

# 火灾后低合金结构钢低周疲劳性能演化机理研究

顾跃跃<sup>1</sup>, 霍红伟<sup>1</sup>, 任海辉<sup>1</sup>, 郭煜斌<sup>2</sup>, 戴书洋<sup>2</sup>, 方成<sup>2\*</sup>

(1. 中国二十二冶集团有限公司, 河北唐山 064000; 2. 同济大学土木工程学院, 上海 200092)

**摘要:** 高地震烈度区的钢结构建筑在服役期间可能遭受火灾损伤以及后续抵御地震作用的考验。文中采用试验探究结合理论分析的方法, 从宏观、细观及微观多个层次出发系统探索了钢材在火灾损伤后的低周疲劳性能演化机理。并开展了60组Q345低合金结构钢低周疲劳试验, 对其设置了不同的加热温度与冷却方式, 采用递增级循环与常应变幅循环两种加载方式。试验后, 采用电镜扫描和金相观察等方式分析材料的断裂失效机理。结果表明: 中大型火灾(峰值温度750℃或1000℃)后采用降温速率极快的浸水冷却对Q345钢材的循环加载性能影响显著。在该条件下, 高强度、低延性的马氏体发生转变, 致使材料循环应力增大、延性降低及疲劳寿命锐减, 这表明在中大型火灾中采用快速降温的方式对灾后钢结构的剩余抗震性能极其不利。其他加热冷却过程对Q345钢材的循环加载行为和低周疲劳性能影响有限。

**关键词:** 多灾害; 火灾; 低合金结构钢低周疲劳性能; 电镜扫描; 金相观察; 滞回性能

中图分类号: TF762+.3

文献标志码: A

文章编号: 1671-9379(2025)07-0094-14

DOI: 10.13969/j.jzgjgz.20240208001

## Post-Fire Low-Cycle Fatigue Mechanism of Low-Alloy Structural Steel

GU Yueyue<sup>1</sup>, HUO Hongwei<sup>1</sup>, REN Haihui<sup>1</sup>, GUO Yubin<sup>2</sup>, DAI Shuyang<sup>2</sup>, FANG Cheng<sup>2\*</sup>

(1. China MCC22 Group Co., Ltd., Tangshan 064000, China;

2. College of Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China)

\*Corresponding author: chengfang@tongji.edu.cn

**Abstract:** Most steel structures in high seismicity regions may continue serving after the occurrence of a non-critical fire event. In this paper, the low-cycle fatigue properties of Q345 steel after fire damage are systematically studied from macro and micro levels by the combination of experimental exploration with theoretical analysis. A total of 60 Q345 carbon steel specimens are examined, which are heated to different temperatures and cooled by different ways, followed by either incremental-amplitude cyclic loading or constant-amplitude low-cycle/extremely low-cycle fatigue loading. The typical fracture failure mechanism of the specimens is analyzed by scanning electron microscope (SEM) and metallurgical microscopy (MM). The test results show that water immersion cooling with a rapid cooling speed following a medium or large fire (heated to 750 °C or 1 000 °C) has a significant impact on the cyclic behavior of the Q345 steel. In these cases, the formation of martensite with high strength and poor ductility results in an increase in the cyclic stress, a decrease in the ductility and a sharp reduction of the fatigue life. These phenomena indicate that the

收稿日期: 2024-02-08

基金项目: 国家自然科学基金(52378177, 52078359), 上海市“曙光计划”(22SG18)

作者简介:

顾跃跃(1981—), 男, 学士, 副高级工程师, 主要从事钢结构施工方面的研究。E-mail: 106873861@qq.com。

霍红伟(1982—), 男, 硕士, 副高级工程师, 主要从事钢结构施工方面的研究。

通信作者:

方成(1985—), 男, 博士, 教授, 主要从事钢结构方面的研究。E-mail: chengfang@tongji.edu.cn。

seismic performance of steel structures may be significantly compromised after rapid cooling from a medium or large fire. Other heating-cooling processes have less pronounced effects on the hysteretic and low-cycle fatigue properties of the material.

**Keywords:** multi-hazard; fire; low-alloy structural steel low-cycle fatigue (LCF) performance; scanning electron microscope (SEM); metallurgical microscopy (MM); hysteretic behavior

钢材在经历高温作用后其强度与刚度可能会出现显著下降<sup>[1]</sup>,在钢结构建筑发生火灾后,往往需要对灾害现场进行检查和评估工作<sup>[2-3]</sup>,以确定结构是否适合继续服役及是否需要进行修复或拆除<sup>[4-6]</sup>。大多数钢结构建筑在火灾后仍可以继续使用<sup>[7-8]</sup>,但火灾中暴露的钢结构构件极有可能成为后续地震作用下的薄弱部位,在强震中易引发不可恢复的损伤或形成薄弱层<sup>[9-14]</sup>。此外,地震也可能导致次生火灾的发生,经历次生火灾后的钢构件也可能面临余震的考验<sup>[15-18]</sup>。这些场景充分说明研究钢材火灾后的抗震性能十分必要。

现有研究表明,钢材在循环加载与单调拉伸下的力学行为存在显著差异<sup>[19-21]</sup>,前者伴随着包辛格效应、各向同性强化或随动强化等现象<sup>[22-23]</sup>。研究学者们已经对钢材的常温滞回性能<sup>[24-26]</sup>进行了较广泛的研究。石永久等<sup>[27]</sup>研究了结构钢 Q235 和 Q345 的循环加载力学性能并对相应的混合强化模型参数进行了校准,发现不同的加载制度对材料的疲劳性能有着显著影响;HAI 等<sup>[28]</sup>研究了 Q460D、Q550D、Q690D 和 Q890D 等一系列高强钢的疲劳性能,发现其在加载过程中均呈现出了循环软化的现象,高强钢的耗能能力因此受到影响。关于结构钢在火灾后的滞回行为与疲劳性能的研究相对较少。DING 等<sup>[29]</sup>针对国产钢材 Q235、Q345 和 Q690 开展了火灾后的小应变幅循环加载试验,结果表明:加热和冷却过程会改变钢材的强度与循环应力演化模式,从而影响钢材的抗震性能。LI 等<sup>[30]</sup>研究了普通结构钢 Q355 和 高强钢 Q620 火灾后的疲劳性能,考虑了空气冷却与浸水冷却作用,以及递增、递减、非对称等多种加载方式,发现在自然冷却下两种钢材的屈服应力与耗能能力均呈下降趋势,而在浸水冷却下 Q355 的耗能能力上升。薛暄译等<sup>[31]</sup>进一步考虑了泡沫冷却对高强钢 Q690 高温后超低周疲劳性能的影响,发现受火温度为 800 °C 与 900 °C 时,与自然冷却、浸水冷却相比,经泡沫冷却的试件耗能能力最强。HUA 等<sup>[32]</sup>研究发现,经 900 °C 加热后浸水冷却的 Q690 钢材延性显著降低,断面无明显疲劳弧线,且内部形成马氏体结构。DAI 等<sup>[33]</sup>研究发现对于铁基合金钢材而言,加热至 750 °C 并浸水冷却的试件有较高的循环峰值应力。虽然目前已有部分针对各类结构钢高温后疲劳性能的研究,但尚有更多的冷却方式需要予以考虑。此外,对断口微观形貌与材料内部金相结构的讨论也需

要更多的案例支撑,以进一步验证材料的微观结构与宏观力学性能之间的联系。

本文从 Q345 钢材着手,对其火灾后的滞回行为与低周疲劳性能开展了试验研究,参数矩阵包括了加热温度、冷却方式和循环加载方案。在循环加载后,对试件进行断面宏微观分析和金相分析,揭示低合金结构钢材在火灾后的低周疲劳性能特征,从而丰富钢材火灾后循环加载性能试验数据,揭示了暴露于火灾中的钢材残余抗震能力,为后续钢结构多灾害研究奠定了基础,也为经历火灾作用后钢结构的长期安全性评估提供指导依据。

## 1 试验概况

### 1.1 试件尺寸

单调拉伸试件的设计满足中国国家标准《金属材料拉伸试验 第 1 部分:室温试验方法》(GB/T 228.1—2021)<sup>[34]</sup>的要求,加工设计图如图 1a)所示。低周疲劳试件为中国国家标准《金属材料轴向等幅低循环疲劳试验方法》(GB/T 15248—2008)<sup>[35]</sup>推荐采用的非标准试件,试件的截面形式为圆截面,设计加工设计图如图 1b)所示。单调拉伸试验结果如表 1 所示。

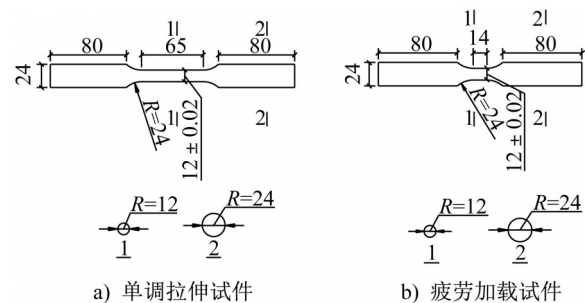


图 1 试件加工设计图(单位:mm)

Fig. 1 Geometry and dimensions of specimens (unit: mm)

表 1 Q345 钢材力学性能

Table 1 Material properties of Q345 steel

试件名称	屈服强度 $f_y$ /MPa	极限强度 $f_u$ /MPa	伸长率 $\delta$ /%
AT-T25	351	592	23.0
AT-T25-d1	352	613	19.2
AT-T25-d2	348	610	26.6
平均值	350	605	22.9

## 1.2 试验流程与参数设计

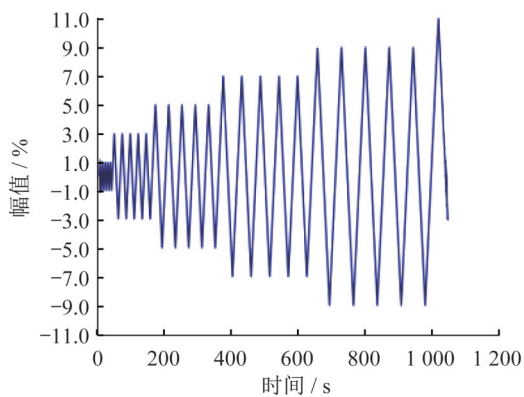
试验分为加热冷却与循环加载两个部分,其参数信息如表2所示:

表2 试验设计参数

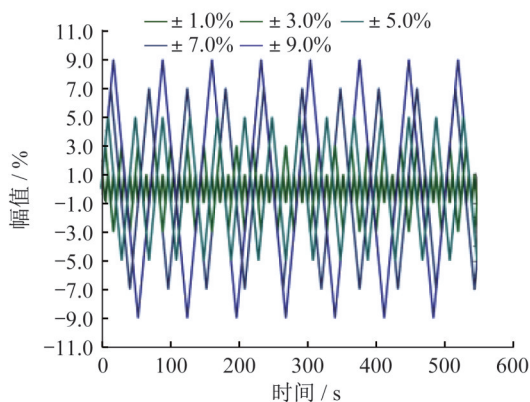
Table 2 Design parameters of test

参数矩阵	参数取值					
加热温度/℃	500		750		1 000	
冷却方式	自然冷却		喷水冷却		浸水冷却	
加载制度	±1% 常幅	±3% 常幅	±5% 常幅	±7% 常幅	±9% 常幅	递增 循环

除表中所列出的三档温度外,每个工况下还有一个未经任何加热冷却处理的常温对照试件。加载方式为应变控制加载,共有5种常应变幅和1个递增循环加载,绘制加载制度曲线如图2所示。



a) 递增循环加载制度



b) 常幅循环加载制度

图2 加载制度曲线

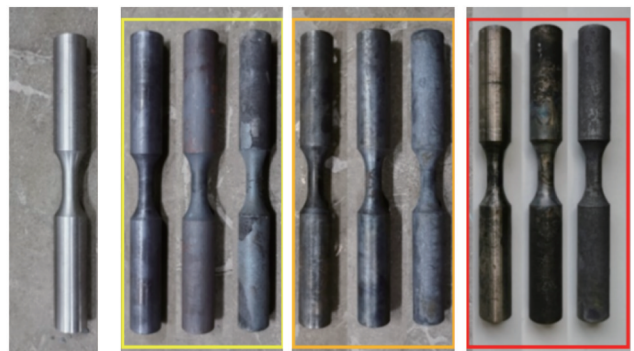
Fig. 2 Loading system curves

本试验一共加工了60个低周疲劳试件,各试件设计参数完全一致,为简化描述,后文以编号代称各试件。试件编号的具体含义如下:CL为递增循环加载,LF为常幅低周疲劳循环加载;T为最高温度,A为空气冷却,S为喷水冷却,W为浸水冷却;A1、A3等指应变幅度

为±1.0%或±3.0%等常幅低周疲劳循环加载。如“CL-T750A”,即递增循环加载的750℃空气冷却试件,“LF-T500S-A1”即应变幅±1%常幅加载的500℃喷水冷却试件。

## 1.3 试验现象

如图3所示,升温前的试件(图3a))钢材表面呈典型的明亮金属光泽。试件在温度升高至500℃时表面变为墨黑色,升高至750℃和1000℃时,试件表面变为通透的橙红色,且后者表面的颜色更浅。下图黄色(图3b))、橙色(图3c))、红色(图3d))框中分别为自然冷却、喷水冷却、浸水冷却试件,每个框中从左至右的加热温度分别为500℃、750℃、1000℃。



a) 常温试件 b) 自然冷却试件 c) 喷水冷却试件 d) 浸水冷却试件

图3 试件外观示意

Fig. 3 Surface appearances of specimens

试验中,采用递增级加载的试件普遍在循环加载至±9.0%应变幅后,在工作段表面出现肉眼可见的裂纹,随后裂纹快速扩展且承载力大幅下降试件发生断裂,断裂处有微弱的颈缩行为。然而采用750℃浸水冷却的试件在进入第6圈拉伸过程时,工作段无征兆突然断裂;采用1000℃浸水冷却的试件在第15圈也发生类似断裂。上述两个试件的断裂处无明显的颈缩现象,且在常幅疲劳加载下其破坏模式同样为突然断裂。由此推断,采用750℃和1000℃高温后浸水冷却的试件发生脆性破坏,且前者破坏更加严重。

## 2 低周疲劳试验结果

### 2.1 递增循环加载

试件在递增循环加载过程中的滞回曲线如图4所示。大部分试件均在应变幅为±9.0%时才出现疲劳失效现象,且曲线形态饱满,显示出良好的循环加载性能。对于经750℃与1000℃高温后浸水冷却处理的试件,从图4c)、d)可以看到,断裂现象提前发生,且峰值应力大幅提升。

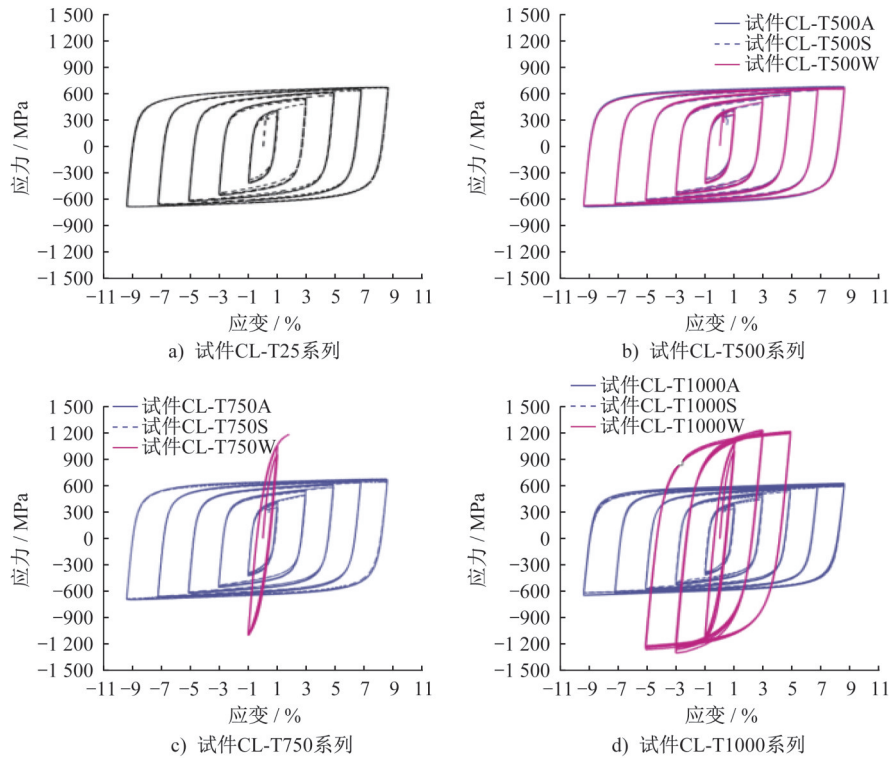


图4 各试件递增循环加载滞回曲线

Fig. 4 Hysteretic curves of specimens under incremental-amplitude cyclic loading

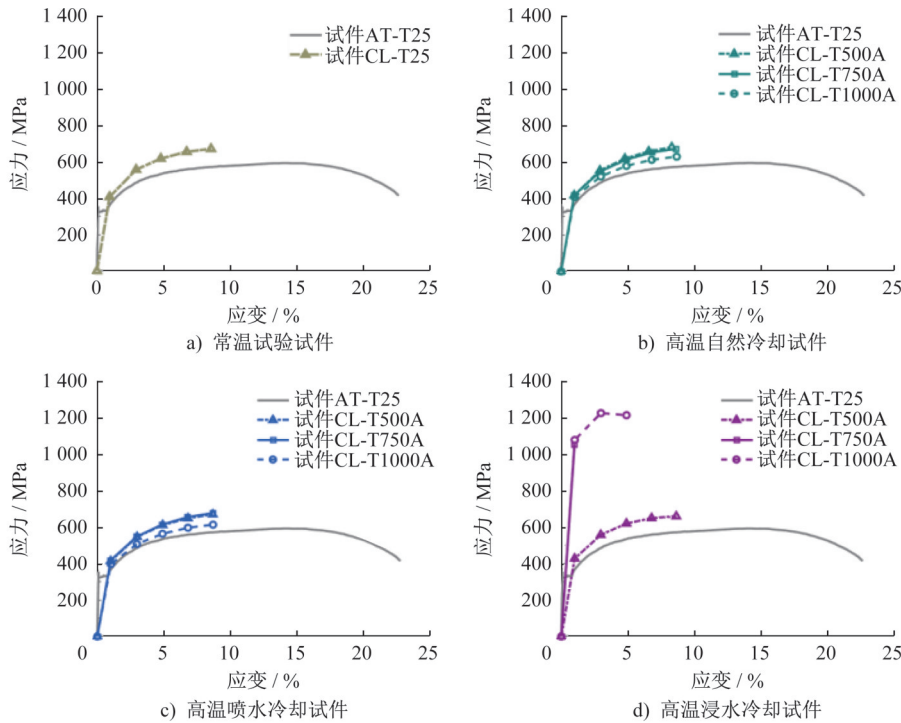


图5 各试件递增循环加载骨架曲线

Fig. 5 Skeleton curves of specimens under incremental-amplitude cyclic loading

连接上述各级加载稳态应力-应变曲线的顶点,得到试件在往复加载作用下的骨架曲线。将试件骨架曲线位于第一象限的部分绘制于图5中,并和单调拉伸曲线进行对比。可以发现:大部分高温后冷却处理对试件骨架

曲线的发展几乎没有影响,其材料应力发展与常温对照试验试件应力发展相同,存在明显的应力循环硬化现象,同时循环硬化的程度随着应变幅度的增大呈逐渐减小的趋势。然而,对于经750℃和1000℃高温后浸水冷却的

试件,其骨架曲线的应力最大值相较于常温试验对照组试件的应力最大值呈大幅提升趋势,但延性急剧下降。

试验结果表明:在750℃或更高的温度下采取浸水冷却的方式会使得钢材循环应力水平显著提高,而断裂延性锐减,出现这一现象的原因会在第4节中详细讨论。值得注意的是,经过1000℃高温后浸水冷却钢材的循环应力随加载过程中应变的增大表现出先增大后减小的趋势。

### 2.2 常幅循环加载

将常幅循环加载过程中试件断裂或其承载力下降至峰值荷载的85%时对应的循环加载次数称为循环失效次数,即为试件的疲劳寿命 $N_f$ 。将各试件的疲劳寿命记录于表3中。可以发现,对于加热至500℃高温的试件,无论是采用自然冷却还是浸水冷却的方式,该试件的疲劳寿命都与常温对照试验组的疲劳寿命十分接近。

在较小应变幅(±1.0%、±3.0%)加载下,采用自然冷却和喷水冷却方式对加热至750℃高温的试件进行降温处理,有利于提升其疲劳寿命,但会导致采用1000℃高温后冷却试件的疲劳寿命下降,这与钢材内部组织在高温冷却前后的变化有直接关系;而在较大应变幅(±5.0%、±7.0%、±9.0%)加载下,对加热至各个温度的试件采用自然冷却和喷水冷却方式处理后其疲劳寿命没有显著的影响,因为此时试件的疲劳行为主要受钢材塑性损伤所控制。

将每组试件应力、应变值进行均值处理,绘制出了如

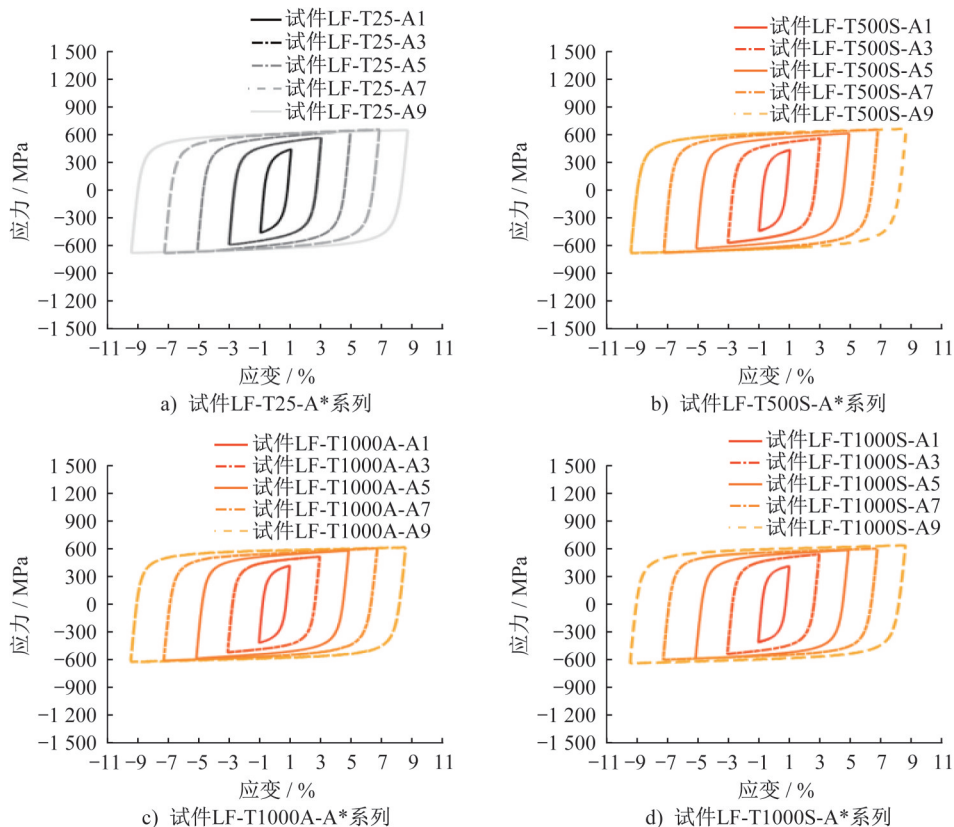
表3 常幅循环加载试件的疲劳寿命

Table 3 Fatigue life ( $N_f$ ) of specimens under constant-amplitude cyclic loading

试件编号	常幅循环加载的应变幅 $D_c$				
	±1.0%	±3.0%	±5.0%	±7.0%	±9.0%
LF-T25-A*	963	100	36	16	10
LF-T500A-A*	968	94	33	25	10
LF-T750A-A*	1 175	94	27	16	8
LF-T1000A-A*	595	77	29	18	9
LF-T500S-A*	615	95	36	15	11
LF-T750S-A*	1 324	58	25	18	8
LF-T1000S-A*	619	89	29	16	6
LF-T500W-A*	969	113	39	14	9
LF-T750W-A*	40	0/0(d)	0	0/0(d)	0
LF-T1000W-A*	477	29/24(d)	12	4/6(d)	1

注:符号说明:A\*指代“Amplitude(应变幅度)”不同但高温冷却过程相同的试件系列;疲劳寿命后字母d指代“Duplicate case(重复试验)”,即该疲劳寿命为重复试验的结果。

图6所示的试验中具有代表性的6种经高温冷却过程的循环稳定应力-应变曲线。从图中可以观察到,大部分试件的循环应力-应变曲线与常温对照试验组试件的循环应力-应变曲线相似。



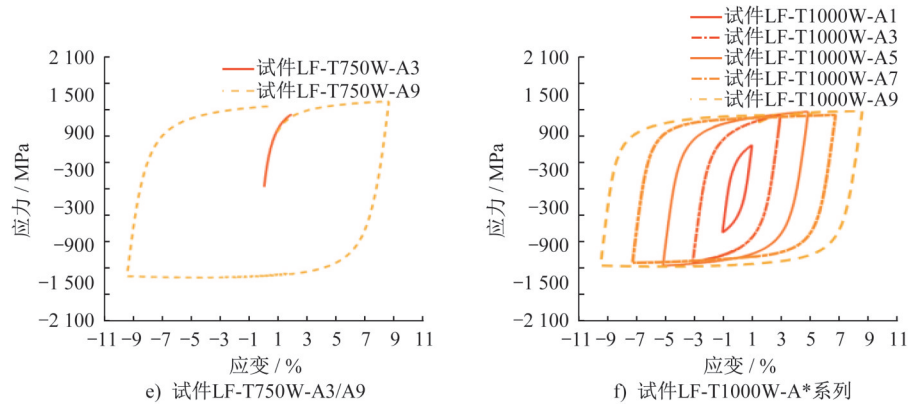


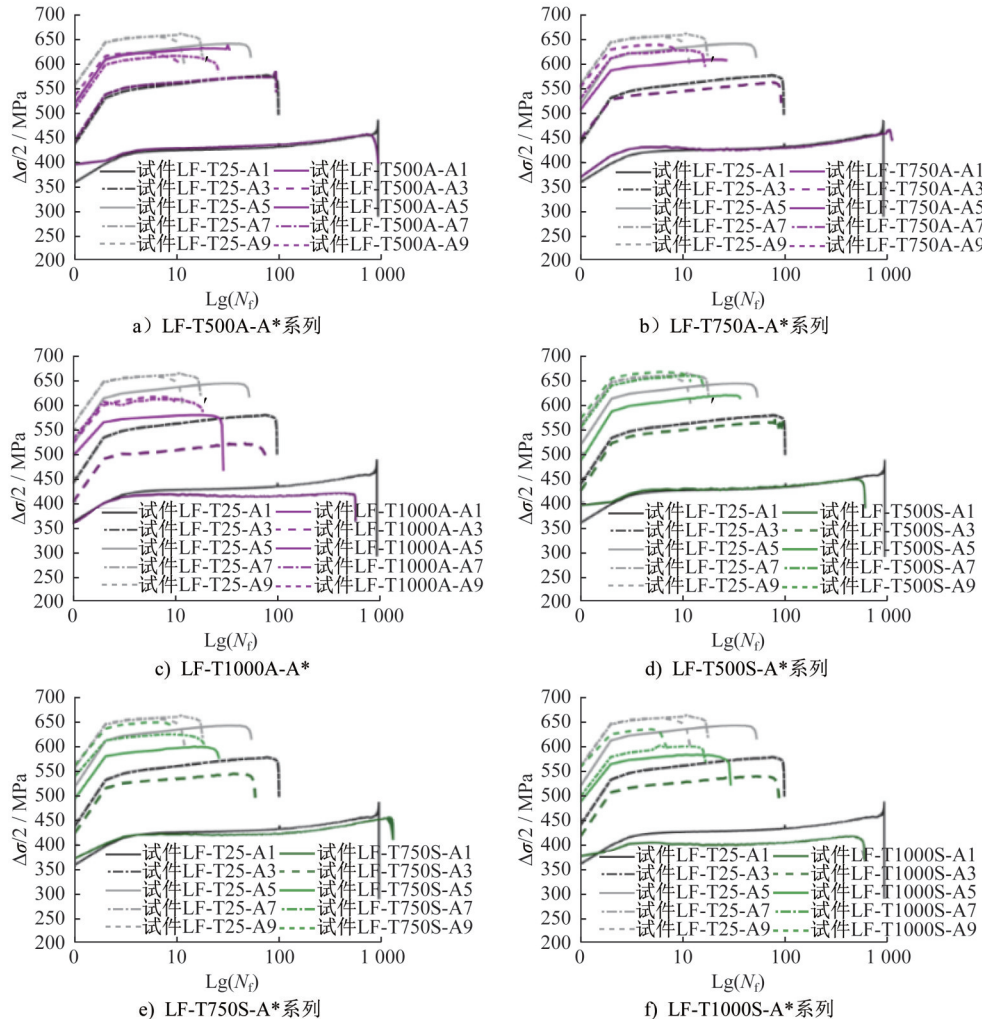
图6 常幅循环加载下试件的循环应力-应变曲线

Fig. 6 Cyclic stress-strain curves of specimens under constant-amplitude cyclic loading

对于试件 LF-T750W-A\*和 LF-T1000W-A\*系列,其循环应力-应变曲线的应力显著提高,卸载刚度相较于常温对照试验组试件的卸载刚度有所下降,材料脆性特性十分明显。观察试件 LF-T1000W-A\*系列的循环稳定应力-应变曲线可以注意到其在加载过程中出现了明显的循环软化现象。原因可能在于:这两类试件在经高温后浸水冷却处理时由于钢材材料发生了马氏体相变,循环

应力显著增加,部分试件的延性剧烈下降,其余部分试件的应力演化转变为软化现象。

以试件的疲劳寿命  $N_f$  为横坐标,将其相应圈数下滞回环应力幅的一半  $\Delta\sigma/2$  作为纵坐标,绘制试件的循环特征响应曲线,如图7所示,用以观察试件在循环加载过程中应力的发展过程和材料的循环强度演化模式<sup>[36]</sup>。



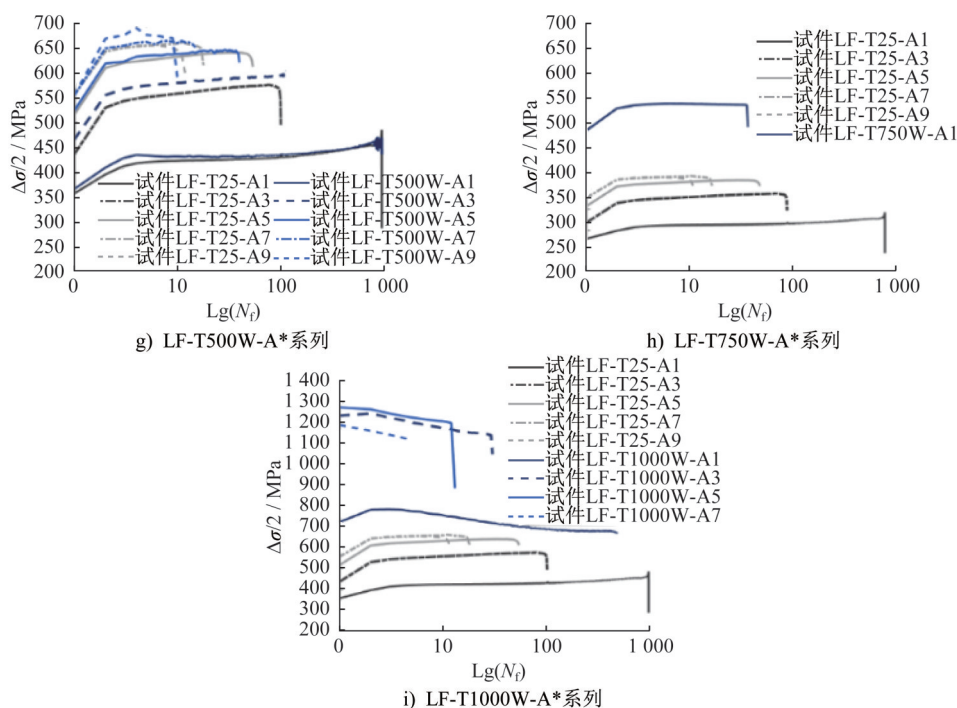


图7 常幅循环加载下试件的循环特征响应曲线

Fig. 7 Cyclic characteristic response curves of specimens under constant-amplitude cyclic loading

除试件 LF-T1000W-A\* 系列曲线以外, 经历过高温冷却后试件的加载应力一致表现为整体循环强化的模式, 在整个过程中没有出现明显的循环稳定现象。可以明显看出, 经 1000 °C 浸水冷却后试件的循环响应特征曲线整体表现出了循环应力软化的现象。

此外, 通过横向对比经不同高温冷却过程试件的循环响应特征曲线还可以发现, 自然冷却和喷水冷却对钢材在循环加载下的应力幅存在一定的削弱作用, 其中对加热至 1000 °C 的试件曲线应力削弱作用最为明显。而高温后浸水冷却可使钢材的应力幅呈倍数级提升, 尤其是加热至 750 °C 和 1000 °C 的试件, 在各个应变幅下的循环响应特征曲线应力均达到常温对照试件的两倍以上, 这一结果有力佐证了前文对 750 °C 和 1000 °C 高温浸水冷却试件应力-应变曲线行为的讨论。

### 3 细微观分析

#### 3.1 断口电镜扫描分析

通过对试件断口进行分析可以更好地了解其力学行为及破坏机理, 此过程需要采用扫描电子显微镜进行辅助观察和分析。经过往复加载试验的试件断口可以分为四类, 如图 8 所示。前三类试件断口表面存在明显的疲劳分区, 疲劳线将其分为裂纹扩展区(颜色更浅的区域)和瞬时断裂区。

第一类试件断口表面粗糙, 截面倾角接近 45°, 呈现出剪切唇的形态。沿着残件的轴线看向截面, 可观察到

明显的疲劳分区, 宏观断口符合疲劳断裂的特征。初次观察的微观图像选在瞬时破裂区, 放大倍数设定为 500 倍。断面在电镜下显示出大量的抛物线形样貌的撕裂塑坑, 符合延性疲劳断裂的特征, 即这一类试件发生的破坏属于延性疲劳破坏。

第二类试件断口的瞬时破裂区断面整体平整, 无明显倾角, 但其表面呈现粗糙特征, 典型形貌与高应力轴向拉压疲劳断口的特征高度吻合。选取靠中间位置的断口进行电镜观察, 采用 1000 倍放大。可以看到, 电镜下的微观图像出现了典型的河流花样以及解理台阶, 出现较少的解理辉纹, 并伴随有少量的尖端塑性变形, 这表明断口的变形能力并不强, 综合判断这一类断口的塑性不充分, 即 1000 °C 高温后浸水冷却的试件断口带有一定的脆性。

第三类试件断口的瞬时破裂区被浅色的裂纹扩展区大面积包围, 同时其裂纹扩展区由于在疲劳加载的过程中被反复摩擦, 表面有一定的光泽, 这是应力集中所导致的。选取截面边缘区域进行电镜扫描, 仅放大了 30 倍便可清晰观察到, 显微图像显示断口截面边缘出现了多个疲劳萌生点, 这些萌生点周围出现了疲劳辉纹, 不同萌生点的疲劳辉纹均以大约 45° 方向向中心扩展联结, 最终形成瞬时破裂区域, 综合宏微观图像可以判断, 该断口属于多源疲劳断口, 其形成源于试件内部多个疲劳缺陷的协同发展, 最终导致断裂, 即这些试件(多为喷水冷却)出现了多源疲劳破坏。

最后一类试件断口断面非常平整,有典型的金属光泽,呈现出“冰糖状”特征,无任何倾斜角及断面弧形迹线,端口边缘无任何颈缩现象。选取靠近截面中心的位置进行电镜扫描观察,该微观结构在电镜下主要表现的形貌为舌状花样,结合宏观图像,初步判断整个断口呈完全的脆性破坏,即经过 750 °C 高温后浸水冷却的试件其破坏脆性极高。

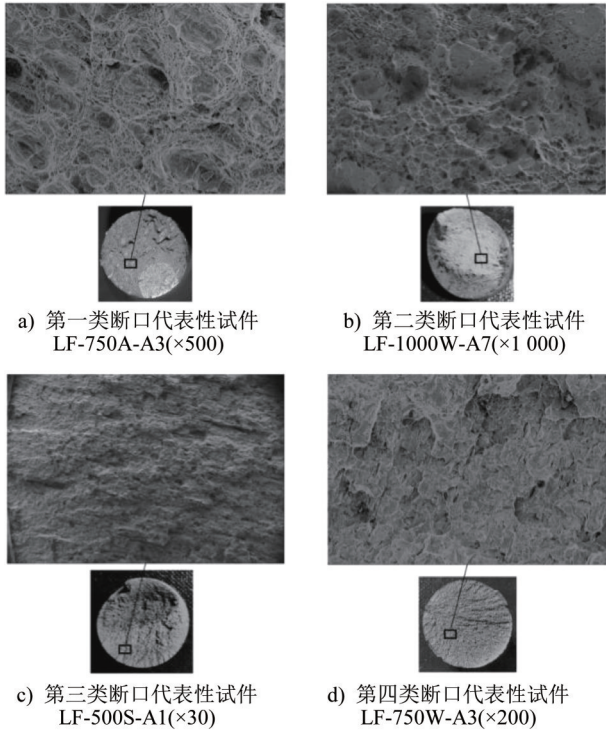


图8 火灾后试件断口形貌分析

Fig. 8 Fracture appearance analysis of specimens after fire

综上所述,在进行初步分析后,对试验中出现最为普遍的第一类断口和最为特殊的第四类断口进行综合对比分析。如图9所示,每个断口选取4个视域进行观察。以ASV、WSV分别作为第一类(自然冷却)借助扫描电子显微镜在1000~2000倍的放大下,对试件断口分别进行进一步观察,得到其微观结构形态。

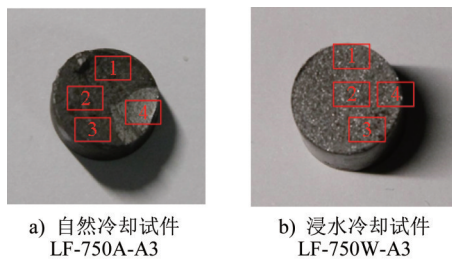


图9 试件断口电镜扫描的视域划分及对应编号

Fig. 9 The field view division and corresponding number of specimen fracture for SEM analysis

如图10所示,对于第一类试件断口,位于瞬时断裂区的1、2、3视域内均分布着具有延性断裂特征的密集塑坑,这些塑坑是材料因局部的塑性变形在断口截面处形成的凹坑,断面中塑坑分布越多意味着其在疲劳过程中的应力越大,这是低循环延性疲劳断裂的典型特征。在位于裂纹扩展区4号视域的试件断口中,可以观察到类似“山脊线”的形貌,这些“山脊线”沿着裂纹扩展的方向排列而成,这是疲劳断口的典型特征。可以判断该类试件断口的疲劳裂纹从截面边缘萌生并向截面中间扩展,该扩展特征符合低周疲劳延性断裂的微观特征。

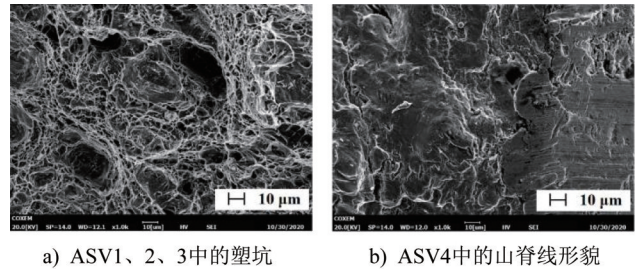


图10 电镜扫描ASV视域(×1000)

Fig. 10 ASV field view from SEM(×1000)

对于第四类试件断口,在4个视域中均可以观察到大量类似舌状花样的形貌,如图11a)所示,这是解理断裂的微观特征,验证了断口发生时的破坏为脆性断裂。在这些解理断裂形貌的基础上,可以观察到断口的形貌中仍然有少量的塑坑存在,在断口右侧位置的4号视域中,可以观察到有明显的等轴韧窝分布(如图11b)所示),等轴韧窝分布区域较小,因此该视域整体呈现出以解理断裂为主、兼具塑性变形迹象的断裂形貌。基于此,综合WSV4个视域的观察结果,断口中虽存在少量的塑性成分,但其破坏形式仍然属于脆性断裂,该断口显微图像符合准解理断裂的微观形貌特征。

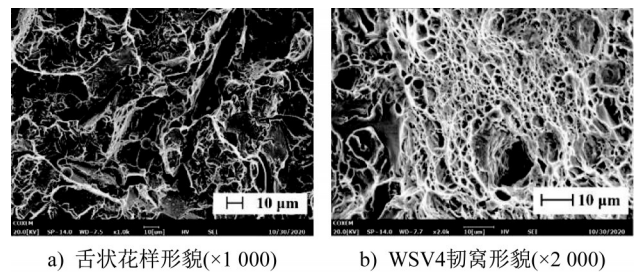


图11 电镜扫描WSV视域

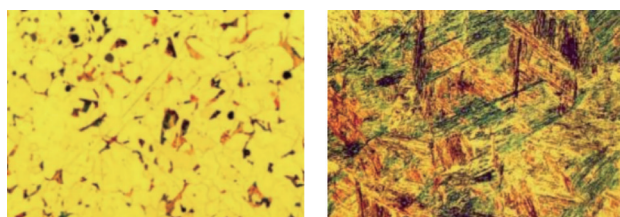
Fig. 11 WSV field view from SEM

通过对典型试件断口的宏观和微观分析,综合考虑试件的物理力学过程,可以确认试件LF-750A-A3,在常幅往复加载过程中经历了裂纹发生、裂纹扩展并最终损坏的过程,最终以低周疲劳塑性破坏的方式失效,为典型的低周疲劳延性断裂,属于延性破坏;而对于试件

LF-750W-A3,其破坏过程基本没有任何预兆,以脆性断裂的方式丧失承载能力,材料脆性表现十分明显,这一类破坏断口呈现出解理断裂的特性,仅有少量的塑性,为典型的准解理断裂,属于脆性破坏。

### 3.2 金相显微分析

金相显微镜是通过照明入射材料表面观察其金相组织的光学显微镜,经过图像采集在计算机上获得其金相图谱。对本文研究所采用的钢材进行打磨抛光,在其表面滴加4%的硝酸酒精溶液并进行短暂的浸蚀,再用酒精和清水清洗后进行金相观察。图12给出了典型的珠光体型组织和板条状马氏体组织的金相图,图a)为没有经过任何处理的低碳钢材,图b)为经过加热后浸水冷却的合金钢材。



a) 珠光体型组织( $\times 100$ )      b) 板条状马氏体组织( $\times 500$ )

图12 金相显微镜下两种典型的金相组织

Fig. 12 Two typical metallographic structures under a metallographic microscope

在每种经高温后冷却处理的试件中间部位取出大小为5 mm $\times$ 10 mm $\times$ 10 mm的方形试件,各试件设计参数完全一致,共计10个试件用于金相显微镜中观察。将不经过任何高温冷却处理的常温对照试验试件的金相观察试件记为RT,其余试件代码如表4所示。采用金相显微镜对其进行观察,得到的金相组织如图13~17所示。

表4 金相观察试件代码

Table 4 Code names of metallographic observation specimens

温度	自然冷却	喷水冷却	浸水冷却
500 $^{\circ}$ C	500A	500S	500W
750 $^{\circ}$ C	750A	750S	750W
1 000 $^{\circ}$ C	1000A	1000S	1000W

注:A:自然冷却;S:喷水冷却;W:浸水冷却。

从试件RT、500A、500S和500W的1 000倍放大金相图中可以看到,加热至500 $^{\circ}$ C采用三种冷却方式冷却的试件其材料内部金相与常温对照试件的材料内部金相类似,均主要为珠光体组织,金相中的基体为颜色最浅的不规则多面体,即为铁素体组织,在晶界处颜色最深的为三次渗碳体,由铁素体和渗碳体组成的珠光体组织沿着

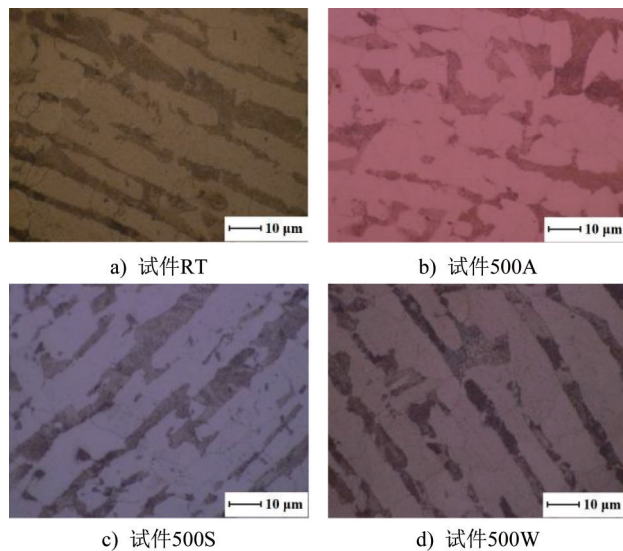


图13 试件RT、500系列金相组织( $\times 1 000$ )

Fig. 13 Metallographic structure of specimen RT and 500 series

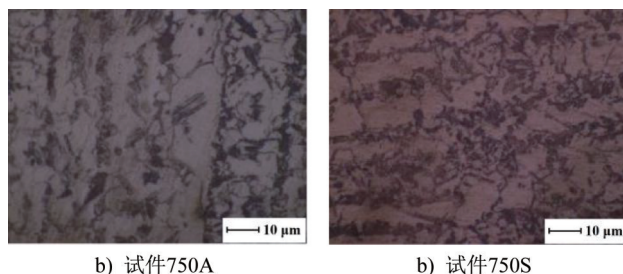


图14 试件750A、750S金相组织( $\times 1 000$ )

Fig. 14 Metallographic structure of specimen 750A and 750S

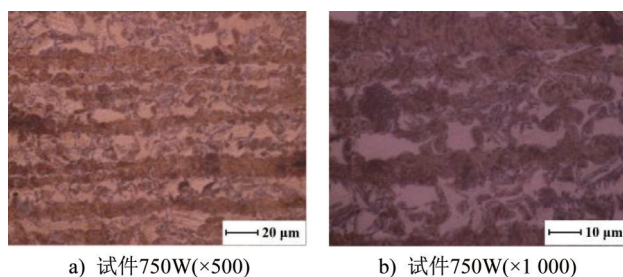


图15 试件750W金相组织

Fig. 15 Metallographic structure of specimen 750W

试件往复加载的方向呈现出明显的带状分布形态。

从试件750A、750S1 000倍放大的金相图中可以看到,经750 $^{\circ}$ C高温后自然冷却与喷水冷却处理的试件内部金相分别表现为细珠光体与极细珠光体组织,基体为较薄的片状铁素体(浅色),晶界间出现了较为密集的网状渗碳体,深色的片状细颗粒珠光体(索氏体组织)与极细颗粒珠光体(屈氏体组织)仍然有明显的带状分布,带间距呈逐渐减小的趋势。

试件750W的金相图和前述所有试件的金相图明显

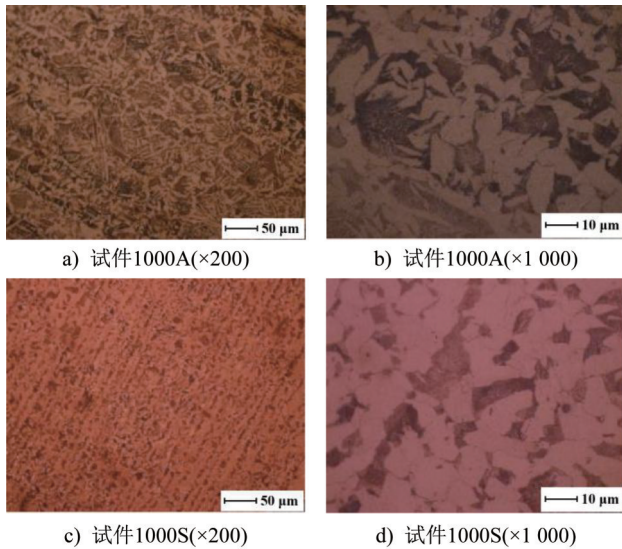


图 16 试件 1000A、1000S 金相组织

Fig. 16 Metallographic structure of specimen 1000A and 1000S

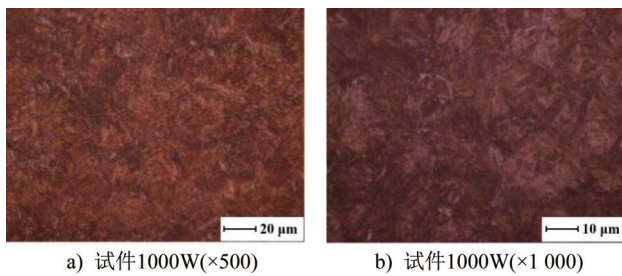


图 17 试件 1000W 金相组织

Fig. 17 Metallographic structure of specimen 1000W

不同,可以观察到经 750 °C 高温后浸水冷却处理的试件内部出现了新的金相组织,金相中的基体已转变为呈深色的板条状马氏体组织,该组织由成排的细板条束有序排列构成,细板条之间存在有小角度的晶界,板条束之间存在较大的位向差,同时浅色的残余铁素体沿着马氏体晶界分布,金相整体仍然表现为带状分布。

从试件 1000A 和 1000S 的 200、1 000 倍放大的金相图中可以看到,经 1 000 °C 高温后自然冷却与喷水冷却处理的试件材料内部金相出现了少量的针状魏氏组织,该组织是由粗大的奥氏体晶粒冷却后形成的,晶粒内出现了针片状铁素体和渗碳体,金相基体仍然为残留的铁素体,深色的珠光体组织大体呈现带状分布,表现为珠光体与索氏体、屈氏体并存的形态。

试件 1000W 的金相图出现的新组织与试件 750W 的金相图出现的新组织相似,可以看到经过 1 000 °C 高温后浸水冷却处理的试件内部金相也出现了板条状马氏体组织(深色),少量的浅色铁素体夹杂其间,少数铁素体与渗碳体结合,形成极少量的羽毛状贝氏体,由于加热温度较高,致使各金相组织的晶粒都较粗大。

综上所述,试件 RT、500A、500W、500S、750A 和 750S 的金相图均表现为珠光体组织;试件 1000A 和 1000S 的金相图中出现了少量的魏氏组织,但整体仍然表现为珠光体组织;试件 750W 和 1000W 中出现了板条状马氏体组织,后者晶粒更为粗大。简言之,除了经 750 °C 和 1 000 °C 高温后浸水冷却的试件,其它试件材料在经过加热冷却处理后的内部金相与未经过任何加热冷却处理试件材料金相相似,没有产生新的组织;但是经过 750 °C 和 1 000 °C 高温后浸水冷却的试件材料产生了新组织,发生了马氏体相变。

#### 4 疲劳性能变化原因分析

结合疲劳试验结果以及微观分析结果,本节将对钢材的抗低周疲劳性能出现显著变化的原因进行综合分析。

##### 4.1 微观组织的变化

钢材力学性能改变的根本原因在于内部金相结构的变化。金相转变的一个关键条件是需要将其加热至金相转变临界点  $A_{c1}$  (试验采用的钢材 Q345B 属于亚共析钢,其金相转变临界点约为 727 °C)。超过金相转变临界点  $A_{c1}$  后,钢材内部的珠光体型组织会发生相变,此时对试件进行冷却可能引起材料内部结构的转变,进而影响其循环加载下的力学行为。这解释了为何所有经 500 °C 高温处理试件的低周疲劳性能与常温对照组试件的低周疲劳性能并无太大区别,而部分经 750 °C 与 1 000 °C 高温处理的试件则会出现循环应力增大、材料脆化等现象。

一旦建筑火灾中的最高温度超过了金相转变临界温度  $A_{c1}$ ,钢材中的珠光体组织将开始部分转变为奥氏体相,并且会在超过其金相转变温度  $A_{c3}$  (钢材 Q345B 约为 767 °C) 后完全转变为奥氏体相。此时若采用冷却速率较低的自然冷却与喷水冷却,仍将得到珠光体型组织;若采用浸水冷却,则冷却速率显著高于马氏体转变的临界冷却速率  $V_K$ ,致使材料内部组织转变为板条状马氏体组织,如图 18a)、b) 所示。该组织在冷却产物中强度高,但塑性差,使得材料的循环加载强度显著提升,但其往复加载变形能力显著降低,如图 18c)、d) 所示。

经 750 °C 浸水冷却试件的脆性更大,是由于亚共析钢加热到 750 °C 时珠光体组织基本转化为奥氏体,但内部仍然有过量的铁素体存在,铁素体在冷却速率极快的浸水冷却下并不会发生相变,如图 18b) 所示,图中暗板条状的组织为强度高、塑性差的板条状马氏体组织,同时还有相当多的黄色块晶粒保留在基体中,为未发生相变的铁素体。这一特殊的内部结构使得加热至 750 °C 后浸水

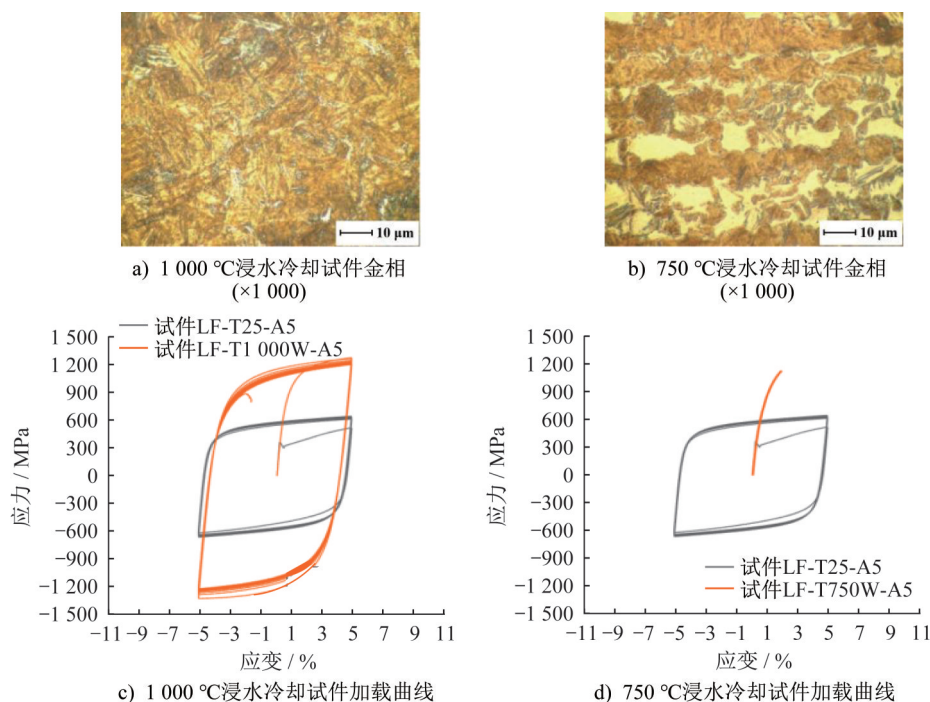


图 18 浸水冷却对加热至 750 °C 和 1 000 °C 试件的影响

Fig. 18 Influence of water cooling on 750 °C and 1 000 °C heated specimens

冷却试件的脆性相比于加热至 1 000 °C 后浸水冷却试件的脆性更大。

这一研究结果表明,如果在建筑火灾中钢材所经历的最高温度不超过钢材金相转变临界温度  $A_{c1}$ (如加热温度为 500 °C),那么材料在循环往复加载下的应力-应变曲线关系几乎不会发生任何变化,材料的灾后性能变化可以不予考虑。而对于可能出现奥氏体相变(升温至约 727 °C 以上)的钢材,如果在灭火降温时采用了高于马氏体形成的临界冷却速率  $V_K$  的冷却方式(如浸水冷却或者局部冷却过度等情况),则钢材疲劳性能可能由于延性太差而出现下降的趋势,若该结构在未来可能存在遭遇地震作用的风险,则建议采取拆除或更换措施,不宜继续使用。

综合分析试验结果还发现,当试件在加热至 1 000 °C 高温后采用自然冷却或者喷水冷却的方式降温,该试件的循环应力会降低。这是因为钢材 Q345B 的化学组分中添加了 Cr 等金属元素,属于细晶粒钢,此类钢材在加热温度超过 930 °C~950 °C 之后,其内部晶界的总面积随着晶粒的生长呈现逐渐变小的趋势,内部结构的表面也会逐渐降低,如果此时对钢材进行长时间的保温,晶粒便会极快地生长起来。由于高温下晶粒的形态和大小与其冷却后内部组织中晶粒的形态和大小呈正相关,钢材在 1 000 °C 高温下转变为奥氏体相的晶过程中,保温阶段的奥氏体晶粒发生了显著增长,粗大的奥氏体晶粒在自然冷却或者喷水冷却的作用下就形成了粗大的珠光体组

织,其强度低于细珠光体晶粒的强度,这就直接导致了经 1 000 °C 高温后自然冷却或者喷水冷却的试件材料强度下降。

研究表明,当火场最高温度超过了晶粒高温生长的温度时(如 1 000 °C),火灾后评估结构的抗震性能中必须考虑材料在未来循环加载作用下强度的降低。

#### 4.2 其他原因

在试验中,冷却会导致试件内部应力分布不均。对于表面温度与试件内部温度温差极大的浸水冷却试件,在浸水冷却的过程中会出现热应力,原因是在浸水冷却过程中试件表面先释放热量,材料发生收缩,试件心部则在这个过程中会受到表面的压力致使试件发生变形,在接近完全冷却时表面的大收缩阻碍了其心部的冷却,最终热应力在材料完成冷却后形成轻微心部受拉而表面受压的状态。然而浸水冷却试件因冷却过程中四面均匀受冷,最终上述应力呈现轴对称分布特征,对试件加载时的应力状态影响相对较弱。而对于喷水冷却试件,尽管通过旋转试件实现水分均匀覆盖,但粒径不均的水雾混合物仍然不可避免对试件散热的均匀性产生影响,进而使得材料内部的热应力和组织应力分布不均,这些随机产生的缺陷使得试件材料在小应变幅的加载下更容易产生多处应力集中的现象,进而更早地发生疲劳破坏,其破坏往往表现出多点疲劳的特性,出现多源疲劳断口。因此,在建筑火灾消防灭火的过程中,由于建筑钢结构体积庞

大,喷水冷却的方式不可避免地导致材料产生组织应力和热应力分布不均匀,这对其火灾后结构循环承载能力的削弱效应以予考虑。

## 5 火灾后钢材使用评估的初步建议

对经历10种不同加热冷却处理过程的Q345钢材进行金相观察,结合火灾后钢材的低周疲劳性能,借助钢材内部组织的微观变化更细致地解释试件的宏观力学行为,给出了火灾后钢材使用评估初步建议,包括:

(1) 经历的最高温度不同、采用的冷却方式不同,遭遇火灾损伤后钢材的样貌会有色泽及纹理的变化。火灾温度越高,试件表面氧化反应越剧烈,与此同时消防喷水引入的水分会显著加速钢材表面的锈蚀,通过观察这些现象有助于工程师判断火灾现场钢材所经历的物理过程。

(2) 对本文中的试验所采用的钢材而言,如果所经历的最高温度不超过钢材金相转变临界温度 $A_{c1}$ (727℃以下,如最高温度仅为500℃的小型局部火灾),试件的循环往复加载能力几乎不会发生任何变化,灾后材性变化可忽略不计,整体钢结构在满足外观以及静力使用要求下可采用原材料参数进行抗震性能的复核。一旦钢材在建筑火灾中出现奥氏体相变(如最高温度为750℃、1000℃的中、大型火灾),如果在消防灭火时采用了高于马氏体形成的临界冷却速率 $V_K$ 的冷却方式,钢材疲劳性能将下降。此时钢材可能不满足抗震延性要求,考虑到材料所在结构未来可能存在遭遇地震的风险,应当进行更换,不建议继续使用。

(3) 当钢材在火灾中经历的最高温度超过晶粒粗化临界温度(约为930℃)时,晶粒组织的形成会导致材料循环应力显著下降,该效应需纳入火灾后结构抗震性能评估体系。除此以外,在对建筑结构进行消防灭火时,采用喷水冷却的方式会造成钢材内部出现组织应力和热应力分布不均匀,在火灾后的评估中应当对这些缺陷予以鉴定。

## 6 结论

本文对60个试件进行了加热冷却和循环加载试验,获得了钢材在遭受火灾损伤后的低周疲劳加载性能,包括:

(1) 浸水冷却直接加剧了经历较高火灾温度(750℃和1000℃)后Q345钢材的脆性。对此类试件进行电镜扫描辅助分析,结果表明了该类试件断口为准解离断口,明确了其脆性断裂的失效模式。

(2) 其余加热冷却处理对试件循环加载性能的影响有限,尤其在较低火灾温度(500℃)时,无论采取何种冷却方案,加热冷却试件的动力响应相较于常温试验中试

件的动力响应几乎没有任何变化,断口分析显示上述试件均表现出明显的延性疲劳破坏特征,依然具备良好的低周疲劳性能。

(3) 经过1000℃高温后浸水冷却处理,Q345钢材的循环应力演化模式在疲劳加载下转变为循环软化,而其它试件在循环荷载作用下的循环应力演化模式仍然表现为循环硬化。

## 参考文献:

- [1] WEI F, FANG C, WU B. Fire resistance of concrete-filled steel plate composite (CFSPC) walls[J]. Fire Safety Journal, 2017, 88: 26-39. DOI: 10.1016/j.firesaf.2016.12.008.
- [2] 李宏男, 郑晓伟, 李超. 高性能结构抗多次多种灾害全寿命性能分析与设计理论研究进展[J]. 建筑结构学报, 2019, 40(2): 56-69. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2019.02.004.  
LI Hongnan, ZHENG Xiaowei, LI Chao. Research progress on life-cycle multihazard-based design theory for high-performance structures[J]. Journal of Building Structures, 2019, 40(2): 56-69. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2019.02.004. (in Chinese)
- [3] 张喜刚, 田雨, 陈艾荣. 多灾害作用下桥梁设计方法研究综述[J]. 中国公路学报, 2018, 31(9): 7-19. DOI: 10.3969/j.issn.1001-7372.2018.09.002.  
ZHANG Xigang, TIAN Yu, CHEN Airong. Review of bridge design method for multiple hazards[J]. China Journal of Highway and Transport, 2018, 31(9): 7-19. DOI: 10.3969/j.issn.1001-7372.2018.09.002. (in Chinese)
- [4] BEHNAM B. Structural response of vertically irregular tall moment-resisting steel frames under pre- and post-earthquake fire[J]. The Structural Design of Tall and Special Buildings, 2016, 25(12): 543-557. DOI: 10.1002/tal.1271.
- [5] SUWONDO R, GILLIE M, CUNNINGHAM L, et al. Effect of earthquake damage on the behaviour of composite steel frames in fire[J]. Advances in Structural Engineering, 2018, 21(16): 2589-2604. DOI: 10.1177/1369433218761138.
- [6] BEHNAM B, ABOLGHASEMI S. Post-earthquake fire performance of a generic fireproofed steel moment resisting structure[J]. Journal of Earthquake Engineering, 2021, 25(13): 2579-2604. DOI: 10.1080/13632469.2019.1628128.
- [7] FANG C, IZZUDDIN B A, ELGHAZOULI A Y, et al. Robustness of multi-storey car parks under localised fire: Towards practical design recommendations [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2013, 90: 193-208. DOI: 10.1016/j.jcsr.2013.08.004.
- [8] FANG C, IZZUDDIN B A, ELGHAZOULI A Y, et al. Simplified energy-based robustness assessment for steel-composite car parks under vehicle fire[J]. Engineering Structures, 2013, 49: 719-732. DOI: 10.1016/j.engstruct.2012.12.036.
- [9] WANG W, FANG C, ZHAO Y S, et al. Self-centering friction spring dampers for seismic resilience [J]. Earthquake

- Engineering & Structural Dynamics, 2019, 48(9): 1045-1065. DOI: 10.1002/eqe.3174.
- [10] FANG C, WANG W, HE C, et al. Self-centering behaviour of steel and steel-concrete composite connections equipped with NiTi SMA bolts[J]. Engineering Structures, 2017, 150: 390-408. DOI: 10.1016/j.engstruct.2017.07.067.
- [11] FANG C, YAM M C H, LAM A C C, et al. Cyclic performance of extended end-plate connections equipped with shape memory alloy bolts[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2014, 94: 122-136. DOI: 10.1016/j.jcsr.2013.11.008.
- [12] FANG C, WANG W, SHEN D Y. Development and experimental study of disc spring - based self-centering devices for seismic resilience[J]. Journal of Structural Engineering, 2021, 147(7): 04021094. DOI: 10.1061/(asce)st.1943-541x.0003058.
- [13] CHEN J B, FANG C, WANG W, et al. Variable-friction self-centering energy-dissipation braces (VF-SCEDBs) with NiTi SMA cables for seismic resilience[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2020, 175: 106318. DOI: 10.1016/j.jcsr.2020.106318.
- [14] WANG W, FANG C, SHEN D Y, et al. Performance assessment of disc spring-based self-centering braces for seismic hazard mitigation[J]. Engineering Structures, 2021, 242: 112527. DOI: 10.1016/j.engstruct.2021.112527.
- [15] 张旭丹. 地震次生火灾救灾数值模拟与优化策略分析[D]. 大连: 大连理工大学, 2009.  
ZHANG Xudan. Numerical simulation and optimization strategy on disaster relief of post-earthquake fire [D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2009. (in Chinese)
- [16] 陈炫维, 李宏男, 王东升, 等. 主余震下近海钢筋混凝土桥墩全寿命抗震分析[J]. 地震工程与工程振动, 2015, 35(4): 145-154. DOI: 10.13197/j.eeev.2015.04.145.chenxw.017.  
CHEN Xuanwei, LI Hongnan, WANG Dongsheng, et al. Life-cycle seismic performance analysis of offshore RC bridge piers under mainshock and aftershock[J]. Earthquake Engineering and Engineering Dynamics, 2015, 35(4): 145-154. DOI: 10.13197/j.eeev.2015.04.145.chenxw.017. (in Chinese)
- [17] 陈素文, 李国强. 地震次生火灾的研究进展[J]. 自然灾害学报, 2008, 17(5): 120-126. DOI: 10.3969/j.issn.1004-4574.2008.05.020.  
CHEN Suwen, LI Guoqiang. Advance in research on secondary fire of earthquake[J]. Journal of Natural Disasters, 2008, 17(5): 120-126. DOI: 10.3969/j.issn.1004-4574.2008.05.020. (in Chinese)
- [18] 李宏男, 李钢, 郑晓伟, 等. 工程结构在多灾害耦合作用下的研究进展[J]. 土木工程学报, 2021, 54(5): 1-14. DOI: 10.15951/j.tmgcxb.2021.05.001.  
LI Hongnan, LI Gang, ZHENG Xiaowei, et al. Research progress in engineering structures subject to multiple hazards[J]. China Civil Engineering Journal, 2021, 54(5): 1-14. DOI: 10.15951/j.tmgcxb.2021.05.001. (in Chinese)
- [19] ZHOU F, LI L. Experimental study on hysteretic behavior of structural stainless steels under cyclic loading[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2016, 122: 94-109. DOI: 10.1016/j.jcsr.2016.03.006.
- [20] WANG M, FAHNESTOCK L A, QIAN F X, et al. Experimental cyclic behavior and constitutive modeling of low yield point steels [J]. Construction and Building Materials, 2017, 131: 696-712. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2016.11.035.
- [21] SHI G, GAO Y, WANG X, et al. Mechanical properties and constitutive models of low yield point steels[J]. Construction and Building Materials, 2018, 175: 570-587. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2018.04.219.
- [22] 班慧勇, 朱俊成, 施刚, 等. 不同复合比下不锈钢复合钢材循环本构模型研究[J]. 土木工程学报, 2019, 52(10): 67-74. DOI: 10.15951/j.tmgcxb.20190709.001.  
BAN Huiyong, ZHU Juncheng, SHI Gang, et al. Study on cyclic constitutive model of stainless-cladding bimetallic steel with different cladding ratios[J]. China Civil Engineering Journal, 2019, 52(10): 67-74. DOI: 10.15951/j.tmgcxb.20190709.001. (in Chinese)
- [23] 施刚, 王飞, 戴国欣, 等. Q460D 高强度结构钢材循环加载试验研究[J]. 土木工程学报, 2012, 45(7): 48-55. DOI: 10.15951/j.tmgcxb.2012.07.018.  
SHI Gang, WANG Fei, DAI Guoxin, et al. Experimental study of high strength structural steel Q460D under cyclic loading[J]. China Civil Engineering Journal, 2012, 45(7): 48-55. DOI: 10.15951/j.tmgcxb.2012.07.018. (in Chinese)
- [24] REZAIEE-PAJAND M, SINAIE S. On the calibration of the Chaboche hardening model and a modified hardening rule for uniaxial ratcheting prediction[J]. International Journal of Solids and Structures, 2009, 46(16): 3009-3017. DOI: 10.1016/j.ijsostr.2009.04.002.
- [25] CHABOCHE J L. A review of some plasticity and viscoplasticity constitutive theories[J]. International Journal of Plasticity, 2008, 24(10): 1642-1693. DOI: 10.1016/j.ijplas.2008.03.009.
- [26] CHEN Z H, LU J, LIU H B, et al. Experimental study on the post-fire mechanical properties of high-strength steel tie rods[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2016, 121: 311-329. DOI: 10.1016/j.jcsr.2016.03.004.
- [27] 石永久, 王萌, 王元清. 循环荷载作用下结构钢材本构关系试验研究[J]. 建筑材料学报, 2012, 15(3): 293-300. DOI: 10.3969/j.issn.1007-9629.2012.03.001.  
SHI Yongjiu, WANG Meng, WANG Yuanqing. Experimental study of structural steel constitutive relationship under cyclic loading[J]. Journal of Building Materials, 2012, 15(3): 293-300. DOI: 10.3969/j.issn.1007-9629.2012.03.001. (in Chinese)
- [28] HAI L T, SUN F F, ZHAO C, et al. Experimental cyclic behavior and constitutive modeling of high strength structural steels[J]. Construction and Building Materials, 2018, 189: 1264-1285. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2018.09.028.
- [29] DING F X, ZHANG C, YU Y J, et al. Hysteretic behavior of

- post fire structural steels under cyclic loading[J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2020, 167: 105847. DOI: 10.1016/j.jcsr.2019.105847.
- [30] LI W, CHEN H. Hysteretic performance of structural steels after exposure to elevated temperatures[J]. *Thin-Walled Structures*, 2023, 191: 111019. DOI: 10.1016/j.tws.2023.111019.
- [31] 薛暄译, 王斐, 石宇, 等. 火灾后 Q690 高强钢超低周疲劳性能研究[J]. *建筑结构学报*, 2023, 44(6): 119-128. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2022.0631.
- XUE Xuanyi, WANG Fei, SHI Yu, et al. Study on post-fire ultra-low cycle fatigue properties of Q690 high strength steel post fire[J]. *Journal of Building Structures*, 2023, 44(6): 119-128. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2022.0631. (in Chinese)
- [32] HUA J M, WANG F, XUE X Y, et al. Post-fire ultra-low cycle fatigue properties of high-strength steel via different cooling methods[J]. *Thin-Walled Structures*, 2023, 183: 110406. DOI: 10.1016/j.tws.2022.110406.
- [33] DAI S Y, LI C B, GU Y Y, et al. Post-fire mechanical behavior of iron-based shape memory alloy used for structural damping[J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2024, 221: 108920. DOI: 10.1016/j.jcsr.2024.108920.
- [34] 国家市场监督管理总局, 国家标准化管理委员会. 金属材料拉伸试验 第1部分: 室温试验方法: GB/T 228.1—2021[S]. 北京: 中国标准出版社, 2021.
- State Administration for Market Regulation, Standardization Administration of the People's Republic of China. *Metallic Materials—Tensile Testing—Part 1: Method of Test at Room Temperature: GB/T 228.1—2021*[S]. Beijing: Standards Press of China, 2021. (in Chinese)
- [35] 中华人民共和国国家质量监督检验检疫总局, 中国国家标准化管理委员会. 金属材料轴向等幅低循环疲劳试验方法: GB/T 15248—2008[S]. 北京: 中国标准出版社, 2008.
- General Administration of Quality Supervision, Inspection and Quarantine of the People's Republic of China, Standardization Administration of China. *The Test Method for Axial Loading Constant-Amplitude Low-Cycle Fatigue of Metallic Materials: GB/T 15248—2008*[S]. Beijing: Standards Press of China, 2008. (in Chinese)
- [36] 施刚, 高阳, 王珣, 等. 低屈服点钢低周疲劳性能研究[J]. *土木工程学报*, 2019, 52(1): 20-26, 52. DOI: 10.15951/j.tmgcxb.2019.01.003.
- SHI G, GAO Y, WANG X, et al. Low cycle fatigue properties of low yield point steels[J]. *China Civil Engineering Journal*, 2019, 52(1): 20-26, 52. DOI: 10.15951/j.tmgcxb.2019.01.003. (in Chinese)