增加, 原有腐蚀坑进一步扩展, 加剧了局部损伤的发展, 试件极限应变呈持续下降趋势^[24]。

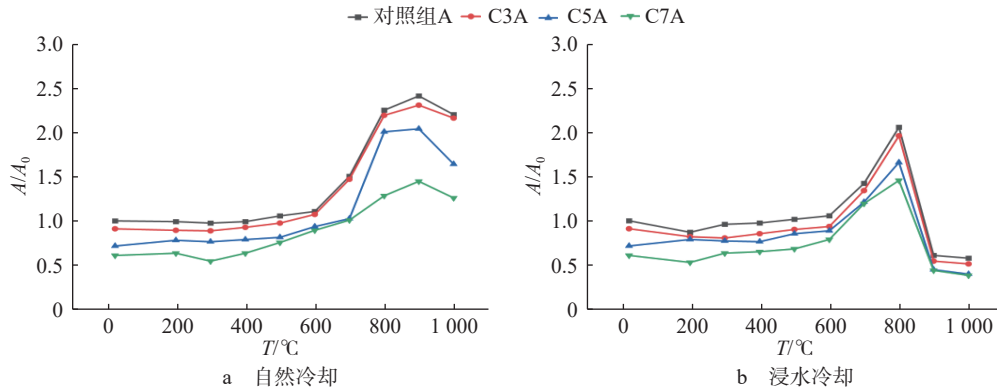


图 11 不同腐蚀率和冷却条件下 Q690 钢材伸长率折减系数

3 腐蚀 Q690 钢材过火后的力学性能数学模型

现有研究多分别关注腐蚀或高温后的力学性能变化, 但对于两者共同作用下强度、刚度与延性退化规律的计算模型仍较为有限。各类钢材在高温后的性能变化程度存在明显差异, 已有文献 [23,25-26] 的相关计算模型因未考虑腐蚀缺陷的影响, 难以准确适用于腐蚀火灾后的 Q690 钢材。为准确表征 Q690 钢在腐蚀缺陷和火灾高温共同作用后的力学退化特性, 本研究依据试验所得不同腐蚀率及温度下的力学性能折减系数, 采用最小二乘法结合回归分析构建了适用于不同腐蚀率和火灾后在经历不同冷却条件(自然冷却和浸水冷却)后力学性能数学模型。此外, 还提供了决定系数 R_{adj}^2 来评估预测方程的精度, 即 R_{adj}^2 越接近于 1, 预测值越精准, 本研究数学模型主要适用于海洋大气条件下总体腐蚀率较低至中等的情况。

3.1 屈服强度折减系数计算公式 腐蚀和温度对钢材屈服强度变化表达式如下:

(1) 自然冷却

$$f_y/f_{y0} = 1 - 1.482\eta \quad 0 \leq \eta \leq 0.07, 20^\circ\text{C} \leq T < 500^\circ\text{C}, \quad R_{adj}^2 = 0.999 \quad (4)$$

其中, η 为腐蚀率, f_y 为 Q690 高强钢经历温度 T 后的残余屈服强度, f_{y0} 为钢材常温下原始屈服强度。

$$\begin{aligned} f_y/f_{y0} = & -0.965 + 0.011T - 1.781 \times 10^{-5}T^2 + \\ & 8.513 \times 10^{-9}T^3 + 13.136\eta - 0.056\eta T + \\ & 6.701 \times 10^{-5}\eta T^2 - 2.418 \times 10^{-8}\eta T^3 \end{aligned} \quad 0 \leq \eta \leq 0.07, 500^\circ\text{C} \leq T \leq 1000^\circ\text{C}, \quad R_{adj}^2 = 0.979 \quad (5)$$

(2) 浸水冷却

$$f_y/f_{y0} = 1 - 1.358\eta \quad 0 \leq \eta \leq 0.07, 20^\circ\text{C} \leq T < 500^\circ\text{C}, \quad R_{adj}^2 = 0.999 \quad (6)$$

$$\begin{aligned} f_y/f_{y0} = & 36.115 - 0.135T + 1.679 \times 10^{-4}T^2 - \\ & 6.769 \times 10^{-8}T^3 - 30.787\eta + 0.097\eta T - \quad 0 \leq \eta \leq 0.07, \quad 500^\circ\text{C} \leq T \leq 1\,000^\circ\text{C}, \quad R_{\text{adj}}^2 = 0.926 \quad (7) \\ & 9.767 \times 10^{-5}\eta T^2 + 2.741 \times 10^{-8}\eta T^3 \end{aligned}$$

3.2 极限强度折减系数计算公式 腐蚀和温度对钢材极限强度变化表达公式如下:

(1) 自然冷却

$$f_u/f_{u0} = 1 - 1.515\eta \quad 0 \leq \eta \leq 0.07, 20^\circ\text{C} \leq T < 500^\circ\text{C}, \quad R_{\text{adj}}^2 = 0.999 \quad (8)$$

其中, f_u 为 Q690 钢材经历温度 T 后的残余极限强度, f_{u0} 为钢材常温下原始极限强度。

$$\begin{aligned} f_u/f_{u0} = & 0.419 + 0.004T - 8.749 \times 10^{-6}T^2 + \\ & 4.534 \times 10^{-9}T^3 + 13.093\eta - 0.060\eta T + \quad 0 \leq \eta \leq 0.07, 500^\circ\text{C} \leq T \leq 1\,000^\circ\text{C}, \quad R_{\text{adj}}^2 = 0.965 \quad (9) \\ & 7.986 \times 10^{-5}\eta T^2 - 3.363 \times 10^{-8}\eta T^3 \end{aligned}$$

(2) 浸水冷却

$$f_u/f_{u0} = 1 - 1.451\eta \quad 0 \leq \eta \leq 0.07, 20^\circ\text{C} \leq T < 500^\circ\text{C}, \quad R_{\text{adj}}^2 = 0.999 \quad (10)$$

$$\begin{aligned} f_u/f_{u0} = & 42.975 - 0.165T + 2.099 \times 10^{-4}T^2 - \\ & 8.661 \times 10^{-8}T^3 - 65.835\eta + 0.258\eta T - \quad 0 \leq \eta \leq 0.07, 500^\circ\text{C} \leq T \leq 1\,000^\circ\text{C}, \quad R_{\text{adj}}^2 = 0.956 \quad (11) \\ & 3.355 \times 10^{-4}\eta T^2 + 1.412 \times 10^{-7}\eta T^3 \end{aligned}$$

3.3 弹性模量折减系数计算公式 试验结果表明, 在本研究涉及的温度区间及 2 种冷却条件下, 钢材的弹性模量基本保持稳定, 可认为二者对弹性模量的影响可以忽略, 因此只考虑腐蚀程度对弹性模量的影响。腐蚀对钢材弹性模量变化表达公式如下:

$$E/E_0 = 1 - 0.499\eta \quad 0 \leq \eta \leq 0.07, \quad R_{\text{adj}}^2 = 0.999 \quad (12)$$

其中, E 为 Q690 钢材经历温度 T 后的残余弹性模量, E_0 为钢材常温下原始弹性模量。

3.4 伸长率折减系数计算公式 腐蚀和温度对钢材伸长率变化表达公式如下:

(1) 自然冷却

$$A/A_0 = 1 - 4.701\eta \quad 0 \leq \eta \leq 0.07, 20^\circ\text{C} \leq T < 500^\circ\text{C}, \quad R_{\text{adj}}^2 = 0.996 \quad (13)$$

其中, A 为 Q690 钢材经历温度 T 后的残余伸长率; A_0 为钢材常温下原始伸长率。

$$\begin{aligned} A/A_0 = & -0.463 + 1.926T - 279.082T^2 + \\ & 5409.754T^3 + 0.003\eta + 0.011\eta T - \quad 0 \leq \eta \leq 0.07, 500^\circ\text{C} \leq T \leq 1\,000^\circ\text{C}, \quad R_{\text{adj}}^2 = 0.966 \quad (14) \\ & 0.304\eta T^2 - 2.868\eta T^3 \end{aligned}$$

(2) 浸水冷却

$$A/A_0 = 1 - 5.00024\eta \quad 0 \leq \eta \leq 0.07, 20^\circ\text{C} \leq T \leq 500^\circ\text{C}, \quad R_{\text{adj}}^2 = 0.995 \quad (15)$$

$$\begin{aligned} A/A_0 = & -56.913 + 0.212T - 2.505 \times 10^{-4}T^2 + \\ & 9.555 \times 10^{-8}T^3 + 82.219\eta - 0.281\eta T + \quad 0 \leq \eta \leq 0.07, 500^\circ\text{C} \leq T \leq 1\,000^\circ\text{C}, \quad R_{\text{adj}}^2 = 0.931 \quad (16) \\ & 2.839 \times 10^{-4}\eta T^2 - 8.746 \times 10^{-8}\eta T^3 \end{aligned}$$

由式(4)~(16)可知, 各拟合公式的决定系数 R_{adj}^2 均不低于 0.926, 屈服强度和极限强度折减系数拟合精度较高, 伸长率折减系数受材料离散性和腐蚀不均匀性影响精度略低, 但均满足工程预测要求。对高强钢的试验结果与拟合公式对比如图 12 所示。从图 12 可知, 本研究所提的拟合公式与试验数据吻合良好。

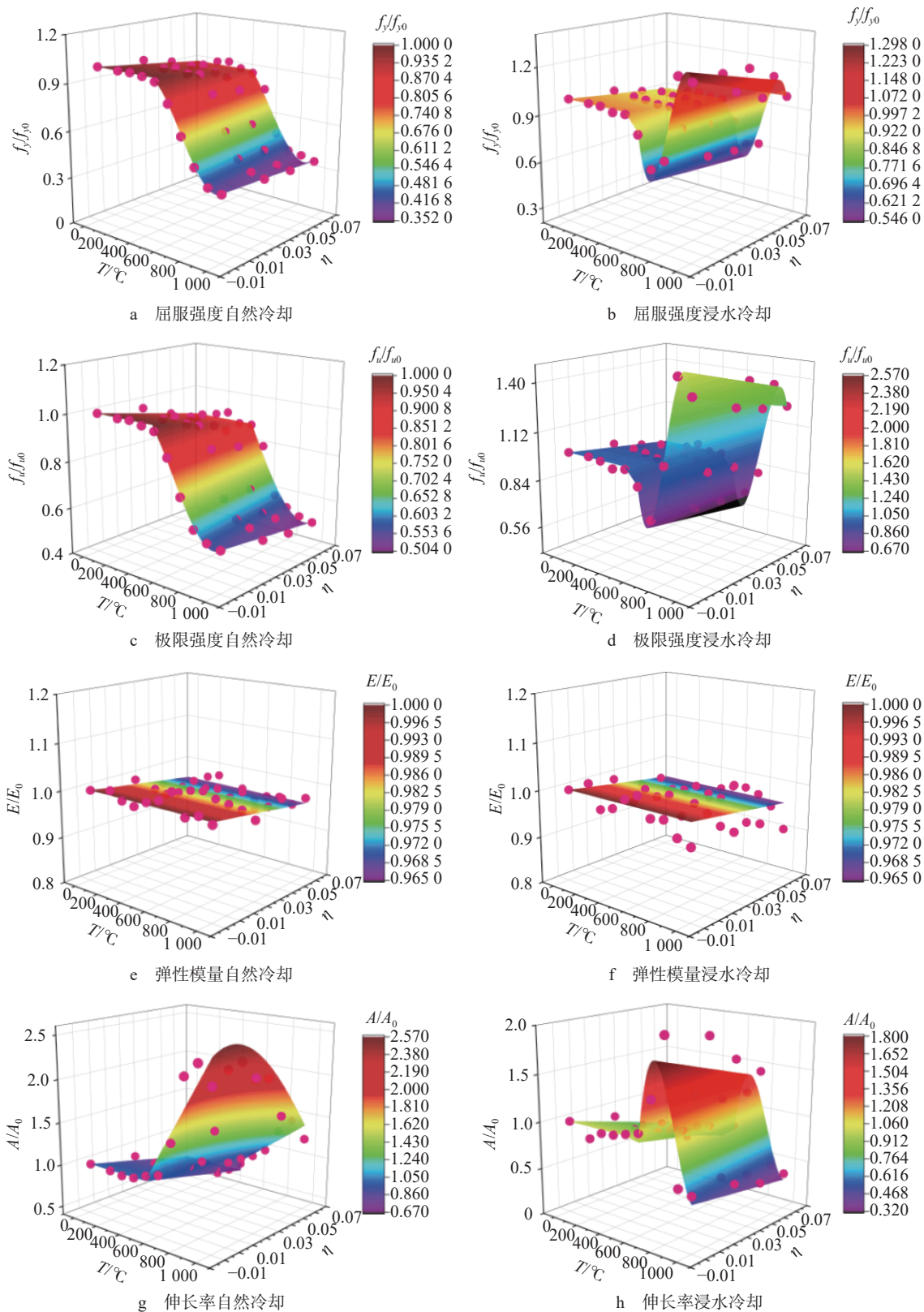


图 12 试验结果与拟合公式结果对比图

4 有限元分析

4.1 理论基础 为揭示腐蚀火灾后试件表面形貌变化对其力学响应的影响规律,选取试验组不同腐蚀率

周自豪等. 腐蚀 Q690 高强度钢火灾后力学性能研究

Natural Science of Hainan University (ISSN 1004-1729)

<https://hndk.hainanu.edu.cn>

下极限应变最大的试样 T900A 和极限应变最小的试样 T900W 作为典型研究对象。并基于蒙特卡罗原理^[27] 构建腐蚀坑随机分布的腐蚀模型,以表征腐蚀损伤的随机性与非均匀性。在此基础上,对腐蚀火灾后钢材的力学行为开展数值分析,并结合试验结果对模型进行校准。

已有研究中, Liu^[28] 和 Zhao^[29] 等将蒙特卡罗方法用于混凝土粗骨料随机分布模型的构建,从而为揭示钢筋混凝土结构耐久性演化规律及承载力退化机制提供了重要依据。光滑板材试件有限元模型如图 13 所示。采用实体单元对试件进行有限元建模,首先按照试件的 1:1 实体几何构型建立对应的数值模型。采用柴鸿羽等^[30] 提出的颈缩开始后的应力-应变模型,有限元数值分析采用有限元软件 Abaqus^[31], 网格尺寸取 1 mm×1 mm, 与试验试件约束条件相同,有限元模型左端为固定约束,右端施加轴向位移使试件受拉。

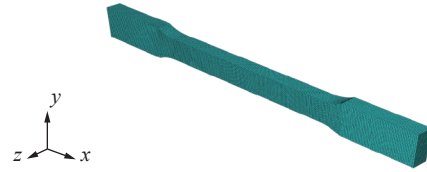


图 13 光滑板材试件有限元模型

4.2 不同腐蚀率情况下钢材的有限元模型 考虑到 Abaqus 主要用于推导验证真实应力应变模型,因此采用简化方法建模;依据试样尺寸参数,在模型内采用蒙特卡罗原理,并借助 Python 软件代码随机生成删减单元的位置分布,导入到 Abaqus 软件中,当在试件范围内产生的删减网格的总数量达到 set 值时,程序自动输出所有满足给定条件的删减网格模型。为了定量表征随机删减网格模型中的腐蚀损伤程度,采用体积损失率定义数值模型的腐蚀率。完整试件模型的初始体积记为 V_0 , 随机删除单元后的剩余体积记为 V_c , 则模型的体积损失率 η_v 的定义为

$$\eta_v = \frac{V_0 - V_c}{V_0} \times 100\% \quad (17)$$

当累计删除单元体积达到目标腐蚀率对应的体积损失时,生成相应腐蚀程度下的随机腐蚀有限元模型。随机删减网格试件的示意图,如图 14 所示。不同腐蚀率下的的有限元模型,如图 15 所示。

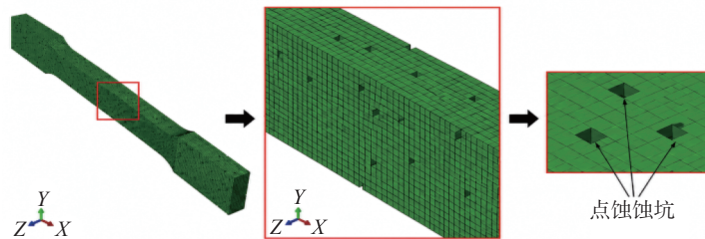


图 14 随机删减网格试件

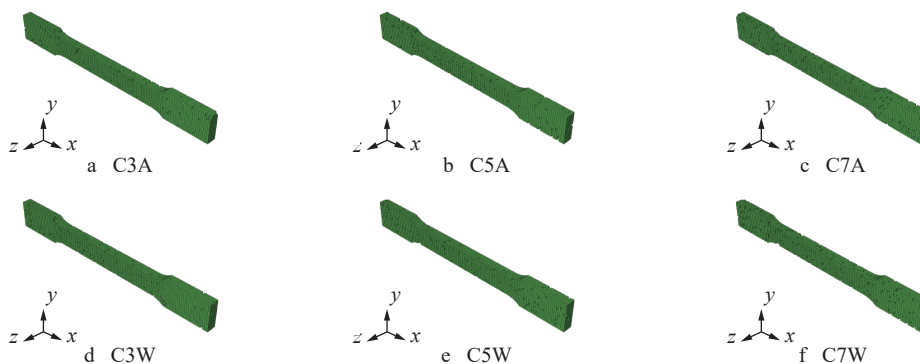


图 15 不同腐蚀程度钢材的有限元模型

4.3 对模拟结果的讨论

4.3.1 对照组的计算结果分析 C0T900A 试件的应力云图如图 16 所示。C0T900A 试验与模拟工程应力-应变曲线对比如图 17 所示,二者之间的偏差较小,说明所建立的有限元模型能够较准确地反映试件的

受力与变形行为,验证了模型的合理性和有效性。

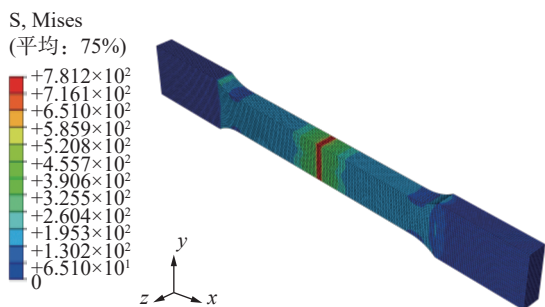


图 16 C0T900A 试件的应力云图

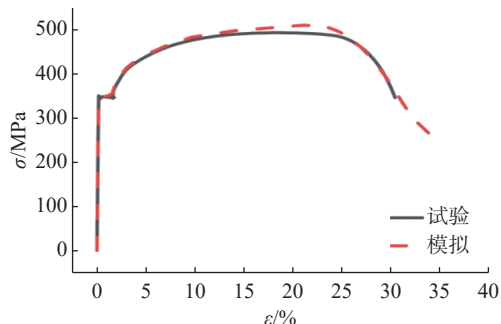


图 17 试件 C0T900A 的试验与模拟工程应力-应变曲线对比

4.3.2 随机腐蚀模型计算结果的离散性分析 为了进一步验证随机删减网格腐蚀模型的准确性,基于 5% 腐蚀率 900℃ 自然冷却条件下,设计了 3 组模拟,通过改变 Python 随机单元删减代码,各模型保持相同的腐蚀率、材料本构关系、网格尺寸和边界条件,仅删减网格的随机分布位置不同。不同删减网格分布下的模拟数据与试验对比如表 2 所示。由表 2 可知,由于删减网格的随机性,在多次模拟分析下,第一组模拟的平均误差最小。三组模拟误差均在 3.00% 以内,说明随机腐蚀分布对整体计算结果影响有限,所建立的随机删减网格模型具有较好的稳定性和可靠性。

表 2 不同删减网格分布下的模拟数据与试验对比

	屈服强度/MPa	极限强度/MPa	伸长率/%	误差/%
试验	318	473	22.5	—
第一组模拟	322	474	23.1	1.41
第二组模拟	310	469	22.8	1.72
第三组模拟	307	467	23.3	2.82

4.3.3 对试验组计算结果的分析 结合上述离散性分析,选取不同腐蚀率内误差较小的一组建立腐蚀模型,分析不同腐蚀率下模型的屈服强度和极限强度,试件试验数据与模拟结果对比如表 3 所示。由表 3 可知,这 2 种趋势相对一致,总体模拟结果略高于试验结果,与试验结果吻合良好。本研究所采用的腐蚀建模方法及有限元分析流程具有一定的合理性和有效性。

表 3 试件试验数据与模拟结果对比

试件	模拟减重率/%	屈服强度/MPa			极限强度/MPa		
		模拟	试验	误差/%	模拟	试验	误差/%
C0T900A	—	353	343	2.92	508	491	3.46
C3T900A	3.01	345	335	2.99	484	480	0.83
C3T900W	3.00	1 005	968	3.82	1 140	1 194	4.74
C5T900A	5.01	313	318	1.60	474	473	1.48
C5T900W	5.00	995	960	3.65	1 162	1 190	2.41
C7T900A	7.01	302	316	4.64	439	440	0.23
C7T900W	7.00	940	887	5.98	1091	1144	4.86

900℃ 不同腐蚀率和冷却条件下试验与模拟工程应力-应变曲线对比如图 18 所示,造成误差的原因在于腐蚀损伤模拟过程中采用了理想化处理,难以充分体现真实腐蚀表面的不规则形貌特征,如腐蚀坑深度离散性、腐蚀坑聚集分布、表面粗糙度变化及由此引起的局部应力集中,这些因素会进一步削弱试件在试验中的实际承载能力。

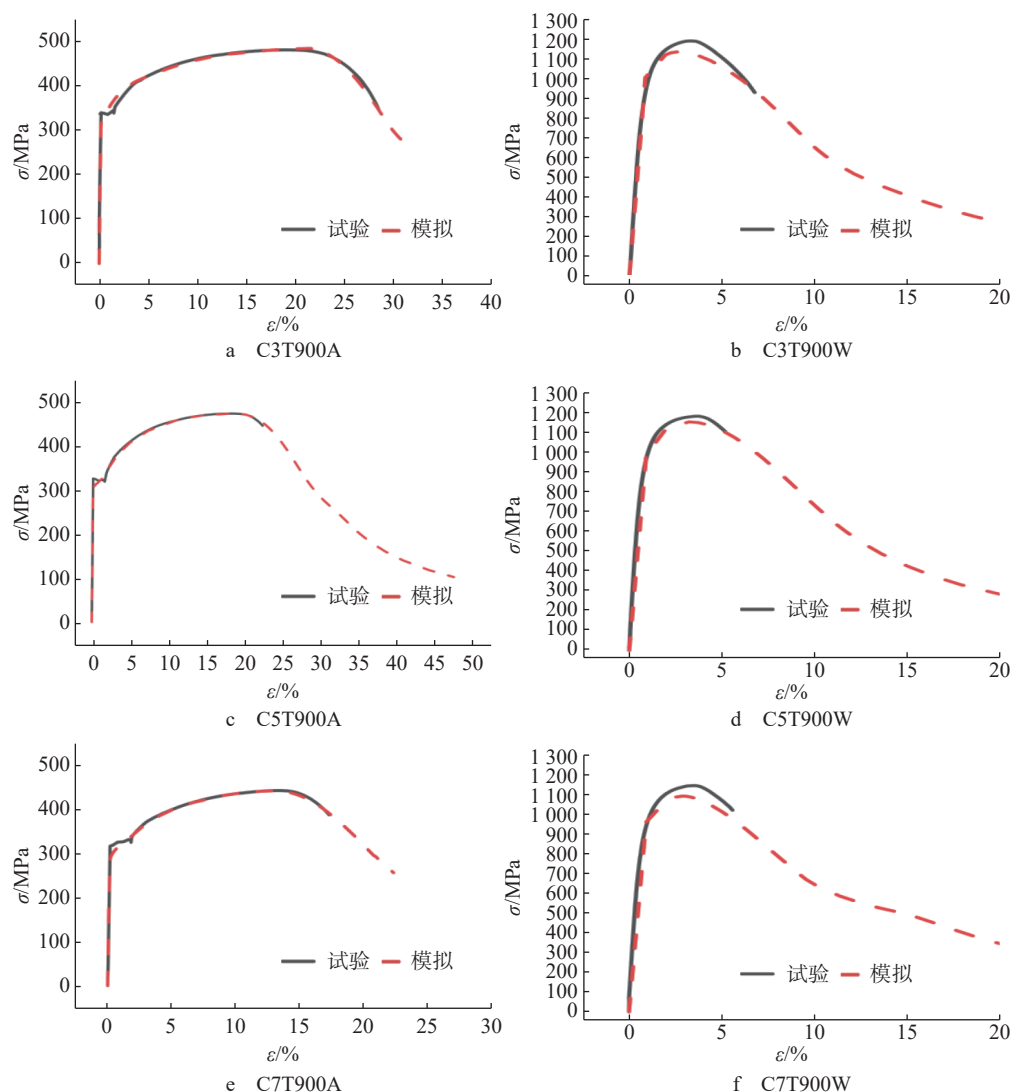


图 18 900 °C 不同腐蚀率和冷却条件下试验与模拟工程应力-应变曲线对比

5 结 论

本研究对不同腐蚀率、不同加热温度和不同冷却条件的 Q690 高强钢进行了常温拉伸试验。基于试验数据和最小二乘法建立了腐蚀及火灾后 Q690 高强钢力学性能数学预测模型,最后采用 Abaqus 对试件进行有限元模拟,并与试验结果进行了比较,验证了腐蚀火灾后模型的有效性。主要结论如下:

(1)在同一腐蚀率下,当温度升至 800 °C 后, C5T800A 试件呈现塑性变形特征为凹槽型断口,而 C5T800W 试件颈缩有所减弱表现出剪切滑移型断口,说明在该温度下不同冷却条件会影响试件断口破坏特征。

(2)在同一腐蚀率下,当温度处于 700 ~ 900 °C 时,屈服强度和极限强度在自然冷却条件下逐步下降,在浸水冷却条件下逐渐上升。在同一温度和冷却条件下,弹性模量和伸长率随着腐蚀率的增加而下降。

(3)基于试验所得不同腐蚀率及温度下的力学性能折减系数,考虑不同冷却条件,建立了力学性能数学模型,并验证了模型的准确性。对随机删减网格的高强钢有限元模型进行模拟分析,总体模拟数据略高于试验数据,与试验数据吻合良好,表明所建立的有限元模型具有一定的适用性。

参考文献:

[1] TARIQ F. Combined effects of corrosion and fire on load-carrying response of hot-rolled steel reinforcement[J]. *Journal of*

ZHOU Zihao et al. Post-fire mechanical properties of corroded Q690 high-strength steel

Natural Science of Hainan University (ISSN 1004-1729)

<https://hndk.hainanu.edu.cn>

- Structural Fire Engineering*, 2024, 15(4): 619–644.
- [2] 徐善华, 王皓, 苏磊. 中性盐雾腐蚀环境中 Q235 钢板力学性能的退化规律 [J]. *机械工程材料*, 2016, 40(5): 86–91.
XU S H, WANG H, SU L. Degradation law of mechanical properties of Q235 steel plate in neutral salt spray corrosion environment[J]. *Materials and Mechanical Engineering*, 2016, 40(5): 86–91.
- [3] 徐善华, 任松波. 锈蚀后钢材弹性模量与屈服强度的计算模型 [J]. *机械工程材料*, 2015, 39(10): 74–78.
XU S H, REN S B. The calculation model of elastic modulus and yield strength for corroded steel[J]. *Materials and Mechanical Engineering*, 2015, 39(10): 74–78.
- [4] 徐善华, 王皓, 苏磊, 等. 考虑点蚀损伤的锈蚀钢板延性退化 [J]. *东南大学学报(自然科学版)*, 2016, 46(6): 1257–1263.
XU S H, WANG H, SU L, et al. Ductility degradation of corroded steel plates with pitting damage[J]. *Journal of Southeast University (Natural Science Edition)*, 2016, 46(6): 1257–1263.
- [5] 邱斌, 徐善华. 锈蚀钢板力学性能的退化规律 [J]. *机械工程材料*, 2014, 38(10): 60–63.
QIU B, XU S H. Deterioration law of mechanical properties of corroded steel plates[J]. *Materials and Mechanical Engineering*, 2014, 38(10): 60–63.
- [6] ZHANG C T, CHEN W S, ZHU H J, et al. Fatigue behavior and impedance spectrum characteristics of Cr-modified stainless-steel rebars after corrosion[J]. *Case Studies in Construction Materials*, 2025, 23: e04964.
- [7] 王卫永, 闫守海. 高强度 Q460 钢高温蠕变性能 [J]. *同济大学学报(自然科学版)*, 2016, 44(6): 830–837.
WANG W Y, YAN S H. Creep behavior in high strength Q460 steel[J]. *Journal of Tongji University (Natural Science)*, 2016, 44(6): 830–837.
- [8] 李国强, 吕慧宝, 张超. Q690 钢材高温后的力学性能试验研究 [J]. *建筑结构学报*, 2017, 38(5): 109–116.
LI G Q, LV H B, ZHANG C. Experimental research on post-fire mechanical properties of Q690 steel[J]. *Journal of Building Structures*, 2017, 38(5): 109–116.
- [9] JIANG B H, QU Y Q, WANG M J, et al. Mechanical properties and constitutive model of Q460 steel during the fire-cooling stage[J]. *Thin-Walled Structures*, 2023, 189: 110904.
- [10] JIANG B H, QU Y Q, WANG M J, et al. Mechanical properties of Q355 hot-rolled steel during the entire fire process[J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2024, 215: 108565.
- [11] 王香仁. 锈蚀后 Q500MC 钢高温力学性能研究 [D]. 徐州: 中国矿业大学, 2022. doi:10.27623/d.cnki.gzkyu.2022.002058.
Wang X R. Study on mechanical properties of corroded Q500MC steel at high temperature[D]. Xuzhou: China University of Mining and Technology, 2022. doi:10.27623/d.cnki.gzkyu.2022.002058.
- [12] TIAN C R, JIANG J, ZHANG Z X, et al. Post-fire mechanical properties of corroded steel under different cooling methods[J]. *Thin-Walled Structures*, 2025, 214: 113329.
- [13] GUO Z, ZHANG Y L, WANG X R, et al. Mechanical performance of artificially rusted Q500MC structural steel subjected to high temperature[J]. *Journal of Materials in Civil Engineering*, 2023, 35(9): 04023287.
- [14] GB/T 228.1—2021 金属材料 拉伸试验 第 1 部分 室温试验方法 [S].
GB/T 228.1—2021 Metallic materials-tensile testing-Part 1: Method of test at room temperature[S].
- [15] GB/T 19746—2018 金属和合金的腐蚀 盐溶液周浸试验 [S].
GB/T 19746—2018 Corrosion of metals and alloys-Alternate immersion test in salt solution[S].
- [16] 雒娅楠, 宋诗哲, 金威贤, 等. 碳钢试片实海电化学检测与腐蚀规律的相关性 [J]. *化工学报*, 2008, 59(11): 2864–2869.
LUO Y N, SONG S Z, JIN W X, et al. In field electrochemical detections and corrosion behavior of carbon steel samples[J]. *Journal of Chemical Industry and Engineering (China)*, 2008, 59(11): 2864–2869.
- [17] 汪川, 曹公旺, 潘辰, 等. 碳钢、耐候钢在 3 种典型大气环境中的腐蚀规律研究 [J]. *中国腐蚀与防护学报*, 2016, 36(1): 39–46.
WANG C, CAO G W, PAN C, et al. Atmospheric corrosion of carbon steel and weathering steel in three environments[J]. *Journal of Chinese Society for Corrosion and Protection*, 2016, 36(1): 39–46.

- [18] ISO 834—11: 2014 Fire resistance tests-elements of building construction-Part 11: specific requirements for the assessment of fire protection to structural steel elements[S].
- [19] LIU X Y, WU M, WANG X, et al. Stress corrosion cracking behavior of X80 steel under the combined effects of sulfide and cathodic potential[J]. *Journal of Materials Research and Technology*, 2023, 24: 3925–3936.
- [20] SHI G, WANG S H, RONG C X. Experimental investigation into mechanical properties of Q345 steel after fire[J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2022, 199: 107582.
- [21] 张春涛, 李海, 于伟. 国产 Q355 钢材高温冷却后力学性能试验研究 [J]. *钢结构(中英文)*, 2023, 38(3): 13–23.
ZHANG C T, LI H, YU W. Experimental research on post-fire mechanical properties of domestic Q355 steel after cooling from high temperature[J]. *Steel Construction (Chinese & English)*, 2023, 38(3): 13–23.
- [22] 王卫永, 刘天姿. 高强 Q460 钢高温冷却后力学性能研究 [J]. *建筑材料学报*, 2016, 19(1): 171–176, 208.
WANG W Y, LIU T Z. Study on mechanical properties of high strength Q460 steel after cooling from high temperature[J]. *Journal of Building Materials*, 2016, 19(1): 171–176, 208.
- [23] 吴晚博. Q890 高强钢高温力学性能研究 [D]. 海口: 海南大学, 2021. doi:10.27073/d.cnki.ghadu.2021.000902.
Wu W B. Study on high temperature mechanical properties of Q890 high strength steel[D]. Haikou: Hainan University, 2021. doi:10.27073/d.cnki.ghadu.2021.000902.
- [24] XU C L, CAI W Y, LI G Q. Tensile behavior of corroded high-strength steel components after fire under air and foam cooling[J]. *Thin-Walled Structures*, 2026, 224: 114670.
- [25] Chen X, Liu H, Zhang W. Effect of corrosion on mechanical properties of high-strength steel after fire exposure[J]. *Engineering Structures*, 2024, 296: 116832. (查阅网上资料, 未找到本条文献信息, 请确认)
- [26] Wang Y, Li J, Sun M. Microstructure evolution and mechanical property degradation of corroded Q550 steel after high-temperature exposure[J]. *Construction and Building Materials*, 2024, 412: 134521. (查阅网上资料, 未找到本条文献信息, 请确认)
- [27] WANG Z, JIN L B, LIU P P, et al. Three-point bending performance of carbon steel with random pitting corrosion in marine environments[J]. *Case Studies in Construction Materials*, 2026, 24: e05740.
- [28] LIU Q F, HU Z, WANG X E, et al. Numerical study on cracking and its effect on chloride transport in concrete subjected to external load[J]. *Construction and Building Materials*, 2022, 325: 126797.
- [29] MENG Z Z, LIU Q F, XIA J, et al. Mechanical-transport-chemical modeling of electrochemical repair methods for corrosion - induced cracking in marine concrete[J]. *Computer-Aided Civil and Infrastructure Engineering*, 2022, 37(14): 1854–1874.
- [30] 柴鸿羽, 蔡文玉. 基于复杂应力状态的火灾后高强钢本构模型研究 [J]. *建筑钢结构进展*, 2026, 28(6): 88–99, 109.
CHAI H Y, CAI W Y. Study on the constitutive model of high-strength steel after fire based on complex stress states[J]. *Progress in Steel Building Structures*, 2026, 28(6): 88–99, 109.
- [31] ABAQUS User's Manual Providence, RI 2022. (查阅网上资料, 未找到本条文献信息, 请确认)

作者贡献声明

周自豪负责设计实验方案、试验进行、数据采集、数据分析和撰写初稿等。徐春蕾负责对论文提出关键修改意见和逻辑调整等。蔡文玉负责提供学术指导、方向把握、提供实验设备和经费支持等。

利益冲突声明

作者声明不存在已知的可能影响本论文所报告工作的竞争性经济利益或个人关系。

AI 使用声明

本文未使用人工智能(AI)辅助撰写。

伦理声明

不适用: 本文不涉及人类或动物研究。

电子补充材料

补充材料可在本文的在线版本中获取。

数据可用性

支持论文结论所需的所有数据均已包含在稿件和/或电子补充材料中。如需获取与本文相关的其他数据,可向通信作者提出申请。

致谢/Acknowledgements

本文得到国家自然科学基金项目(52368069), 海南省高层次人才基金项目(524RC477)支持。

This work is supported by the National Natural Science Foundation of China (52368069), the High-level Talent Fund Project of Hainan Province (524RC477).

作者简介

周自豪(2000—), 男, 河南郑州人, 海南大学 2023 级土木工程专业硕士研究生。E-mail: 826113821@qq.com。

徐春蕾(1998—), 女, 山东潍坊人, 海南大学 2023 级土木工程专业博士研究生。E-mail: xuchunlei@hainanu.edu.cn。

蔡文玉(1984—), 女, 安徽合肥人, 博士, 副教授, 海南省 D 类高层次人才, 研究方向: 海洋工程与技术、海洋工程结构防灾减灾等。主持国家自然科学基金项目 2 项、参与国家重点研发计划课题及横向科研项目 10 余项, 在国内外重要学术期刊和会议上发表论文 20 余篇。E-mail: wenyucai@hainanu.edu.cn。

(责任编辑: 高 喆)



This is an open access article under the terms of the Creative Commons Attribution 4.0 International License (CC BY 4.0, <https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>).

© The Author(s) 2026. Published by Journal Editorial Department of Hainan University.