

不同温度下低合金钢的断裂韧性评价及材料性能适配选优模型

童第华^{1,2,3} 徐誉浩^{4,5} 黄研清⁶ 周松^{4,7} 安金岚⁶ 钱昭兴^{4,5}

(1. 中国航发北京航空材料研究院, 北京 100086)

(2. 航空材料检测与评价北京市重点实验室, 北京 100086)

(3. 中国航空发动机集团材料检测与评价重点实验室, 北京 100086)

(4. 沈阳航空航天大学机电工程学院, 沈阳 110136)

(5. 飞行器快速试制技术研究教育部重点实验室, 沈阳 110136)

(6. 沈阳航空航天大学航空制造工艺数字化国防重点实验室, 沈阳 110136)

(7. 沈阳飞机设计研究所, 沈阳 110135)

摘要:【目的】核电用低合金钢长期服役于高温重载环境, 现有断裂韧性评价方法缺乏量化断口形貌的数学手段, 且未建立综合多性能参数的服役温度选优方法, 因此, 开展了不同温度下低合金钢断裂韧性评价及性能适配选优研究。【方法】首先, 依据 ASTM E8/E8M-22、ASTM E21-20 及 ASTM E1820 标准, 开展 23、50、350 °C 条件下的拉伸与断裂韧性试验, 获取材料力学性能与断裂韧性数据; 其次, 采用光学显微镜与扫描电子显微镜, 分析不同温度下材料显微组织与断口形貌的变化规律; 然后, 提出韧-脆转换区域长度比作为断裂韧性的新评价指标, 建立其与断裂韧性的量化关系; 最后, 构建考虑断裂韧性、有效屈服强度和断后延伸率的适配性 (Fracture toughness-yield strength-Elongation, FYE) 选优模型, 求解最优服役温度。【结果】结果表明, 当温度从 23 °C 升高至 350 °C 时, 低合金钢断裂韧性平均值由 0.703 9 kJ·mm^{1/2} 降低至 0.431 6 kJ·mm^{1/2}; 铁素体含量降低、贝氏体含量升高, 位错阻碍作用减弱是断裂韧性下降的主要机制; 韧-脆转换长度比与断裂韧性呈指数关系, 可快速预测材料断裂韧性; FYE 选优模型计算得到最优服役温度为 130 °C, 为核电关键部件设计提供参考。

关键词: 低合金钢; 断裂韧性; 韧-脆转换区域长度比; FYE 选优模型

中图分类号: TG113.25 **DOI:** 10.16579/j.issn.1001.9669.2026.07.010

0 引言

低合金钢因具备良好的力学性能、耐温性、耐磨性及耐腐蚀性, 广泛应用于核电反应堆压力容器、主管道等关键部位^[1-4]。这些部位在核电站运行过程中需承受高温与高载共同作用的极端服役条件, 易产生损伤。断裂韧性^[5-11]是材料损伤容限设计的关键性能参数, 因此, 探究低合金钢在不同服役温度下的断裂韧性与力学性能, 并选取材料性能适配度最优的服役温度条件, 对核电关键部位的设计及安全性具有重要意义。

材料的断裂韧性主要取决于微观组织与断口形貌^[12-13], 因此目前多数研究均通过描述微观组织与断口形貌评价材料的断裂韧性。王良等^[14]采用 X80 管线钢焊接接头热影响区的微观组织、断口形貌及能量色散光谱仪等手段评价了其在 -10 °C 和 -30 °C 下的断

裂韧性。郭鹰等^[15]以 9Ni 钢在 -196 °C 条件下的微观组织与断口宏观形貌, 综合评价了材料的低温断裂韧性。韦卫昌等^[16]通过分析合金再结晶后的微观组织形貌, 研究了不同 Cu 含量的 Al-Zn-Mg-Cu 合金断裂韧性的影响。但针对低合金钢的断裂韧性评价研究较少, 且多数研究未涉及高温条件下的断裂韧性评价, 也未采用量化断口形貌的数学手段进行断裂韧性评估。因此, 以高温 (350 °C)、50 °C 以及常温下的微观组织、断口形貌及韧-脆转变长度比为依据, 开展低合金钢断裂韧性评价研究。Gao 等^[17]研究了 2 种不同取向的 316LN 焊接接头在空气中 300 K 和 623 K 时的断裂韧性, 采用单试样法开展试验, 获得 $J-R$ 曲线与断裂韧性值 ($J_{0.2}$), 并对试验前、后试样的显微组织进行了表征。

收稿日期: 2024-09-20 修回日期: 2024-11-20

基金项目: 国家自然科学基金项目 (52105157); 中国博士后科学基金项目 (2023MD734242); 辽宁省教育厅重点攻关项目 (JYTZD2023007)

作者简介: 童第华, 男, 1985 年生, 吉林白城人, 博士, 高级工程师; 主要研究方向为材料的疲劳与断裂; E-mail: tongdi133@163.com。

周松 (通信作者), 男, 1987 年生, 浙江永康人, 博士, 教授; 主要研究方向为材料的疲劳与断裂; E-mail: zhousong23@163.com。

引用格式: 童第华, 徐誉浩, 黄研清, 等. 不同温度下低合金钢的断裂韧性评价及材料性能适配选优模型 [J]. 机械强度, 2026, 48(7): 85-93.

Tong Dihua, Xu Yuhao, Huang Yanqing, et al. Fracture toughness evaluation and material performance optimization model of the low alloy steel at different temperatures [J]. Journal of Mechanical Strength, 2026, 48(7): 85-93.



免费获取

然而,材料的最优服役环境参数不能仅依靠断裂韧性进行评价,强度与塑性同样重要。目前,围绕低合金钢高温条件下断裂韧性 J_{IC} 、强度与塑性的材料性能适配性参数,开展服役条件选优的研究仍较为匮乏。现有研究已初步建立起3种性能参数之间的定量数学关系,李鹤飞等^[18]结合材料的冲击韧性与屈服强度,基于材料微观物理意义建立了断裂韧性 K_{IC} 的预测模型,取得了较好的预测效果。赵庚等^[19]采用纳米压入试验与理论分析相结合的方法,依据Griffith准则计算断裂拉应力,提出了断裂韧性 K_{IC} 的预测模型。上述研究表明,材料的断裂韧性与强度、塑性之间存在一定的数学关系,但这些研究仅聚焦于材料断裂韧性的预测,未对材料的整体服役过程进行评价。因此,本文基于低合金钢的高温断裂韧性、有效屈服强度与断后延伸率,建立材料性能适配性模型,提出适配性参数以评价材料服役环境的优劣,并求解最优服役温度参数。

基于上述讨论,主要研究内容为:以低合金钢为试验材料,采用ASTM E1820标准中的卸载柔度法^[20-21],在室温、50℃及高温350℃条件下开展断裂韧性试验;通过分析试验数据,提出韧-脆转变长度比作为断裂韧性的新评价方法,结合断口形貌、韧-脆转变长度比与微观组织,评价不同温度下低合金钢的断裂韧性,并研究温度对低合金钢强度、塑性及断裂韧性的影响规律;最后,建立材料性能适配性(Fracture toughness-yield strength-Elongation, FYE)优选模型,计算最优服役温度,为核电关键部位的设计提供参考。

1 试验材料与方法

1.1 试样制备

试验材料选用锻造态低合金钢,拉伸试样如图1所示。

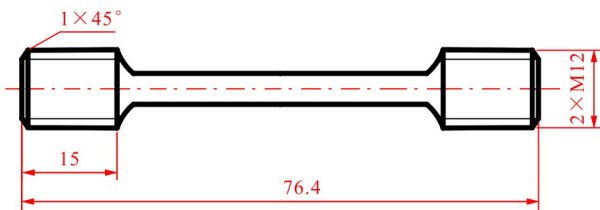


图1 拉伸试样

Fig. 1 Tensile specimen

断裂韧性试样采用标准CT试样,如图2所示,厚度和宽度分别为25、50 mm,初始裂纹长度为27.5 mm。采用降K法,在MTS 810/370型电液伺服疲劳试验机上预制疲劳裂纹;同时于试件两侧加工与轴线呈45°的侧槽,槽深为试件厚度的16%。

1.2 拉伸试验与断裂韧性试验

图3所示为拉伸试验示意图。由图3可知,依据

ASTM E8/E8M-22、ASTM E21-20^[22-23]标准,采用Instron 5887/5982型电子万能试验机开展23、50、350℃条件下的拉伸试验。试样屈服前采用应变控制,应变速率为 $0.005 \text{ mm} \cdot \text{mm}^{-1}/\text{min}$,屈服后采用恒位移速率控制,拉伸位移加载速率为 $1.75 \text{ mm}/\text{min}$,采用SNE91695型接触式引伸计采集应变数据。

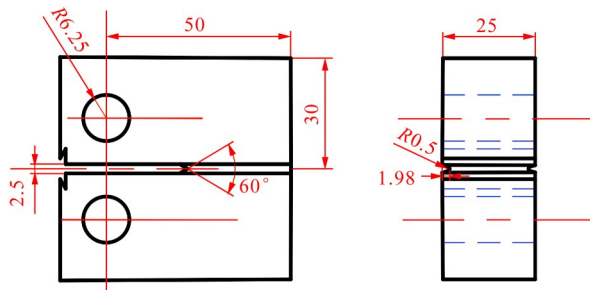


图2 带侧槽标准CT试样

Fig. 2 Standard CT specimen with side groove

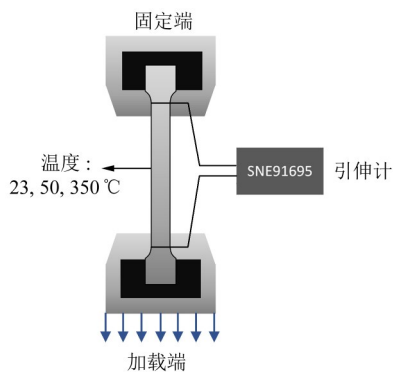


图3 拉伸试验示意图

Fig. 3 Schematic diagram of the tensile test

图4所示为断裂韧性试验示意图。由图4可知,依据ASTM E1820^[24]标准开展延性区断裂韧性试验。试验前,将试样置于保温炉中保温;保温完成后,对试样进行缓慢均匀加载。室温下采用位移速率控制,加载速率为 $0.1 \text{ mm}/\text{min}$,高温条件下为 $0.2 \text{ mm}/\text{min}$,分别在23、50、350℃下开展准静态断裂韧性试验,轴向位移每增加设定的位移间隔,进行一次加卸载柔度测量。测量期间,采用位移控制停留3~5 s,再卸载至当前载荷的70%,裂纹扩展长度计算时,至少采集卸载、再加载20%~80%内3次柔度值的平均值,同时记录加卸载过程中的 $P-V$ 曲线。

试样断裂后,通过宏观断口划分各区域。图5所示为9点法确定预制裂纹长度示意图。由图5可知,在预制裂纹区采用9点法测量 $a=0$ 位置至初始裂纹前缘的 $a_1 \sim a_9$ 裂纹长度,采用式(1)计算修正的初始裂纹长度 a ,即

$$a = \frac{1}{8} \left(\frac{a_1 + a_9}{2} + \sum_{j=2}^8 a_j \right) \quad (1)$$

式中, $a_1 \sim a_9$ 分别为断后试样采用9点法测量的各位置对应的裂纹长度。

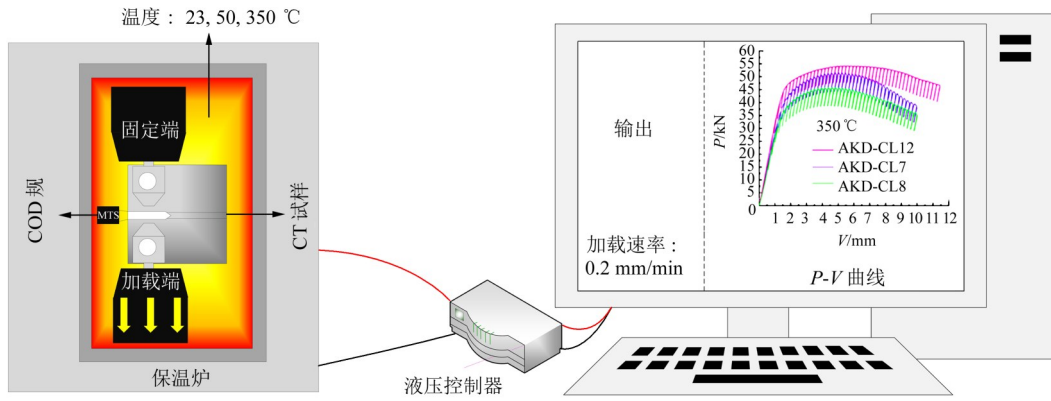


图 4 断裂韧性试验示意图

Fig. 4 Schematic diagram of the fracture toughness test

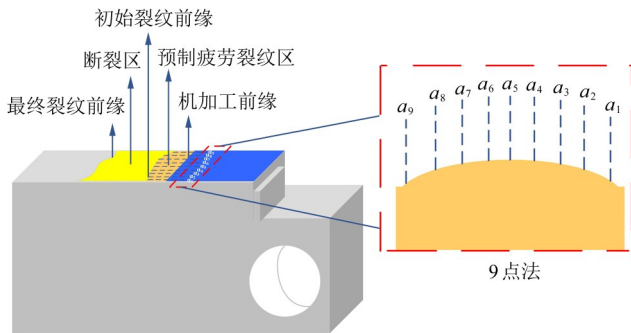


图 5 9点法确定预制裂纹长度示意图

Fig. 5 Schematic diagram of the pre-crack length determination by nine-point method

1.3 断裂韧性试验数据处理

数据处理依据 ASTM E1820 标准的方法进行。 J 积分为弹性部分的 J 积分 (J_{el}) 和塑性部分的 J 积分 (J_{pl}) 2 个分量, J 积分为

$$J = J_{el} + J_{pl} \quad (2)$$

其中,对于弹性应力强度因子 K 、 J 的弹性分量 J_{el} 计算式为

$$J_{el} = \frac{K_i^2 (1 - \nu^2)}{E} \quad (3)$$

式中, ν 为泊松比; E 为弹性模量。

对于带侧槽的试样,应力强度因子计算式为

$$K_{(i)} = \frac{P_{(i)}}{(BB_N W)^{1/2}} f\left(\frac{a_i}{W}\right) \quad (4)$$

$$f\left(\frac{a_i}{W}\right) = \left(2 + \frac{a_i}{W}\right) \left[0.886 + 4.64\left(\frac{a_i}{W}\right) - 13.32\left(\frac{a_i}{W}\right)^2 + 14.72\left(\frac{a_i}{W}\right)^3 - 5.6\left(\frac{a_i}{W}\right)^4\right] / \left(1 - \frac{a_i}{W}\right)^{3/2} \quad (5)$$

式中, B 为试样未开侧槽时的总厚度; B_N 为试样开侧槽后净厚度; W 为试样宽度; $P_{(i)}$ 为第 i 次卸载点的载荷; a_i 为第 i 次卸载时的裂纹长度。

根据 ASTM E1820 标准, J 的塑性部分可由荷载-位移曲线上的塑性区域 A_{pl} 计算, 计算式为

$$J_{pl(i)} = \left[J_{pl(i-1)} + \left(\frac{\eta_{pl(i-1)}}{b_{(i-1)}} \right) \frac{A_{pl(i)} - A_{pl(i-1)}}{B_N} \right] \times \left[1 - \gamma_{(i-1)} \left(\frac{a_i - a_{(i-1)}}{b_{(i-1)}} \right) \right] \quad (6)$$

$$\eta_{(i-1)} = 2.0 + 0.522b_{(i-1)}/W \quad (7)$$

$$\gamma_{(i-1)} = 1.0 + 0.76b_{(i-1)}/W \quad (8)$$

$$A_{pl(i)} = A_{pl(i-1)} + \frac{[P_{(i)} + P_{(i-1)}][V_{pl(i)} - V_{pl(i-1)}]}{2} \quad (9)$$

式中, $V_{pl(i)}$ 为第 i 次卸载点位移的塑性部分; $b_{(i-1)}$ 为第 $i-1$ 次卸载时试样的剩余韧带长度; η 和 γ 为无因次常数。

在确定 J - Δa 曲线后,考虑钝化线斜率为 M ,在裂纹扩展 0.15 mm 和 1.5 mm 处分别绘制 2 条排除线。其中, R_e 为有效屈服强度,取材料屈服强度与极限强度的平均值。根据 ASTM E1820 标准, M 的值为 2。由于 J - R 曲线包含多个数据点,需采用幂律形式的回归方程进行拟合,通过拟合曲线与偏移线的交点确定关键断裂韧性值。回归方程形式为

$$J = C_1 \Delta a^{C_2} \quad (10)$$

式中, C_1 和 C_2 分别为回归常数系数与指数,且 $C_1 > 0$, $0 < C_2 < 1$,经回归分析,计算得到的 J - Δa 曲线如图 6 所示。由图 6 可知,取裂纹扩展量 0.2 mm 作为分界位置,在此处作一条斜率等于 2 的偏移线,该偏移线与幂律拟合曲线的交点对应的 J 积分值,即为弹塑性断裂韧性 (J_{IC})。

2 结果与分析

2.1 温度对低合金钢拉伸性能与断裂韧性的影响

2.1.1 不同温度下低合金钢的拉伸试验结果

首先研究温度对低合金钢单轴拉伸性能的影响。图 7 所示为不同温度下的应力-应变曲线。由图 7 可知,在 23 °C 与 50 °C 条件下,材料具有明显的屈服平台;350 °C 条件下,屈服平台消失。随着温度升高,材料的屈服强度与抗拉强度均呈降低趋势。

表 1 所示为不同温度下的拉伸性能参数。由表 1 可知,温度从 23 °C 升高至 50 °C,拉伸试样的屈服强度由 441 MPa 降至 437.5 MPa,抗拉强度由 587 MPa 降至 560 MPa,延伸率由 25.9% 升高至 26.5%。与 23 °C 相比,50 °C 时的屈服强度与抗拉强度分别下降 0.79%、4.60%,延伸率提高 2.3%;与 23 °C 相比,

350 °C时的屈服强度与抗拉强度分别下降 15. 19%、 6. 98%,延伸率提高 11. 96%。

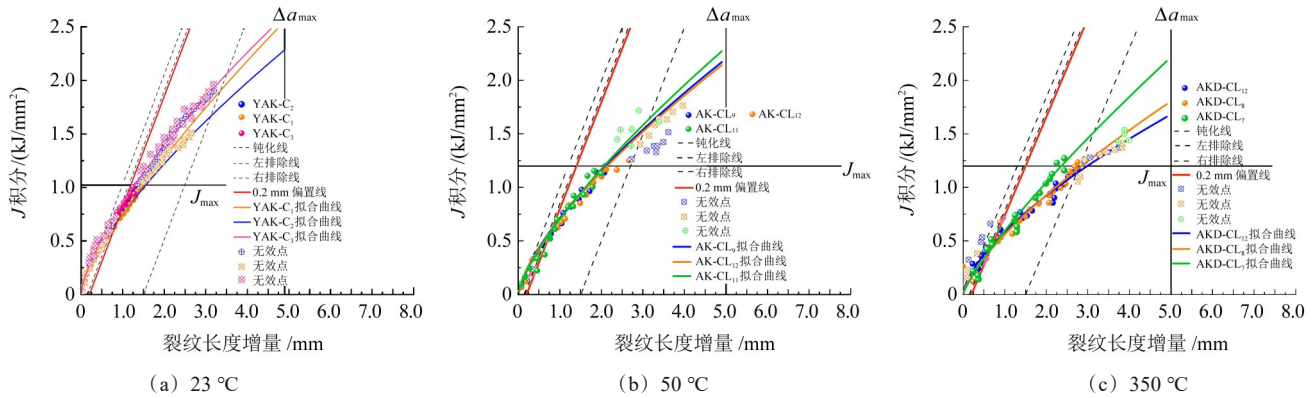


图6 ASTM E1820-13标准下的 J - Δa 曲线

Fig. 6 J - Δa curves under ASTM E1820-13 standard

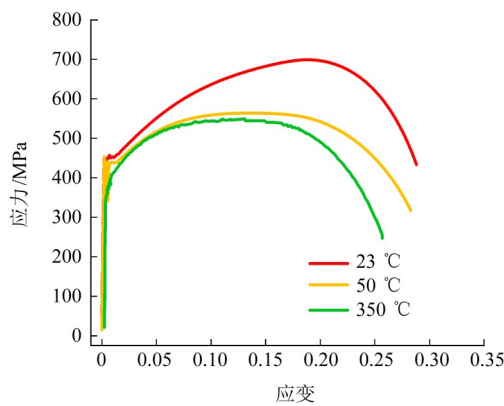


图7 不同温度下应力-应变曲线

Fig. 7 Stress-strain curves at different temperatures

图8所示为23、50、350 °C下强度与塑性变化曲线。由图8可知,随着温度升高,材料强度下降、塑性升高。温度50~350 °C时,抗拉强度下降幅度较小,但屈服强度下降与延伸率上升趋势较为明显,这与图7中350 °C时屈服平台消失的趋势一致。由此可见,低合金钢在弹塑性变形转变阶段对温度的敏感性较高,进入塑性变形阶段后对温度的敏感性降低,适合作为核电管道与反应堆压力容器等关键部位的高温服役材料。

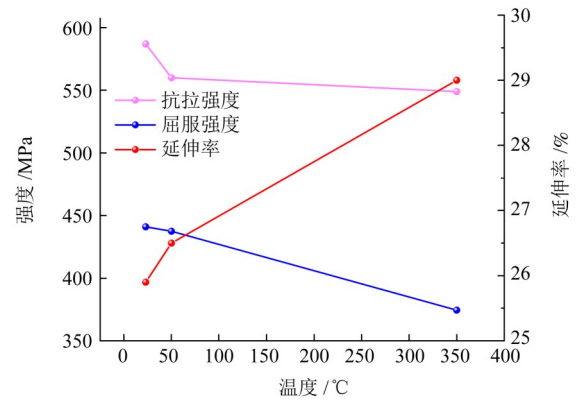


图8 23、50、350 °C下强度与塑性变化曲线

Fig. 8 Strength and plasticity variation curves at 23, 50, 350 °C

表1 不同温度下的拉伸性能参数

温度/°C	抗拉强度/MPa	屈服强度/MPa	弹性模量/GPa	有效屈服强度/MPa	延伸率/%	断面收缩率/%
23	587	441	204	514	25.9	75.7
50	560	437.5	207	498.75	26.5	75
350	546	374.5	177	460.25	29	78.5

2. 1. 2 不同温度下低合金钢的断裂韧性试验结果
为研究温度对低合金钢断裂韧性的影响,在23、50、350 °C各开展3组准静态断裂韧性试验,共获得9条 P - V 曲线,如图9所示。

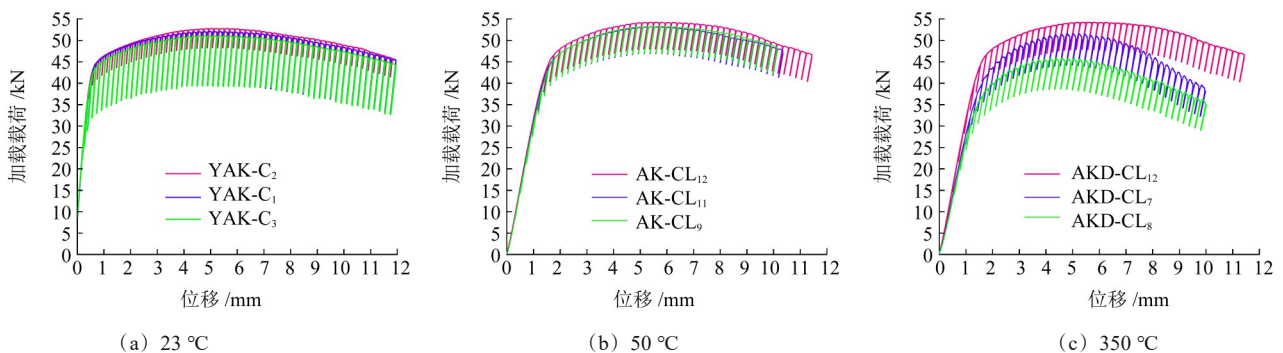


图9 不同温度下低合金钢标准CT试样的 P - V 曲线

Fig. 9 P - V curves of standard CT specimens of the low alloy steel at different temperatures

由图9可知,低合金钢在23、50 °C时, P - V 曲线的载荷下降段未出现软化现象;但在350 °C时, P - V 曲线

的下降段出现明显软化现象,其中 AKD-CL₈ 与 AKD-CL₇ 试验件的 $P-V$ 曲线低于 AKD-CL₁₂ 试样。由第 2.1.1 节的拉伸结果可知,高温下低合金钢发生软化,导致塑性提高、强度降低。因此,350 °C 的 $P-V$ 曲线相对比 23 °C 以及 50 °C 的 $P-V$ 曲线提前由硬化阶段进入损伤阶段,且在损伤阶段,350 °C 下的低合金钢呈现出 $P-V$ 曲线斜率逐渐变缓的现象。

根据第 1.3 节中 ASTM E1820-13 标准的试验数据处理及断裂韧性标定方法,由 9 条 $P-V$ 曲线获得如表 2 所示的 $J-R$ 曲线拟合方程与断裂韧性值,并取平均值作为断裂韧性的标准值。

表 2 断裂韧性试验数据
Tab. 2 Fracture toughness test data

温度/ °C	试样 编号	拟合方程	断裂韧性/ (kJ·mm ^{1/2})	平均值/ (kJ·mm ^{1/2})
23	YAK-C ₁	$J = 0.752\,2\Delta a^{0.774\,86}$	0.641\,34	0.703\,9
	YAK-C ₂	$J = 0.75\Delta a^{0.700\,91}$	0.670\,47	
	YAK-C ₃	$J = 0.745\,22\Delta a^{0.701}$	0.800\,02	
50	AK-CL ₉	$J = 0.712\Delta a^{0.701\,4}$	0.508\,88	0.594\,4
	AK-CL ₁₁	$J = 0.702\,19\Delta a^{0.738\,9}$	0.592\,00	
	AK-CL ₁₂	$J = 0.702\Delta a^{0.702\,14}$	0.602\,34	
350	AKD-CL ₇	$J = 0.593\,7\Delta a^{0.818\,4}$	0.467\,36	0.431\,6
	AKD-CL ₈	$J = 0.560\,9\Delta a^{0.725\,9}$	0.406\,14	
	AKD-CL ₁₂	$J = 0.586\,2\Delta a^{0.654\,9}$	0.421\,33	

由表 2 可知,350 °C 条件下,AKD-CL₇ 试样的软化效果最为明显,其断裂韧性高于其他两个试样,AKD-CL₁₂ 试样的强度高于 AKD-CL₇ 试样,但软化作用不明显,因此断裂韧性低于 AKD-CL₇ 试样。

由此可知,高温下的蠕变作用可提高低合金钢的断裂韧性,但塑性提高伴随着强度大幅降低,也会导致断裂韧性下降。因此,材料的服役性能需由强度、塑性与断裂韧性共同决定。

3 讨论

3.1 不同温度下显微组织变化对于断裂韧性的影响

随着试验环境温度升高,材料的显微组织会发生变化,进而影响断裂韧性。采用 OLYMPUS-DP71 型光学显微镜观察 23、50、350 °C 的低合金钢显微组织,如图 10 所示。由图 10 可知,低合金钢的显微组织主要由铁素体与贝氏体两相组成,其中白色区域为铁素体,铁素体间的黑色区域为贝氏体。随着温度升高,铁素体含量逐渐降低,贝氏体含量逐渐升高。350 °C 时,贝氏体含量显著增加。这是由于当温度处于 350 °C 至马氏体转变温度 (M_s) 区间时,过冷奥氏体转变为下贝氏体。因此,随着试验温度升高,金相组织中的贝氏体含量呈显著增加趋势。

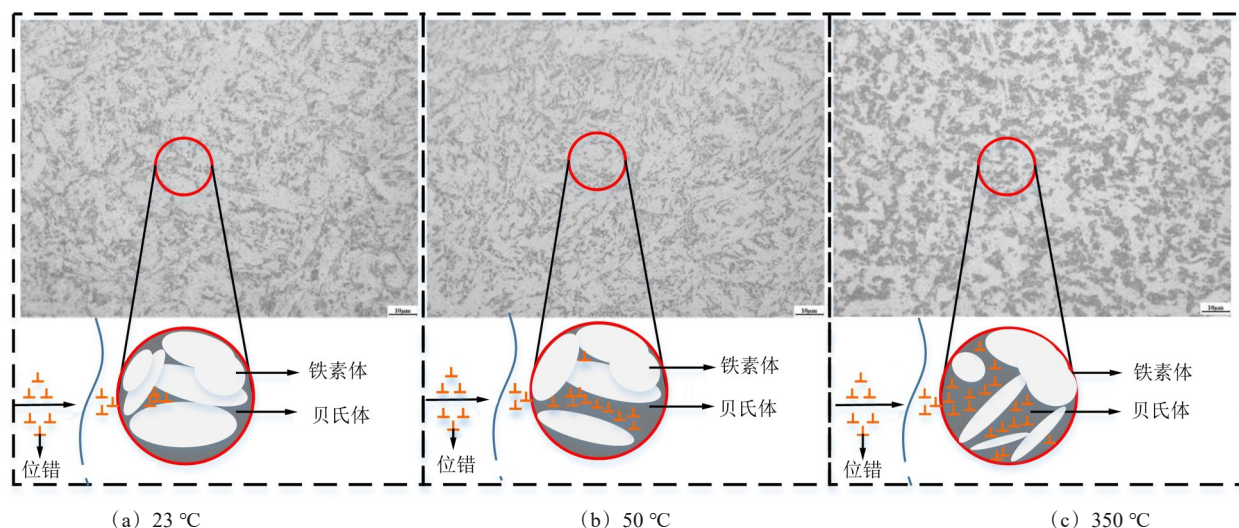


图 10 不同温度下低合金钢显微组织及位错阻碍机制

Fig. 10 Microstructure and dislocation hindrance mechanism of the low alloy steel at different temperatures

贝氏体内部主要由大量铁素体与少量渗碳体构成。低温条件下形成的贝氏体,其内部铁素体晶粒更为细小;而高温条件下转变形成的贝氏体,内部铁素体晶粒整体尺寸更为粗大。根据 Hall-Petch 公式可知,晶粒粗大时材料强度降低。因此,随着温度升高,低合金钢的强度下降。除此之外,从图 10 中还可以看出,铁素体含量降低导致铁素体与贝氏体中渗碳体的边界数量减少,使得裂纹准静态扩展至断裂过程

中对位错的阻碍作用减弱,因此低合金钢的塑性提高,断裂韧性降低。

3.2 不同温度下断口形貌变化对于断裂韧性的影响

3.2.1 不同温度下韧-脆转变区域长度比对于断裂韧性的影响

断裂韧性表征材料在裂纹扩展过程中抵抗失稳扩展的能力。图 11 所示为韧-脆转变区域扫描电子显微镜 (Scanning Electron Microscope, SEM) 断口形貌及平

均长度。由图 11 可知,低合金钢在稳定扩展阶段的断口形貌呈现出带有台阶面与撕裂棱的脆性断裂特征,在失稳扩展阶段则呈现出含有韧窝的韧性断裂特征。借鉴截距法,采用相同分辨率、相同尺寸与相同放大倍数的 SEM 图像,截取低合金钢韧-脆转换界线处的断口形貌,以脆性断裂区平均长度与韧性断裂区平均长度的比值(韧-脆转换区域长度比 L)作为断裂韧性的评价

标准,用于判定低合金钢进入失稳扩展阶段的快慢。

23、50、350 °C 下的韧-脆转换长度比分别为 0.28、0.36、0.93,随着温度升高,比值增大,表明脆性断裂区长度逐渐减小;温度从 23 °C 至 350 °C,脆性断裂区平均长度由 323.7 μm 降至 132.1 μm ,材料更早进入失稳扩展阶段。因此,韧-脆转换区域长度比 L 越小,则材料的断裂韧性也越好。

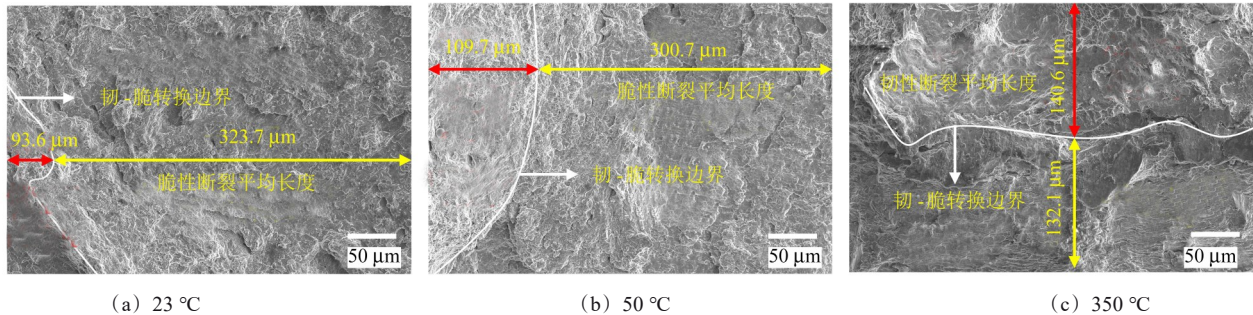


图 11 韧-脆转换区域 SEM 断口形貌及平均长度

Fig. 11 SEM fracture morphology and average length of the ductile-brittle transition zone

为标定断裂韧性(J_{IC})与韧-脆转换区域长度比 L 的数学关系,绘制 L - J_{IC} 曲线图,如图 12 所示。以最小二乘法拟合方程,建立了 L - J_{IC} 方程,为

$$J_{IC} = 1.10e^{(-L/0.21)} + 0.42 \quad (11)$$

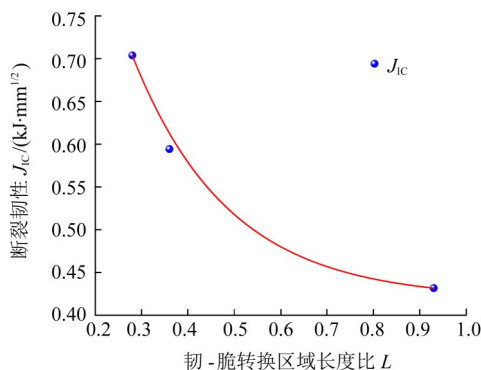


图 12 L - J_{IC} 关系曲线

Fig. 12 Relation curve of L - J_{IC}

通过方程(11),仅需观测并计算韧-脆转换区域长度比,即可得到低合金钢的断裂韧性,实现断裂韧性性能的快速评价。

3.2.2 不同温度下的瞬断区断口形貌对于断裂韧性的影响

图 13 所示为不同温度下低合金钢瞬断区 SEM 断口形貌。由图 13 可知,3 种温度下的瞬断区均含有大小不一的韧窝,均为韧性断裂。23 °C 时,韧窝数量多且密集,呈现小而深的特点;随着温度升高至 50~350 °C,韧窝数量逐渐减少、变得稀疏,且呈现大而浅的特点。

韧窝形成于韧性材料失稳裂纹扩展至断裂的过程中,在断裂前韧窝会持续生长。23 °C 时,材料从失稳扩展至断裂的过程时间较长,韧窝生长更为充分,因此数量多且深;50 °C 与 350 °C 时,断裂时间较短,韧窝未充分生长即发生断裂,因此数量少且浅。

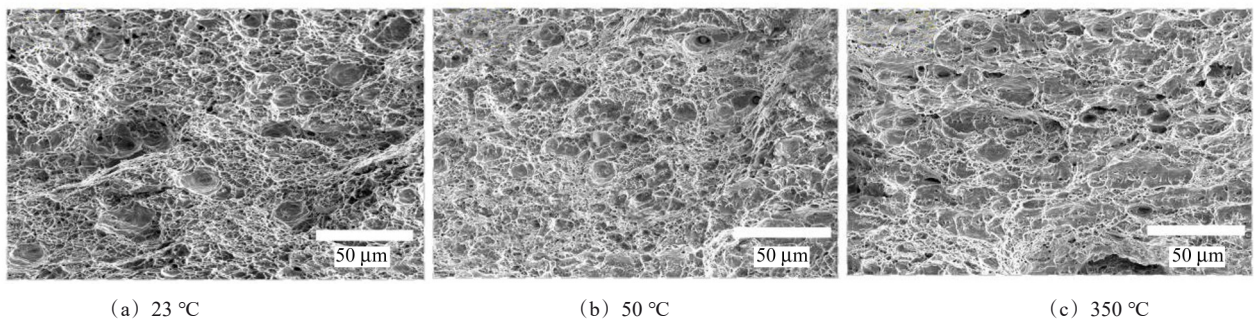


图 13 不同温度下低合金钢瞬断区 SEM 断口形貌

Fig. 13 SEM fracture morphology of the transient fracture zone of the low alloy steel at different temperatures

3.3 考虑断裂韧性、强度、塑性的材料性能适配性选优模型

材料从服役产生损伤直至破坏的过程,可分为裂纹扩展与失稳断裂两个阶段。裂纹扩展阶段主要由

强度与塑性决定,失稳断裂阶段主要由断裂韧性决定。因此,核电关键部位的整体服役性能需由材料的强度、塑性与断裂韧性共同决定。

基于低合金钢在不同温度 T 下的有效屈服强度

R_e 、延伸率 δ 和断裂韧性 J_{IC} 建立整体服役性能匹配函数^[25]。

图 14 所示为温度与有效屈服强度、延伸率和断裂

韧性曲线。由图 14 可知,通过 3 条曲线拟合得到温度 T 与有效屈服强度 R_e 、温度 T 与延伸率 δ 、温度 T 与断裂韧性 J_{IC} 之间的函数关系。

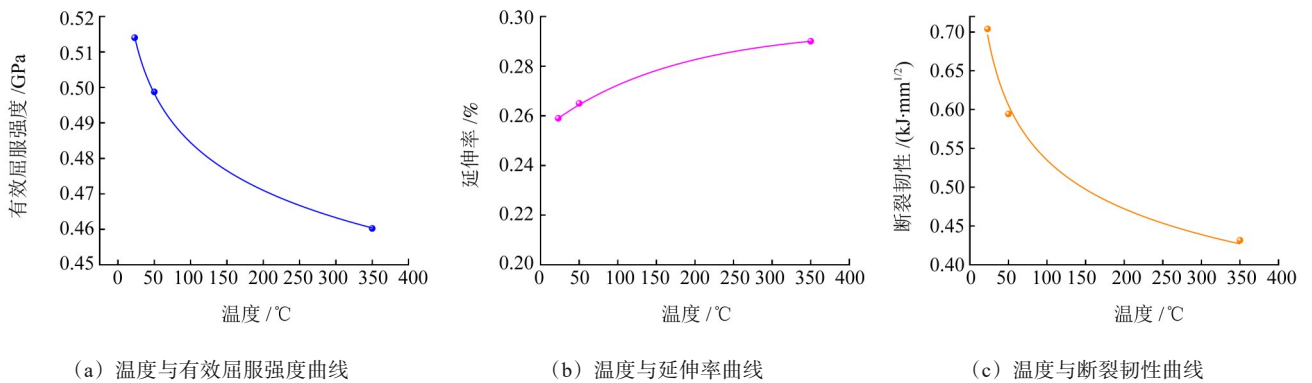


图 14 温度与有效屈服强度、延伸率和断裂韧性曲线

Fig. 14 Curves of temperature vs. effective yield strength, elongation and fracture toughness

拟合后的 3 组函数为

$$R_e = 0.58T^{-0.04} \quad (12)$$

$$J_{IC} = 1.225T^{-0.18} \quad (13)$$

$$\delta = -0.041e^{-T/166.7} + 0.295 \quad (14)$$

建立 3 种参数与温度的关系后,将 3 组函数相乘作为温度的影响系数,分别为强度系数、塑性系数与断裂系数。由此构建基于强度、塑性与断裂韧性的温度 FYE 选优模型,并以材料整体服役性能适配系数 F 作为评价标准, F 的计算式为

$$F = |TR_e J_{IC} \delta| \quad (15)$$

最终计算式为

$$F = 0.7105T^{-0.78}(-0.041e^{-T/166.7} + 0.295) \quad (16)$$

根据构建的函数绘制适配性函数曲线,如图 15 所示。由图 15 可知,随着温度升高,材料的整体服役性能先升高后降低。

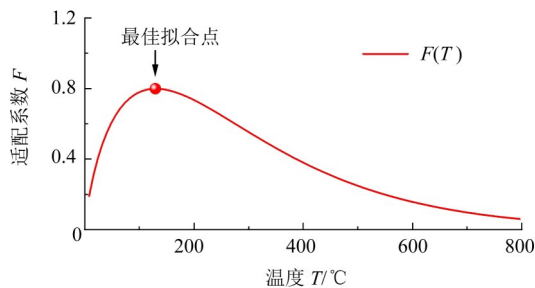


图 15 基于 FYE 模型的 F - T 曲线

Fig. 15 F - T curve based on FYE model

计算结果表明,当 $T=130^\circ\text{C}$ 时, F 达到最大值。这表明在该温度下,材料的屈服强度、延伸率与断裂韧性参数最为适配,整体服役性能最优,因此确定 130°C 为材料的最佳服役温度。建议核电关键部位设计在此温度下服役。

4 结论

为评价核电用低合金钢在不同温度下的断裂韧性并实现服役温度的预测选优,在 23 、 50 、 350°C 下开展准静态断裂韧性试验与拉伸试验,结合不同温度下低合金钢的显微组织变化及韧-脆转变区域、瞬断区域的 SEM 断口形貌,评价其断裂韧性。通过函数关系推导,建立温度与性能适配性系数的 FYE 选优模型,并计算得到低合金钢的最佳服役温度。主要结论如下:

1) 随着温度升高,低合金钢的贝氏体含量增加,断裂韧性降低。低合金钢的显微组织主要由铁素体与贝氏体两相组成,温度升高时,铁素体含量逐渐降低,贝氏体含量逐渐升高。高温条件下形成的贝氏体,其内部铁素体晶粒整体尺寸更为粗大,依据 Hall-Petch 公式,低合金钢强度降低。此外,铁素体含量降低导致铁素体与贝氏体中渗碳体的边界数量减少,使得裂纹准静态扩展至断裂过程中对位错的阻碍作用减弱,因此低合金钢的塑性提高,断裂韧性降低。

2) 通过断口形貌以及韧-脆转换区域长度比作为评价断裂韧性的新方法。以韧-脆转换区域长度比代表低合金钢由稳态扩展到失稳扩展的过渡区域,结合断口瞬断区形貌评价了材料的断裂韧性优劣。之后通过最小二乘法拟合了断口韧-脆转换长度比与断裂韧性方程,通过此方程可以直接以韧-脆转换长度比来预测低合金钢材料的断裂韧性,并据此对其断裂韧性性能进行评价。

3) 建立了考虑断裂韧性、有效屈服强度和断后延伸率的材料性能 FYE 选优模型,实现低合金钢服役温度参数的优化。通过拟合温度 T 与有效屈服强度 R_e 、温度 T 与延伸率 δ 、温度 T 与断裂韧性 J_{IC} 之间的函数关系,并将 3 组函数以影响系数的形式连乘,建立材料整

体服役性能适配系数 F 与温度 T 的数学表达式。计算得到低合金钢的最优服役温度为 $T=130\text{ }^{\circ}\text{C}$,在此温度下低合金钢具有更长的服役周期,为核电关键部位的服役温度设计提供参考。

参考文献(References)

- [1] 韩豫,周微,徐晔,等. 应变强化奥氏体不锈钢压力容器的变形规律研究[J]. 机械强度,2022,44(2):409-415.
Han Yu, Zhou Wei, Xu Ye, et al. Study on the deformation law of cold-stretching for austenitic stainless steel pressure vessel [J]. Journal of Mechanical Strength, 2022, 44(2): 409-415. (In Chinese)
- [2] Lin S R, Chou H W, Chen J J. International case survey and literature review of maintenance strategy for decommissioning nuclear power plant during transition period [J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2022, 198: 104654.
- [3] Wu S W, Zhang Z. Long term ageing effect on fracture toughness of the GTAW welded joints for nuclear power main pipelines [J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2020, 188: 104250.
- [4] Chopra O K, Shack W J. A review of the effects of coolant environments on the fatigue life of LWR structural materials [J]. Journal of Pressure Vessel Technology, 2009, 131(2): 021409.
- [5] Anderson T L. Fracture mechanics: fundamentals and applications [M]. 4th ed. Boca Rton: CRC Press, 2017: 560-635.
- [6] Moskvichev E V. An evaluation of the fracture toughness of a thin-walled pressure vessel with account for the structural and mechanical inhomogeneity of the welded joint [J]. Journal of Machinery Manufacture and Reliability, 2015, 44(2): 135-139.
- [7] 吴海利,孙林根. 新型转子钢FW2高温断裂韧性实验研究[J]. 机械强度,2022,44(1):232-238.
Wu Haili, Sun Lingen. Experimental research of fracture toughness on new rotor steel FW2 at elevated temperature [J]. Journal of Mechanical Strength, 2022, 44(1): 232-238. (In Chinese)
- [8] 邹广平,吴松阳,闫安石,等. 基于CT试样的动态断裂韧性尺寸影响因素试验研究[J]. 机械强度,2023,45(6):1326-1331.
Zou Guangping, Wu Songyang, Yan Anshi, et al. Experimental study on influence factors of dynamic fracture toughness size based on CT sample [J]. Journal of Mechanical Strength, 2023, 45(6): 1326-1331. (In Chinese)
- [9] 许天旱,冯耀荣. III型载荷分量对不同显微组织套管钻井用钢断裂韧性的影响[J]. 材料工程,2015,43(9):66-73.
Xu Tianhan, Feng Yaorong. Influence of mode III load component on fracture toughness of casing-drilling steels with different microstructures [J]. Journal of Materials Engineering, 2015, 43(9): 66-73. (In Chinese)
- [10] 赵家鑫,王国珍,涂善东,等. 不同材料延性断裂韧性与裂尖拘束的关联及其影响因素分析[J]. 压力容器,2022,39(2):24-33.
Zhao Jiaxin, Wang Guozhen, Tu Shantung, et al. Correlation between ductile fracture toughness of different materials and crack-tip constraint and analysis of influencing factors [J]. Pressure Vessel Technology, 2022, 39(2): 24-33. (In Chinese)
- [11] 杨长树,陈策,杨平,等. 奥氏体化温度对超强耐热齿轮轴承钢显微组织和强韧性的影响[J]. 材料工程,2023,51(2):98-105.
Yang Changshu, Chen Ce, Yang Ping, et al. Effect of austenitizing temperature on microstructure, strength and toughness of gear and bearing steel with ultrahigh strength and high heat-resistant [J]. Journal of Materials Engineering, 2023, 51(2): 98-105. (In Chinese)
- [12] 钟群鹏,赵子华,张峥. 断口学的发展及微观断裂机理研究[J]. 机械强度,2005,27(3):358-370.
Zhong Qunpeng, Zhao Zihua, Zhang Zheng. Development of "fractography" and research of fracture micromechanism [J]. Journal of Mechanical Strength, 2005, 27(3): 358-370. (In Chinese)
- [13] 李博,刘新宝,朱麟,等. 基于变形机制的P91钢蠕变行为分析[J]. 机械强度,2022,44(1):198-202.
Li Bo, Liu Xinbao, Zhu Lin, et al. Deformation-mechanism-based modeling of creep behavior of P91 steel [J]. Journal of Mechanical Strength, 2022, 44(1): 198-202. (In Chinese)
- [14] 王良,周芙蓉,胡议文,等. X80管线钢焊接接头HAZ断裂韧性研究[J]. 塑性工程学报,2023,30(10):212-220.
Wang Liang, Zhou Furong, Hu Yiwen, et al. Study on HAZ fracture toughness of X80 pipeline steel welded joints [J]. Journal of Plasticity Engineering, 2023, 30(10): 212-220. (In Chinese)
- [15] 郭鹰,杨尚玉,周聪,等. LNG储罐用9Ni钢-196℃焊缝断裂韧性及断口分析[J]. 压力容器,2022,39(11):9-15.
Guo Ying, Yang Shangyu, Zhou Cong, et al. Fracture toughness and fracture analysis of 9Ni steel weld at $-196\text{ }^{\circ}\text{C}$ for LNG storage tank [J]. Pressure Vessel Technology, 2022, 39(11): 9-15. (In Chinese)
- [16] 韦卫昌,马志民,张梦晗,等. Cu含量对Al-9.0Zn-1.5Mg-xCu合金断裂韧性的影响[J]. 中国有色金属学报,2022,32(11):3245-3256.
Wei Weichang, Ma Zhimin, Zhang Menghan, et al. Effect of Cu content on fracture toughness of Al-9.0Zn-1.5Mg-xCu alloys [J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2022, 32(11): 3245-3256. (In Chinese)
- [17] Gao W H, Chen K, Guo X L, et al. Fracture toughness of type 316LN stainless steel welded joints [J]. Materials Science and Engineering: A, 2017, 685: 107-114.
- [18] 李鹤飞,张鹏,张哲峰. 高强钢断裂韧性与疲劳裂纹扩展评价方法研究进展[J]. 机械工程学报,2023,59(16):18-31.
Li Hefei, Zhang Peng, Zhang Zhefeng. Research progress on evaluation methods of fracture toughness and fatigue crack propagation of high strength steel [J]. Journal of Mechanical Engineering, 2023, 59(16): 18-31. (In Chinese)
- [19] 赵庚,方金祥,张显程. 基于微米压入的延性金属单轴拉伸性能与断裂韧性评价技术研究进展[J]. 机械工程学报,2023,59(2):51-68.
Zhao Geng, Fang Jinxiang, Zhang Xiancheng. Review of techniques for evaluating the uniaxial tensile properties and fracture toughness of ductile metallic materials based on micron indentation [J]. Journal of Mechanical Engineering, 2023, 59(2): 51-68. (In Chinese)
- [20] 余圣甫,吴伟,李志远,等. 单试样 J - R 阻力曲线测试技术及其应用[J]. 机械强度,2002,24(2):270-272.
Yu Shengfu, Wu Wei, Li Zhiyuan, et al. Test techniques of J - R curve on single specimen and application [J]. Journal of Mechan-

- cal Strength, 2002, 24(2): 270-272. (In Chinese)
- [21] 蔡力勋, 包陈. 金属材料延性断裂韧性测试中的柔度方法研究[J]. 航空学报, 2010, 31(10): 1974-1984.
- Cai Lixun, Bao Chen. Investigation on compliance test method for ductile fracture toughness of metallic materials[J]. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica, 2010, 31(10): 1974-1984. (In Chinese)
- [22] ASTM E 8/E 8M-22 Standard test methods for tension testing of metallic materials[S].
- [23] ASTM E21-20 Standard test methods for elevated temperature tension tests of metallic materials[S].
- [24] ASTM E1820 Standard test methods for measurement of fracture toughness[S].
- [25] 刘昶, 王章琼, 苏亮亮, 等. 建筑3D打印胶凝材料工程性能评价体系研究[J]. 混凝土与水泥制品, 2023(12): 28-33.
- Liu Chang, Wang Zhangqiong, Su Liangliang, et al. Research on evaluation system of engineering performance of cementitious materials for building 3D printing[J]. China Concrete and Cement Products, 2023(12): 28-33. (In Chinese)

Fracture toughness evaluation and material performance optimization model of the low alloy steel at different temperatures

TONG Dihua^{1, 2, 3} XU Yuhao^{4, 5} HUANG Yanqing⁶ ZHOU Song^{4, 7} AN Jinlan⁶ QIAN Zhaoxing^{4, 5}

(1. AECC Beijing Institute of Aeronautical Materials, Beijing 100086, China)

(2. Beijing Key Laboratory of Aeronautical Materials Testing and Evaluation, Beijing 100086, China)

(3. Key Laboratory of Material Testing and Evaluation, China Aero-Engine Group, Beijing 100086, China)

(4. School of Mechatronics Engineering, Shenyang Aerospace University, Shenyang 110136, China)

(5. Key Laboratory of Rapid Development & Manufacturing Technology for Aircraft, Ministry of Education, Shenyang 110136, China)

(6. National Defense Key Discipline Laboratory of Aerospace Manufacturing Process Digitization, Shenyang Aerospace University, Shenyang 110136, China)

(7. Shenyang Aircraft Design and Research Institute, Shenyang 110135, China)

Abstract: [Objective] Low alloy steel for nuclear power is prone to damage under long-term service in high-temperature and heavy-load environments. Existing fracture toughness evaluation methods lack mathematical means for quantifying fracture morphology, and no service temperature optimization method integrating multiple performance parameters has been established. Research on fracture toughness evaluation and performance adaptation optimization of low alloy steel at different temperatures was carried out. [Methods] Firstly, tensile and fracture toughness tests were conducted at 23 °C, 50 °C and 350 °C in accordance with ASTM E8/E8M-22, ASTM E21-20 and ASTM E1820 standards to obtain material mechanical properties and fracture toughness data. Secondly, optical microscope and scanning electron microscope were used to analyze the variation laws of material microstructure and fracture morphology at different temperatures. Then, the length ratio of ductile-brittle transition zone was proposed as a new evaluation index of fracture toughness, and the quantitative relationship between it and fracture toughness was established. Finally, the fracture toughness-yield strength-elongation (FYE) optimization model considering fracture toughness, effective yield strength and elongation after fracture was constructed to solve the optimal service temperature. [Results] The results show that when the temperature increases from 23 °C to 350 °C, the average fracture toughness of low alloy steel decreases from 0.703 9 kJ·mm^{1/2} to 0.431 6 kJ·mm^{1/2}. The decrease of ferrite content, increase of bainite content and weakening of dislocation hindrance are the main mechanisms for the reduction of fracture toughness. The length ratio of ductile-brittle transition zone has an exponential relationship with fracture toughness, which can quickly predict the fracture toughness of materials. The optimal service temperature calculated by the FYE optimization model is 130 °C, which provides reference for the design of key nuclear power components.

Key words: Low alloy steel; Fracture toughness; Ductile-brittle transition zone length ratio; FYE optimization model

Corresponding author: ZHOU Song, E-mail: zhou song23@163.com

Fund: National Natural Science Foundation (52105157); China Postdoctoral Science Foundation (2023MD734242); Key Projects of Liaoning Provincial Department of Education (JYTZD2023007)

Received: 2024-09-20 Revised: 2024-11-20

(编辑: 李凯阳)