

文章编号: 1000-4750(2015)05-0037-14

基于微观机理的梁柱节点焊接细节断裂分析

周 晖^{1,2}, 王元清², 石永久², 熊 俊²

(1. 北京工业大学城市与工程安全减灾教育部重点实验室, 北京 100124; 2. 清华大学土木工程安全与耐久教育部重点实验室, 北京 100084)

摘 要: 为预测钢结构焊接节点在地震作用下的延性断裂, 开展了微观机理断裂模型的标定和验证工作。空穴扩张模型 VGM 和应力修正临界应变模型 SMCS, 将延性断裂的微观机理(空穴形核、扩张和聚合)与宏观的应力-应变场结合了起来。利用已有的缺口圆棒拉伸试验, 辅以有限元分析, 标定了 Q345 钢材母材、焊缝和热影响区 3 种材料的 VGM 和 SMCS 模型参数。进行了 7 个梁柱节点局部焊接试件的拉伸试验, 测得了试件的断裂伸长量。建立了试件的精细实体有限元模型, 分别采用断裂力学 J 积分方法和 VGM、SMCS 模型预测试件的断裂伸长量, 并与试验结果进行比较。结果表明, VGM 和 SMCS 模型预测焊接节点延性启裂的准确性较好, 而 J 积分方法过于保守。该文为钢结构焊接节点的延性断裂预测提供了一种仅依赖于材料属性的普适性方法。

关键词: 梁柱节点; 焊接细节; 空穴扩张模型; 应力修正临界应变模型; J 积分

中图分类号: TU391 文献标志码: A doi: 10.6052/j.issn.1000-4750.2013.11.1088

FRACTURE ANALYSES OF WELDED DETAILS IN BEAM-TO-COLUMN CONNECTIONS USING MICROMECHANICS-BASED MODELS

ZHOU Hui^{1,2}, WANG Yuan-qing², SHI Yong-jiu², XIONG Jun²

(1. Key Laboratory of Urban Security and Disaster Engineering of Ministry of Education, Beijing University of Technology, Beijing 100124, China;

2. Key Laboratory of Civil Engineering Safety and Durability of China Education Ministry, Tsinghua University, Beijing 100084, China)

Abstract: In order to predict the ductile fracture of welded connections in steel structures due to earthquakes, the investigations were carried out on the calibrations and validations of micromechanics-based fracture models. The void growth model (VGM) and the stress modified critical strain (SMCS) model relate the micromechanism of ductile fracture (void nucleation, growth and coalescence) to macroscopic stress and strain fields. The VGM and SMCS model parameters for Q345 structural steel, the corresponding weld and heat-affected zone were calibrated by using the available tensile tests of notched round bars and the complementary finite element analyses (FEA). Seven local welded assemblies of beam-to-column connections were tested at monotonic tensile loading, and the fracture critical elongations were measured. The J -integral based fracture mechanics approach and micromechanics-based model VGM and SMCS were adopted to predict the fracture critical elongation of each specimen using the refined finite element model (FEM). The comparisons between FEA predictions and experimental measurements in fracture critical elongation indicate that the VGM and SMCS models could predict the ductile fracture of welded connections with reasonable accuracy, while the J -integral approach obtains quite conservative results. A general method that is only material dependant is proposed for the ductile fracture prediction of welded connections in steel structures.

Key words: beam-to-column connections; welded details; void growth model; stress modified critical strain model; J -integral

收稿日期: 2013-11-23; 修改日期: 2014-07-01

基金项目: 国家自然科学基金项目(51408013, 51178244, 51378289); 北京市博士后工作经费项目(2014ZZ-48)

通讯作者: 王元清(1963-), 男, 安徽霍山人, 教授, 博士, 博导, 主要从事钢结构研究(E-mail: wang-yq@mail.tsinghua.edu.cn).

作者简介: 周 晖(1985-), 男, 浙江海宁人, 讲师, 博士, 主要从事建筑和桥梁钢结构研究(E-mail: zhouhui@bjut.edu.cn);

石永久(1962-), 男, 黑龙江鸡东人, 教授, 博士, 博导, 主要从事钢结构研究(E-mail: shiyj@mail.tsinghua.edu.cn);

熊 俊(1983-), 男, 四川乐至人, 助理研究员, 博士, 主要从事钢结构研究(E-mail: xiongj02@mails.tsinghua.edu.cn).

国北岭地震和日本阪神地震后,工程设计和研究人员提出了一系列防止钢框架梁柱节点脆性断裂的措施,包括使用韧性较好的钢材和焊材^[1]、切除焊接垫板并用角焊缝补焊^[2]、改进焊接孔形式^[2]、采用削弱型^[3-4]或加强型^[5-6]节点构造等。然而,一些改进节点的梁翼缘焊缝及热影响区仍易于发生延性启裂,且节点塑性转动能力难以满足要求^[7]。大量研究^[8-14]表明,传统断裂力学方法(如应力强度因子 K 判据、 J 积分判据等)为梁柱节点脆性断裂分析提供了有效手段。它们的适用条件是,节点含初始裂纹缺陷且裂纹尖端区域满足小范围屈服条件。然而,对于节点中无初始裂纹部位和发生大范围屈服部位的延性断裂问题,以及循环荷载下的高应变低周疲劳断裂问题,传统断裂力学已不太适用。

基于金属材料空穴聚合型断裂机理的模型,能够反映三轴应力状态和塑性应变特征^[15],为大范围屈服条件下节点的延性断裂预测提供了可能^[16]。本文首先介绍两种基于微观机理的断裂模型,即空穴扩张模型 VGM(Void Growth Model)和应力修正临界应变模型 SMCS(Stress Modified Critical Strain)。接着,利用已有的平滑缺口圆棒拉伸试验^[17],配合相应的有限元分析,对 Q345 钢材母材、焊缝和热影响区材料的模型参数进行标定。最后,利用前期开展的梁柱节点局部焊接试件拉伸试验对标定的微观机理断裂模型进行验证;采用 ABAQUS^[18]用户子程序将 VGM 和 SMCS 模型嵌入到焊接试件的精细化实体有限元模型中,从而预测试件的延性启裂。

1 基于微观机理的断裂模型

1.1 空穴聚合型断裂机理

受温度、应力状态、荷载速率和微观结构的影响,钢材断裂的形式有脆性断裂和韧性断裂之分。从断裂的微观机理来看,韧性断裂伴随着较大范围的塑性变形和微空穴扩张,而脆性断裂通常以沿晶或穿晶解理断裂为主要特征。土木工程结构中普遍采用中、低强度等级的钢材,在静力拉伸荷载下常发生韧性断裂并伴有显著塑性变形,断裂的微观过程大致可分为空穴形核、扩张和聚合等阶段(如图 1 所示),称之为空穴聚合型断裂机理^[19]。钢材基体金属中二相粒子或非金属夹杂质点,在充分的局部应力作用下与基体粘结界面发生脱离,并在夹杂质点处形核(如图 1(a)、图 1(b)所示);空穴形核后,不断增

强的三轴拉应力场使空穴体积不断扩大,塑性应变在空穴间韧带区域累积(如图 1(c)、图 1(d)所示);当应力继续增大,相邻空穴间韧带发生“颈缩”并失稳扩展,最终形成宏观裂纹(如图 1(e)、图 1(f)所示)。

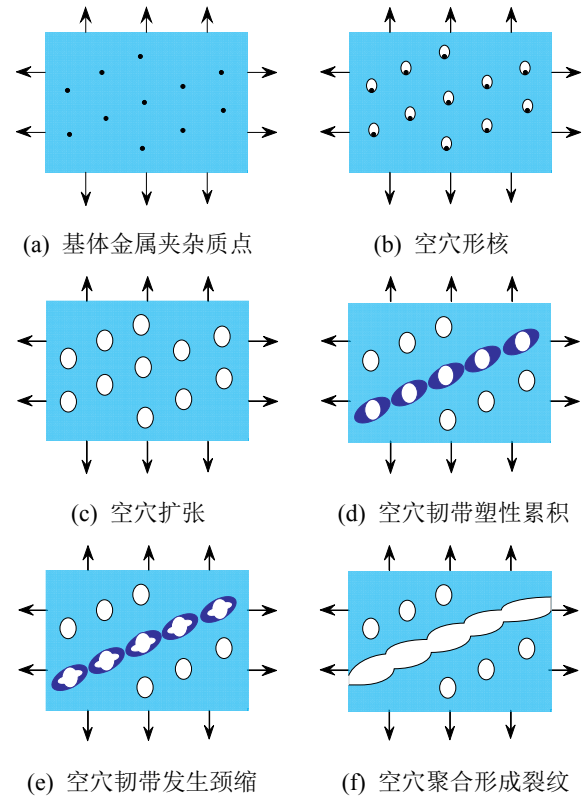


图 1 微空穴形核、扩张和聚合^[19]

Fig.1 Microvoid nucleation, growth and coalescence^[19]

1.2 空穴扩张模型 VGM

对于多数韧性金属,空穴扩张与聚合通常是延性启裂的控制阶段。McClintock^[20]和 Rice 等^[21]推导出了多轴应力场中,单个圆柱形或球形空穴在塑性应变作用下的体积增长率表达式,其与塑性应变和应力三轴度有关。基于 Rice 等^[21]的研究成果,Hancock^[22]、Kanvinde^[15]等提出并发展了空穴扩张模型 VGM 和应力修正临界应变模型 SMCS。两种模型均同时考虑了塑性应变和应力三轴度对空穴扩张的影响。在单调拉伸荷载下,无限体中单个球形空穴的体积增长率可由下式表示^[15]:

$$\frac{dr}{r} = C \cdot \exp(1.5T)d\varepsilon_p \quad (1)$$

式中: r 为空穴当前半径; C 为材料常数; $T = \sigma_m / \sigma_e$ 为应力三轴度, $\sigma_m = \sigma_{ii} / 3$ 为静水压力绝对值, σ_e 为 von Mises 应力; $\varepsilon_p = (2\varepsilon_{p,ij} \cdot \varepsilon_{p,ij} / 3)^{1/2}$ 为等效塑性应变。

式(1)两边分别对一段塑性应变历程积分,可得空穴扩张比(用当前半径 r 与初始半径 r_0 之比表示):

$$\ln\left(\frac{r}{r_0}\right)_{\text{mon}} = \int_0^{\varepsilon_p} C \cdot \exp(1.5T) d\varepsilon_p \quad (2)$$

假定空穴扩张是延性启裂的控制阶段, 当空穴扩张比达到式(3)确定的临界值时, 判定材料在宏观上发生延性启裂。

$$\ln\left(\frac{r_{\text{cr}}}{r_0}\right)_{\text{mon}} = \int_0^{\varepsilon_{p,\text{cr}}} C \cdot \exp(1.5T) d\varepsilon_p \quad (3)$$

式中: r_{cr} 为空穴聚合时临界半径; $\varepsilon_{p,\text{cr}}$ 为启裂时临界等效塑性应变。

用常数 C 除式(3), 并以 η_{mon} 表示所得结果:

$$\eta_{\text{mon}} = \frac{\ln(r_{\text{cr}}/r_0)_{\text{mon}}}{C} = \int_0^{\varepsilon_{p,\text{cr}}} \exp(1.5T) d\varepsilon_p \quad (4)$$

式中, η_{mon} 反映了单调拉伸荷载下单个空穴的最大扩张能力, 是临界空穴扩张比确定的材料韧性参数, 需由专门的材性试验和数值计算确定。

综上所述, 基于空穴扩张模型 VGM 的断裂判据如下式所示:

$$FI_{\text{VGM}} = \int_0^{\varepsilon_p} \exp(1.5T) d\varepsilon_p - \eta_{\text{mon}} \geq 0 \quad (5)$$

式中: FI_{VGM} 为断裂指标; 等式右边积分项表示荷载产生的空穴扩张需求; η_{mon} 表示空穴扩张能力(即材料韧性参数)。对于某一材料点, 当荷载引起的空穴扩张需求大于空穴扩张能力时(即 $FI_{\text{VGM}} \geq 0$), 判定材料点发生延性启裂。

1.3 应力修正临界应变模型 SMCS

应力修正临界应变模型 SMCS 与空穴扩张模型 VGM 的最大区别在于, 是否考虑加载历史中应力三轴度随等效塑性应变的变化。对于很多实际几何构造, 在单调加载过程中, 等效塑性应变逐渐增大而应力三轴度几乎保持不变, 两者几乎不相关。因此, 在这些情况下, 式(3)所示的积分式可简化为下式所示的乘积式:

$$\ln\left(\frac{r_{\text{cr}}}{r_0}\right)_{\text{mon}} = C \cdot \exp(1.5T) \cdot \varepsilon_{p,\text{cr}} \quad (6)$$

可推导出临界等效塑性应变 $\varepsilon_{p,\text{cr}}$, 如下式所示:

$$\varepsilon_{p,\text{cr}} = \frac{\ln(r_{\text{cr}}/r_0)_{\text{mon}}}{C} \cdot \exp(-1.5T) = \gamma \cdot \exp(-1.5T) \quad (7)$$

式中, γ 为材料韧性参数, 与 VGM 模型的韧性参数 η_{mon} 类似, 需由专门的材性试验和数值计算确定。

应力修正临界应变模型 SMCS 的断裂判据为:

$$FI_{\text{SMCS}} = \varepsilon_p - \varepsilon_{p,\text{cr}} = \varepsilon_p - \gamma \cdot \exp(-1.5T) \geq 0 \quad (8)$$

式中, FI_{SMCS} 为断裂指标。当荷载引起的等效塑性应变 ε_p 大于材料固有的临界等效塑性应变 $\varepsilon_{p,\text{cr}}$ 时(即

$FI_{\text{SMCS}} \geq 0$), 判定材料点发生延性启裂。

比较式(5)和式(8)所示 VGM 和 SMCS 模型的断裂判据可知, VGM 模型预测延性启裂时考虑了加载历史的影响, 而 SMCS 模型只需对某一特定应力应变状态进行判定。应用 VGM 和 SMCS 模型预测延性启裂时, 需采用精细化有限元模型分析加载过程中材料所受应力、应变历史, 并根据式(5)和式(8)对每一增量步逐一计算断裂指标 FI_{VGM} 和 FI_{SMCS} 。

金属材料的延性启裂是一小部分材料的整体行为, 而不仅仅是单个材料点的失效。因此, 在上述微观机理断裂模型中, 还需引入表征这一部分材料的特征长度参数 l_c 。当 VGM 或 SMCS 模型的断裂判据在材料特征长度 l_c 范围内均满足时, 才会形成宏观裂纹。特征长度的大小取决于材料的微观结构, 可由材料拉伸断口的扫描电镜图测量确定^[15]。

2 微观机理断裂模型参数标定

2.1 缺口圆棒拉伸试验结果^[17]

微观机理断裂模型 VGM 和 SMCS 的材料韧性参数 η_{mon} 和 γ , 可通过平滑缺口圆棒的拉伸试验和相应有限元计算确定。如图 2 所示, 平滑缺口圆棒试样的中间工作段制作平滑圆周缺口以形成三轴应力状态, 其他几何尺寸与 ASTM E8-08^[23]规定的标准圆棒拉伸试样一致。一般地, 材料的延性启裂取决于材料韧性参数(η_{mon} 或 γ)和特征长度参数 l_c 。从后述分析(如图 7 所示)可见, 缺口截面中心区 0.5mm 范围内的断裂指标 FI_{VGM} 和 FI_{SMCS} 分布非常平缓, 可认为试样中心区几乎同时发生延性启裂。在这类缺口圆棒试样中, 断裂指标 FI_{VGM} 和 FI_{SMCS} 对材料特征长度参数 l_c 并不敏感, 因此可采用平滑缺口圆棒试样对模型的另一参数 η_{mon} 或 γ 进行标定。

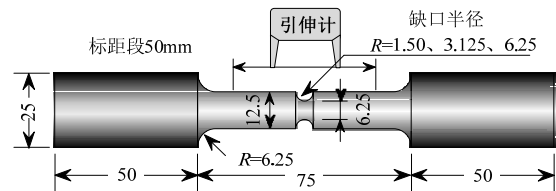


图 2 平滑缺口圆棒试样示意图 /mm

Fig.2 Schematic plot of smooth notched round bar

为测定 Q345 钢材及其焊缝的 VGM 和 SMCS 模型参数, Liao 等^[17]从 T 型焊接件中截取了 18 个平滑缺口圆棒试样, 并进行了单轴静力拉伸试验。T 型焊接件由两块 40mm 厚的钢板通过对接焊缝和角焊缝组合焊接而成; 单 V 形坡口角度 45°, 焊丝

为大西洋 CHW50C8, 采用二氧化碳气体保护焊; 焊缝采用超声波探伤, 质量等级为一级。从 T 型焊接件中分别截取母材、焊缝和热影响区材料, 每种材料制作 3 种缺口半径($R=1.50\text{mm}$ 、 3.125mm 、 6.25mm)的试样, 每种半径制备 2 个试样。选取不同的缺口半径是为了在缺口处形成不同的三轴应力状态, 以验证 VGM 和 SMCS 模型对不同几何构造和应力状态的适用性。如图 2 所示, 试验^[17]采用引伸计测量标距段 50mm 的伸长量, 通过静力单轴拉伸加载获得每个试样的荷载-变形曲线。

Q345 钢材 3 种缺口尺寸圆棒试样的荷载-变形试验曲线如后述图 5 所示, 曲线上荷载的逐步下降与缺口局部屈服和颈缩相关, 突然下降点(即斜率突变点)预示着延性启裂的临界点。试验实测的断裂伸长量 δ_f 将作为有限元分析中位移加载的控制指标, 从而反推材料韧性参数 η_{mon} 和 γ 。试验中, 缺口圆棒试样的杯锥断口表明, 延性启裂从试样中心开始并向外扩展, 直至发生剪切断裂^[17]。

2.2 材料特征长度参数

在微观机理断裂模型 VGM 和 SMCS 中, 需要一个反映材料体积特征参数。当该特征体积内材料的应力、应变场满足式(5)和式(8)定义的断裂判据时, 该部分材料才会形成宏观裂纹。这里采用特征长度 l_c 来代表特征体积, 特征长度 l_c 可由试样断口扫描电镜试验获得的微观形貌图测量确定。根据 Hancock 等^[22]的建议, 特征长度的下限值取断口扫描电镜图上主要韧窝直径的 2 倍, 平均值、上限值分别取 10 个左右凸起平台或凹陷低谷长度的平均值和最大值。Liao 等^[17]对 Q345 母材、焊缝和热影响区共 9 个缺口圆棒拉伸试样的断口进行了电镜扫描, 给出了 3 种材料的特征长度, 如表 1 所示。本文应用 VGM 和 SMCS 模型预测延性启裂时, 有限元模型的单元尺寸将采用特征长度的平均值。

表 1 Q345 钢材及其焊缝材料的特征长度^[17]

Table 1 Characteristic length of Q345 steel and its weld^[17]

材料	材料特征长度 l_c/mm		
	下限值	平均值	上限值
母材	0.087	0.201	0.473
焊缝	0.062	0.202	0.311
热影响区	0.072	0.329	0.671

2.3 缺口圆棒拉伸试验有限元模拟

采用有限元软件 ABAQUS^[18]对缺口圆棒拉伸试验进行模拟, 从而标定 VGM 和 SMCS 模型的材

料韧性参数。有限元分析中同时考虑了材料非线性和几何非线性, 材料塑性行为采用基于 von Mises 屈服准则的增量理论和等向强化准则。材料发生断裂时的真实应力、应变数据很难准确测定, 有限元分析中将基于材料体积不变的假定, 按式(9)、式(10)估算断裂真应力、真应变:

$$\sigma_f = P_f / (\pi d_f^2 / 4) \tag{9}$$

$$\varepsilon_f = \ln[(d_0 / d_f)^2] \tag{10}$$

式中: σ_f 、 ε_f 为断裂真应力、真应变; d_0 、 d_f 分别是试样标距段初始直径、断口直径; P_f 是断裂荷载。

材料的应力-应变关系是有限元分析的基础数据, 对材料韧性参数的标定具有较大影响, 因此需要准确确定材料的应力-应变关系全曲线, 其形式如图 3 所示。试样颈缩前, 应力-应变曲线由引伸计测量数据根据 Hollomon^[24]关系式(11)拟合; 颈缩后直至断裂时的真应力、真应变按式(9)、式(10)估算。

$$\sigma = K(\varepsilon_p)^n \tag{11}$$

式中: K 为强度系数; n 为应变硬化指数。

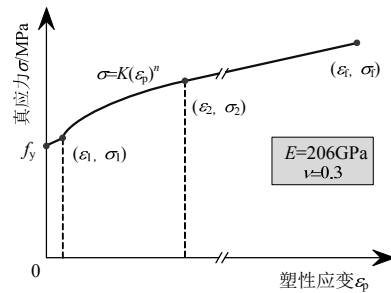


图 3 真实应力-塑性应变关系曲线

Fig.3 True stress-plastic strain curve

基于 Liao 等^[17]测得的标准圆棒拉伸试验数据, 拟合确定了 Q345 母材、焊缝和热影响区材料的真实应力-塑性应变关系曲线关键点, 如表 2 所示。

表 2 真实应力-塑性应变关系曲线数据点

Table 2 Data points of true stress-plastic strain curve

材料	母材	焊缝	热影响区
f_y/MPa	323.9	391.4	361.2
ε_1	0.0067	0.0230	0.0105
σ_1/MPa	341.0	416.6	374.7
ε_2	0.20	0.20	0.20
σ_2/MPa	646.6	615.8	635.3
ε_f	1.33	1.33	1.30
σ_f/MPa	1224.6	1168.4	1186.2
K/MPa	875.6	823.6	847.5
n	0.1884	0.1807	0.1791

利用缺口圆棒试样的对称性, 建立了如图 4 所示的试样标距段二维轴对称有限元模型。单元类型

为 CAX4, 缺口区域单元尺寸约 0.2mm, 与材料特征长度 l_c 平均值相当^[17]。圆棒轴线上施加轴对称边界, 标距段一端铰接, 一端施加位移。有限元模拟再现了试样加载过程, 荷载-变形计算曲线与试验结果吻合良好, 如图 5 所示。

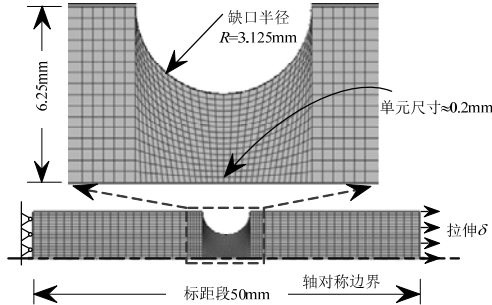


图 4 平滑缺口圆棒试样的轴对称有限元模型

Fig.4 Axisymmetric FEM of smooth notched round bar

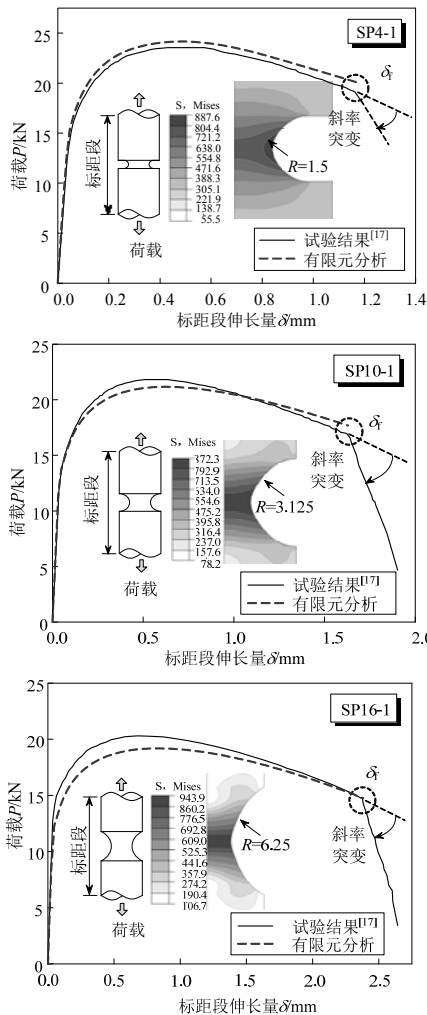


图 5 荷载-变形曲线有限元分析与试验结果比较

Fig.5 Comparisons between FEA and test results in $P-\delta$ curves

2.4 材料韧性参数标定

图 6 给出了有限元分析中, 试样变形达到断裂

伸长量 δ_f 时, 缺口截面上等效塑性应变和应力三轴度的分布情况。如图 6(a), 对于缺口半径 $R=1.5\text{mm}$ 、 $R=3.125\text{mm}$ 的试样, 等效塑性应变最大值出现在缺口表面, 并向缺口圆棒中心递减; 对于缺口半径较大的试样 ($R=6.25\text{mm}$), 等效塑性应变在整个缺口截面上几乎同时发展。如图 6(b), 应力三轴度最大值出现在约束度最大的缺口圆棒中心。对于圆棒中心, 临界等效塑性应变随缺口半径的增大而增大, 而应力三轴度随缺口半径的增大而减小。试验中延性启裂点位于圆棒中心, 而有限元分析中等效塑性应变最大点在缺口表面, 表明仅采用等效塑性应变作为断裂指标已无法准确预测三轴应力状态下材料的断裂。

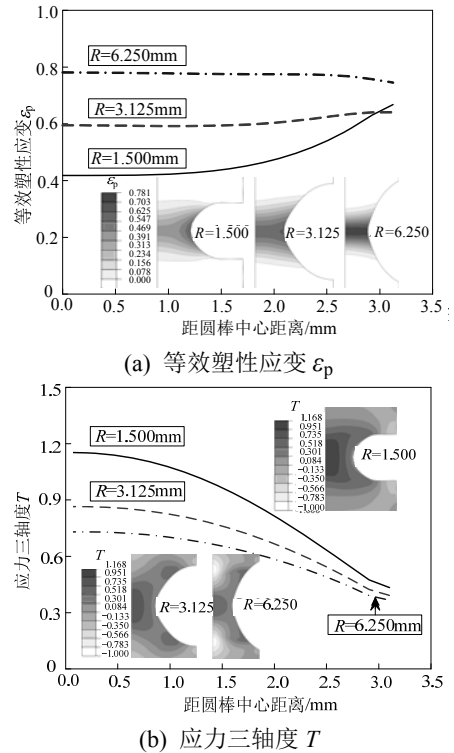


图 6 缺口截面等效塑性应变和应力三轴度分布

Fig.6 Distributions of ϵ_p and T across the notched section

为标定 VGM 模型, 对每个缺口圆棒试样均进行有限元分析, 并记录加载至断裂伸长量 δ_f 的整个过程中的应力、应变历史。试验中延性启裂点位于缺口圆棒中心, 因此可提取中心点的应力、应变历史, 代入式(4), 从而确定 VGM 模型的材料韧性参数 η_{mon} 。当参数 η_{mon} 确定后, 可将缺口截面上每个材料点的应力、应变历史代入式(5), 得到标距段伸长量达 δ_f 时缺口截面上断裂指标 FI_{VGM} 的分布。如图 7(a)所示, 缺口圆棒中心的断裂指标值最大, 表明延性启裂从中心开始, 与试验结果一致; 且 3 种

缺口截面的断裂指标 FI_{VGM} 分布规律一致, 表明 VGM 模型适用于不同的应力状态。

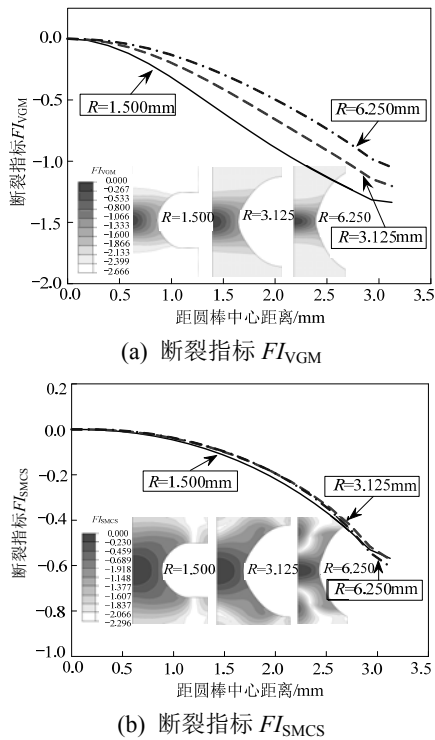


图7 断裂指标 FI_{VGM} 和 FI_{SMCS} 沿缺口截面的分布
Fig.7 Distributions of FI_{VGM} and FI_{SMCS} across the notch

SMCS 模型的标定过程与 VGM 模型类似。同样地, 对每个缺口圆棒试样进行有限元分析, 将加载至断裂伸长量 δ_f 时圆棒中心点的应力、应变数据代入式(7), 反算出 SMCS 模型的韧性参数 γ 。当参数 γ 确定后, 可将缺口截面上每个材料点的等效塑性应变和应力三轴度数据代入式(8), 得到标距段伸长量达 δ_f 时缺口截面上断裂指标 FI_{SMCS} 的分布。如图 7(b)所示, 3 种缺口截面的断裂指标 FI_{SMCS} 分布相似, 进一步验证了 γ 是与材料特性相关的参数, 而与几何形状和应力状态无关。

对每个缺口圆棒试样均结合相应试验结果进行了有限元分析, 获得了由每个试样确定的材料韧性参数 η_{mon} 和 γ , 如表 3 所示。表中, 伸长量 δ_f 由试验^[17]测得, 作为有限元分析中位移加载的控制指标。表 3 同时给出了韧性参数 η_{mon} 和 γ 的平均值和离散系数(即标准差与平均值之比)。参数 η_{mon} 和 γ 的离散系数为 5.2%~15.1%, 较小的离散系数验证了 VGM 和 SMCS 模型预测不同应力状态下材料延性启裂的有效性。Q345 母材、焊缝和热影响区材料的韧性参数平均值相差不大, 但焊缝的离散系数

略大。

表3 VGM 和 SMCS 模型参数 η_{mon} 和 γ 的标定
Table 3 Calibration of η_{mon} and γ in VGM and SMCS models

材料	缺口半径 R/mm	试样编号	伸长量 δ_f/mm	η_{mon}	γ	
母材	1.500	4-1	1.169	2.666	2.391	
		5-1	1.260	2.931	2.555	
	3.125	10-1	1.629	2.346	2.204	
		11-1	1.670	2.412	2.260	
	6.250	16-1	2.382	2.311	2.361	
		17-1	2.405	2.339	2.391	
	平均值			2.501	2.360	
	离散系数=标准差/平均值			9.9%	5.2%	
	焊缝	1.500	4-2	1.211	3.281	2.722
			5-2	1.051	2.825	2.440
3.125		10-2	1.592	2.444	2.247	
		11-2	1.505	2.302	2.128	
6.250		16-2	2.596	2.695	2.747	
		17-2	2.213	2.210	2.225	
平均值			2.626	2.422		
离散系数=标准差/平均值			15.1%	11.0%		
热影响区		1.500	4-3	1.169	2.926	2.534
			5-3	1.126	2.800	2.456
	3.125	10-3	1.550	2.310	2.156	
		11-3	1.585	2.367	2.204	
	6.250	16-3	2.487	2.509	2.561	
		17-3	2.299	2.273	2.307	
	平均值			2.531	2.370	
	离散系数=标准差/平均值			10.8%	7.3%	

3 梁柱节点焊接细节断裂预测

3.1 节点局部焊接试件拉伸试验^[25]

工厂车间焊接的质量通常要优于工地现场焊接的质量。因而, 如图 8 所示的工厂焊接梁柱节点形式在高层钢框架中得到了较为广泛的应用。该梁柱节点的制作及主要施工过程为: 首先在工厂车间中采用全熔透焊缝将短梁与钢柱焊接, 运至现场安装就位后采用高强度螺栓和(或)工地现场焊接与钢梁连接。北岭地震和阪神地震后, 工程界普遍认识到钢框架梁柱节点的梁下翼缘根部焊缝容易发生损伤与断裂破坏。为研究工厂车间焊接节点的损伤断裂性能, 作者在前期的研究中^[25]选取了梁柱节点局部焊接试件(如图 8 所示), 进行了单调拉伸和循环拉压试验。本文选取其中 7 个单调拉伸试件的试验结果, 对标定的微观机理断裂模型 VGM 和 SMCS 进行验证。

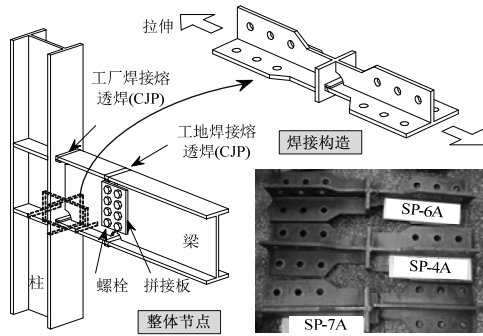


图 8 梁柱节点局部焊接试件

Fig.8 Local welded assembly of beam-to-column connection

7个焊接试件的几何构造相似,梁翼缘宽度 B_f 为80mm~120mm不等,厚度 t_{bf} 为10mm或12mm。图9给出了试件SP-1A的几何构造和焊接细节。焊接试件由Q345钢板通过二氧化碳气体保护焊在工厂车间焊接制作而成。如图9中细节A,梁腹板采用双面坡口熔透焊缝CJP(Complete Joint Penetration)与柱翼缘连接;如图9中细节B,梁翼缘采用单面坡口熔透焊缝CJP与柱翼缘连接,且保留焊接垫板。试件中间段180mm为试验标距段,两端为加载夹持段,预留螺栓孔。

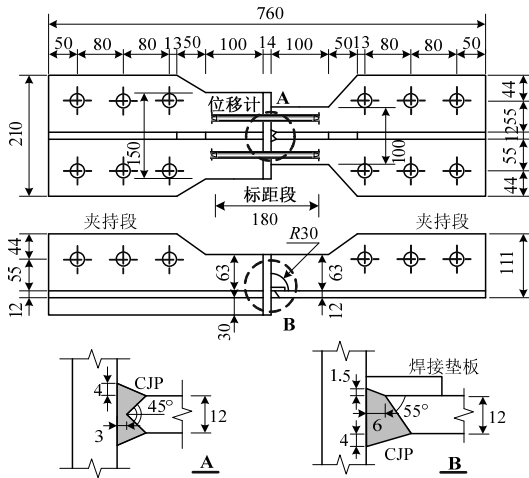
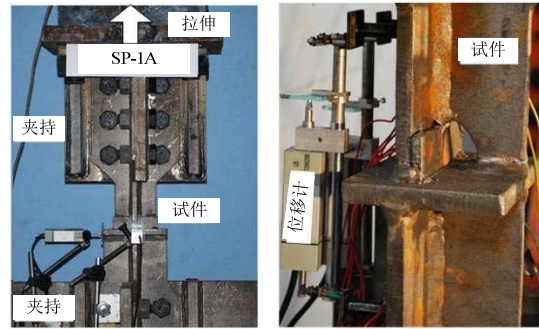


图 9 焊接试件几何构造和焊接细节 /mm

Fig.9 Configurations and details of local welded assembly

如图10(a)所示,试件夹持段通过高强度螺栓分别与固定装置和加载设备连接,单调拉伸加载采用位移控制的电液伺服作动器。如图10(b)所示,在试件标距段左、右两侧安装位移计,用于测量加载过程中标距段的伸长量。试验获得了每个试件的荷载-变形曲线,其中,标距段的变形伸长量为两个位移计实测数据的平均值。表4列出了试件的拉伸试验结果,包括极限荷载 P_u 、断裂荷载 $P_{f,t}$ 和断裂伸长量 $\delta_{f,t}$ 。



(a) 试验加载 (b) 变形测量

图 10 试验加载和变形测量装置

Fig.10 Test setup and elongation measurements

表 4 节点局部焊接试件的拉伸试验结果^[25]

Table 4 Tensile test results of local welded assemblies^[25]

试件	B_f/mm	t_{bf}/mm	P_u/kN	$P_{f,t}/kN$	$\delta_{f,t}/mm$
SP-1A	100	12	883.5	882.3	7.85
SP-4A	100	12	849.9	844.4	4.29
SP-5A	100	10	815.4	774.2	6.14
SP-6A	80	12	772.4	745.4	7.80
SP-7A	90	12	831.3	828.8	5.30
SP-8A	110	12	880.1	830.9	3.05
SP-9A	120	12	976.5	976.1	3.24

如表4所示,梁翼缘截面较大的试件(SP-4A、SP-8A、SP-9A)较早地发生了断裂、伸长量较短,而翼缘截面较小的试件(SP-5A、SP-6A、SP-7A)发生断裂时的伸长量相对较长。出现上述试验结果的主要原因是加载的偏心导致试件截面产生了附加弯矩作用。如图11(a)所示,试验设计时以试件SP-4A为标准截面,加载合力点通过截面形心,从而使截面承受均匀拉应力作用;如图11(b)所示,梁翼缘较小试件的截面形心位于加载点上方,附加弯矩使翼缘承受更大的应力作用;如图11(c)所示,梁翼缘较大试件的截面形心位于加载点下方,附加弯矩使腹板承受更大的应力。在均匀拉应力作用下,试件腹板由于焊接孔的削弱作用而更容易发生断裂破坏。对翼缘截面较大的试件,偏心加载使腹板承受附加应力作用而加速了腹板的断裂破坏。而对于翼缘截面较小的试件,腹板承担的荷载相对减小,从而延缓了断裂破坏,使试件能够达到更大的断裂伸长量。

如图12所示,焊接试件的断裂形态也具有一定的规律性,对于梁翼缘截面较大的试件(SP-4A、SP-8A、SP-9A),裂纹从腹板焊缝开始扩展;对于梁翼缘截面较小的试件(SP-5A、SP-6A、SP-7A),裂纹起源于焊接孔趾处梁翼缘的中心,并逐渐贯穿整个试件截面。

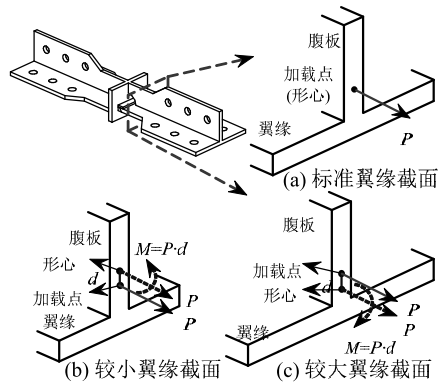


图 11 焊接试件截面的偏心加载

Fig.11 Eccentric load on the section of welded assembly

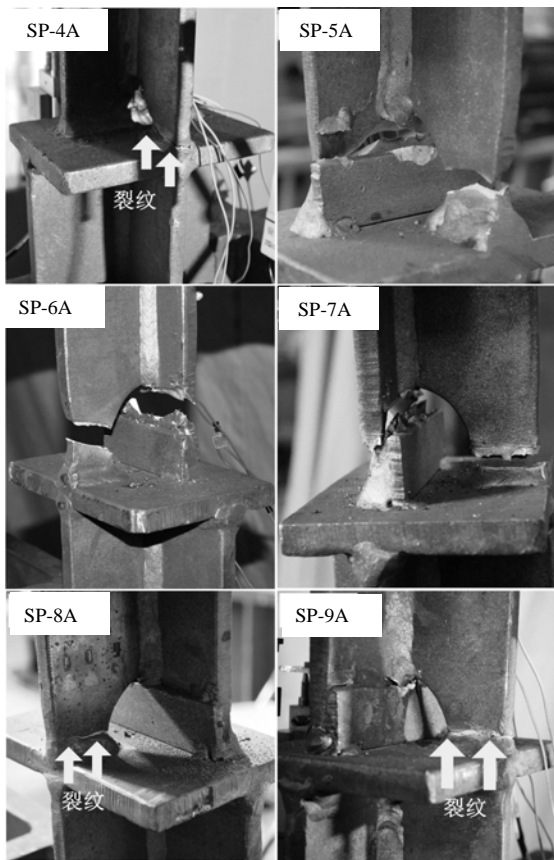


图 12 焊接试件的典型断裂形态

Fig.12 Typical fracture modes of welded assembly

3.2 弹塑性断裂力学分析

根据图 9 所示焊接试件的几何构造和焊接细节,采用有限元软件 ABAQUS 建立了标距段的 1/2 模型,如图 13 所示。有限元模型包含约 25000 个六面体实体单元 C3D8;边界条件为一端固支,另一端施加位移。材料本构关系区分钢材母材和焊缝,采用大变形理论和等向强化准则。Q345 母材的本构关系由焊接试件使用的钢板材性试验数据按照图 3 所示的应力-应变关系曲线拟合得到,所得关键点为 $f_y=369.1\text{MPa}$, $\sigma_1=419.0\text{MPa}$ 和 $\varepsilon_1=0.02$,

其他数据点取表 2 所列结果。焊缝的应力-应变关系曲线,直接采用表 2 给出的相关数据。

如图 13 所示,在焊接试件中可能发生断裂破坏的 4 个潜在位置引入了理想裂纹模型,分别为焊接孔趾裂纹 A、腹板焊缝焊趾裂纹 B、翼缘焊缝焊趾裂纹 C 和腹板焊缝熔合面裂纹 D。裂纹 A、B、C 均假定为长度 $a=1\text{mm}$ 的 I 型贯穿边缘裂纹,而裂纹 D 假定为半长 $a=1\text{mm}$ 的贯穿中心裂纹以模拟梁腹板与柱翼缘双面坡口焊缝的未熔合缺陷。

通过 J 积分计算精度的收敛性分析,确定了裂纹尖端附近的网格划分,围绕裂纹尖端共 7 圈、每圈 24 个单元。通过有限元分析,计算裂纹尖端的 J 积分 J_I 以表征裂纹对材料断裂韧度的要求。相应材料的延性断裂韧度 J_{IC} 可通过标准断裂试验测定,如三点弯曲试验或紧凑拉伸试验等。断裂判据为 $J_I \geq J_{IC}$,当裂纹对材料断裂韧度的要求 J_I 大于材料断裂韧度 J_{IC} 时,判定发生断裂。

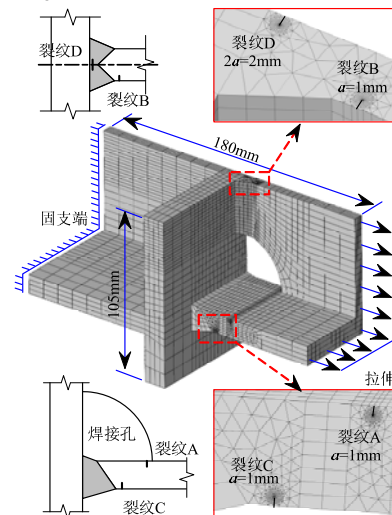


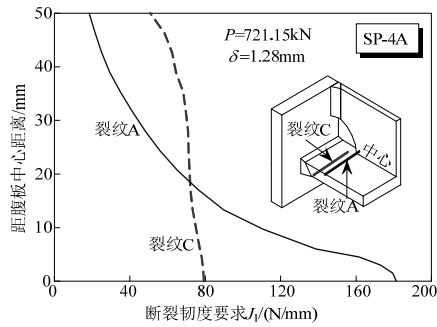
图 13 含假定裂纹的焊接试件有限元模型

Fig.13 FEM of welded assembly with assumed cracks

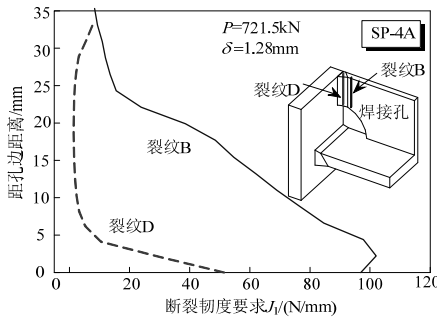
图 14 给出了屈服荷载下,即荷载 $P=721.5\text{kN}$ 、伸长量 $\delta=1.28\text{mm}$ 时,各裂纹对材料断裂韧度要求 J_I 的分布。如图 14(a)所示,对于裂纹 A、C, J_I 由翼缘中心向边缘逐渐减小;裂纹 A 在翼缘中心处 J_I 较大,表明其对材料断裂韧度的要求较高。如图 14(b)所示,裂纹 B 对材料断裂韧度的要求明显高于裂纹 D,且在焊接孔边缘附近达到最大值。 J_I 的分布情况,较好地解释了焊接试件拉伸试验中断裂破坏容易发生于裂纹 A 和裂纹 B 位置的原因。

为进一步分析裂纹 A 和裂纹 B 的断裂行为,在试件有限元模型加载端施加位移增量至 8mm。分别选取裂纹 A、裂纹 B 上 J_I 最大点的历程,代表裂纹

尖端对材料断裂韧度的要求，得到了每个试件的断裂韧度需求曲线，即 J_I 随伸长量 δ 的变化曲线(如图 15 所示)。利用图 15 所示的断裂韧度需求曲线 $J_I-\delta$ ，并结合相应材料的延性断裂韧度 J_{IC} ，可预测焊接试件发生断裂时的临界伸长量。裂纹 A 和裂纹 B 分别位于母材和焊缝热影响区，因此进行断裂评定时应分别选用相应材料的断裂韧度 J_{IC} 。Q345 钢材母材的断裂韧度根据 Wu 等 [26] 的试验结果，取 $J_{IC}=372.4\text{N/mm}$ ；焊缝热影响区的断裂韧度基于刘永明等 [27] 的试验结果，取 $J_{IC}=J_R(\Delta a=0.2)=919\Delta a+52=235.8\text{N/mm}$ 。根据断裂判据 $J_I \geq J_{IC}$ ，给出了每个试件发生断裂时的临界伸长量，如图 15 所示，试件 SP-5A、SP-6A、SP-8A 和 SP-9A 的断裂破坏由裂纹 A 控制，而试件 SP-4A 和 SP-7A 的断裂由裂纹 B 控制。



(a) 梁翼缘上的裂纹



(b) 梁腹板上的裂纹

图 14 屈服荷载下 J_I 沿裂纹前沿的分布
Fig.14 Distributions of J_I along the crack front at yield loading

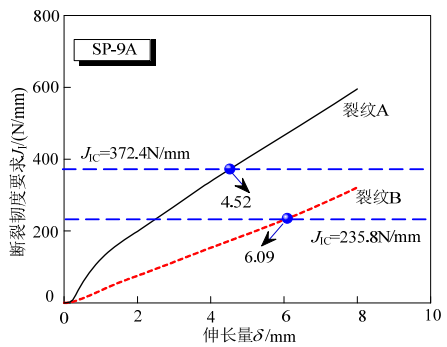
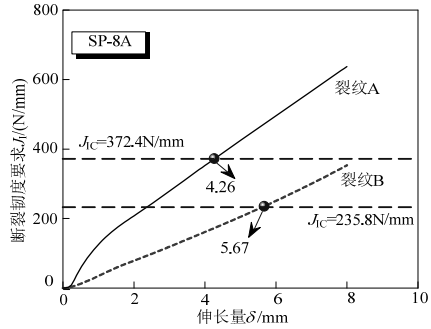
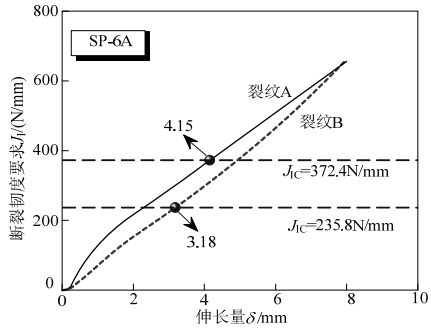
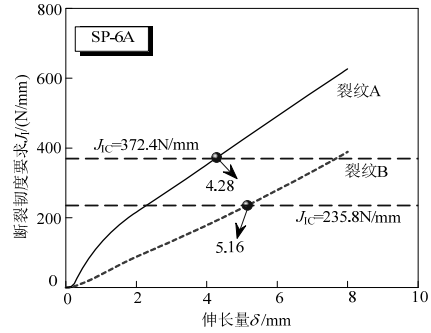
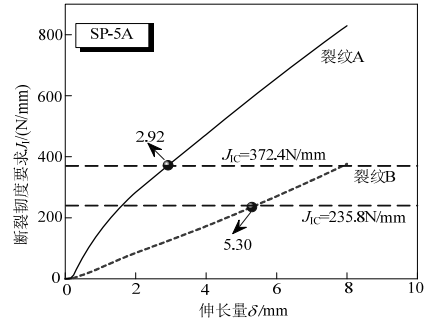
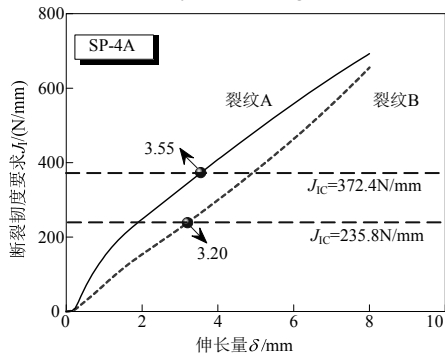
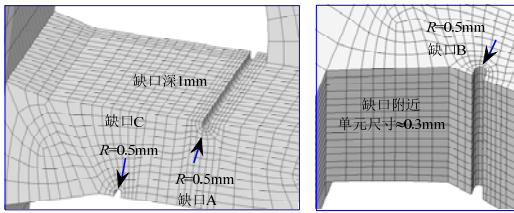


图 15 断裂韧度要求 J_I 随伸长量 δ 的变化曲线
Fig.15 Fracture toughness demand J_I versus elongation δ curves

3.3 基于微观机理模型的断裂分析

与理想尖裂纹相比,采用钝化缺口来模拟焊接试件中的几何应力集中和焊接缺陷,更接近实际情况。因而采用如图 16 所示的缺口模型替换如图 13 所示的裂纹模型。所有缺口深度均取 1mm,缺口半径 $R=0.5\text{mm}$ 。含光滑缺口的有限元模型中,材料本构关系和边界条件与 3.2 节中含裂纹的有限元模型一致;单元数目有所减少,约包含 17000 个实体单元 C3D8。缺口周围有限单元网格较密,单元尺寸约 0.3mm,与表 1 给出的材料特征长度 l_c 相当。



(a) 梁翼缘缺口 (b) 梁腹板缺口
图 16 焊接试件的缺口有限元模型网格

Fig.16 FEM meshes around the notches of welded assembly

在应用 VGM 和 SMCS 模型预测焊接试件的延性启裂时,需要计算焊接试件有限元模型加载过程中的应力、应变历史。ABAQUS 提供了用户子程序 UVARM^[18],用于自定义输出变量,且输出变量可定义为单元积分点上计算结果(如应力、应变分量等)的表达式。根据式(5)和式(8),采用 FORTRAN 语言编写了计算 VGM 和 SMCS 模型断裂指标及主要变量的用户子程序 UVARM。VGM 和 SMCS 模型的材料韧性参数取表 3 中试验标定结果的平均值,即 $\eta_{\text{mon}}=2.501$ 、 $\gamma=2.360$ 。每一增量步中,用户子程序 UVARM 通过应用程序 GETVRM^[18]获取每一积分点上的 von Mises 等效应力 σ_e 、平均应力 σ_m 和等效塑性应变 ε_p 等结果数据,用于计算断裂指标 FI_{VGM} 和 FI_{SMCS} 等自定义输出变量。借助 ABAQUS/CAE 的可视化模块,可查看每一荷载增量步下自定义输出变量 FI_{VGM} 、 FI_{SMCS} 的云图,据此可判断焊接试件发生断裂的位置和荷载步。

图 17 给出了两种荷载水平 ($\delta=1.36\text{mm}$ 、 $\delta=4.80\text{mm}$)下,各个缺口上断裂指标 FI_{VGM} 的分布情况。缺口 A 反映了断裂指标 FI_{VGM} 沿着梁翼缘宽度方向的分布规律, FI_{VGM} 在焊接孔趾处梁翼缘中心达到最大值。缺口 B 反映了断裂指标 FI_{VGM} 沿着梁腹板高度方向的分布规律, FI_{VGM} 在焊接孔边缘约 3mm 处达到最大值。缺口 C 反映了断裂指标

FI_{VGM} 在梁翼缘焊缝焊趾处的变化规律,此处断裂指标的最大值均小于缺口 A、B 上的最大值,表明焊接试件不太可能会在此处发生延性启裂。类似地,断裂指标 FI_{SMCS} 在各个缺口上的分布与 FI_{VGM} 具有相同的规律。

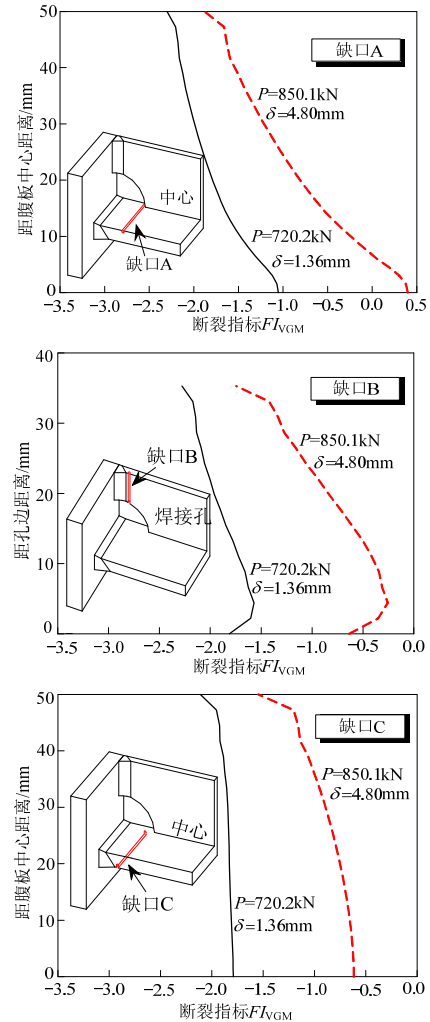


图 17 各缺口上的断裂指标 FI_{VGM} 分布

Fig.17 Distributions of fracture index FI_{VGM} along the notch

为预测焊接试件发生断裂的临界点,对缺口 A 和缺口 B 上的断裂指标最大点进行了整个加载历程的重点监测。图 18 给出了每个焊接试件的断裂指标最大点处 FI_{VGM} 随试件伸长量 δ 的变化曲线和达到临界伸长量时试件的断裂指标 FI_{VGM} 云图。断裂指标 FI_{VGM} 最大值均出现在焊接孔趾处梁翼缘中心,即指明了启裂位置。如图 18 中 $FI_{\text{VGM}}-\delta$ 曲线所示,当 $FI_{\text{VGM}} \geq 0$ 时,判定试件发生延性启裂,并确定相应的断裂伸长量。图 18 基于 VGM 模型,对每个焊接试件(SP-4A~SP-9A)均进行了延性启裂预测,并给出了断裂伸长量。

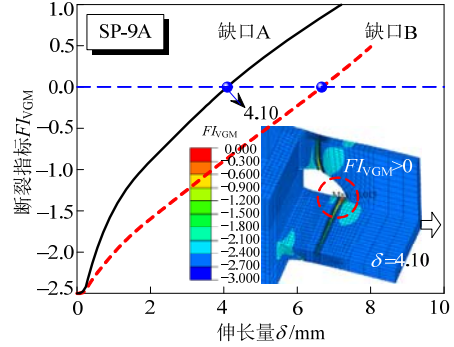
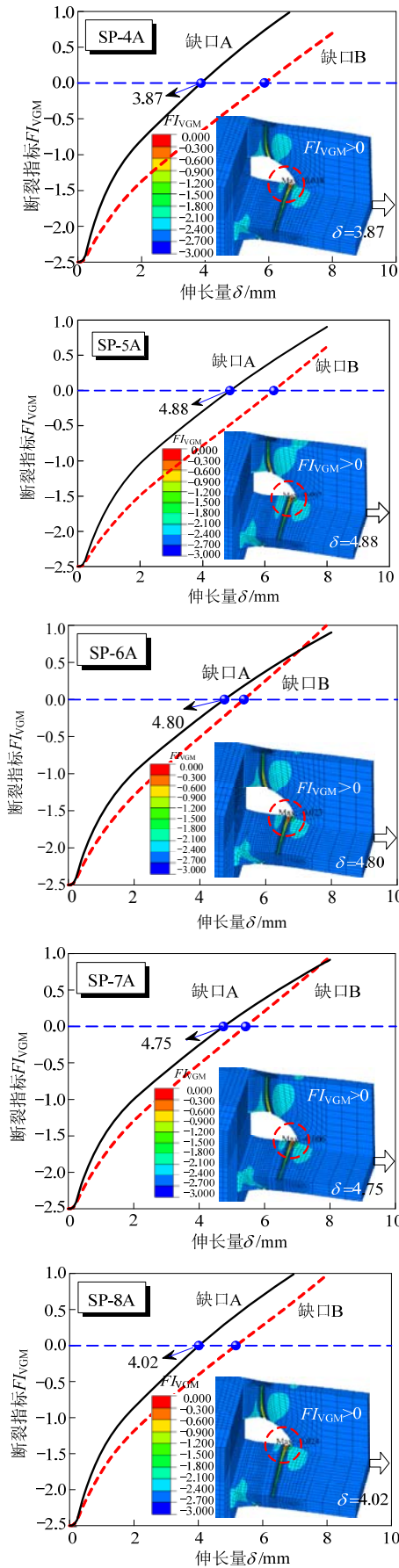


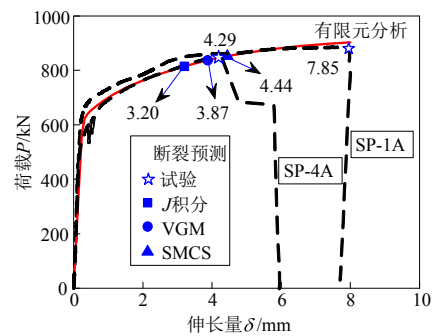
图 18 断裂指标 FI_{VGM} 随伸长量 δ 的变化曲线及断裂指标云图

Fig.18 Fracture index FI_{VGM} versus elongation δ curves and contour plots of fracture index

类似地，可应用 SMCS 模型，给出每个焊接试件的断裂指标最大点处 FI_{SMCS} 随试件伸长量 δ 的变化曲线和试件的断裂指标 FI_{SMCS} 云图，并据此预测每个焊接试件的延性启裂和断裂伸长量。

3.4 断裂分析与试验结果比较

图 19 给出了每个焊接试件有限元分析和试验实测的荷载-变形曲线。总体而言，有限元模拟获得的荷载-变形曲线与试验结果吻合较好；但试件 SP-5A 存在较大差别，主要是由试验加载过程中夹持段螺栓滑移而导致位移计抖动造成。如图 19 所示，试验实测的断裂伸长量由虚线上“☆”标记；基于 J 积分方法、VGM 和 SMCS 模型断裂判据的有限元预测结果，则分别采用“■”、“●”和“▲”进行标记。试验中，受试验设备加载能力和作动器行程的限制，试件 SP-1A 未加载至断裂破坏而终止，试验测得的标距段最终伸长量并不是断裂伸长量，因此，后续分析中将不考虑试件 SP-1A 的试验结果。尽管试件 SP-1A 和 SP-4A 采用了相同的钢材和几何尺寸，但两者的变形能力相差较大，表明焊接试件质量存在较大离散性。对梁翼缘截面较小的焊接试件(SP-4A~SP-7A)，有限元分析预测的断裂伸长量小于试验实测结果，表明预测方法是偏于保守的。



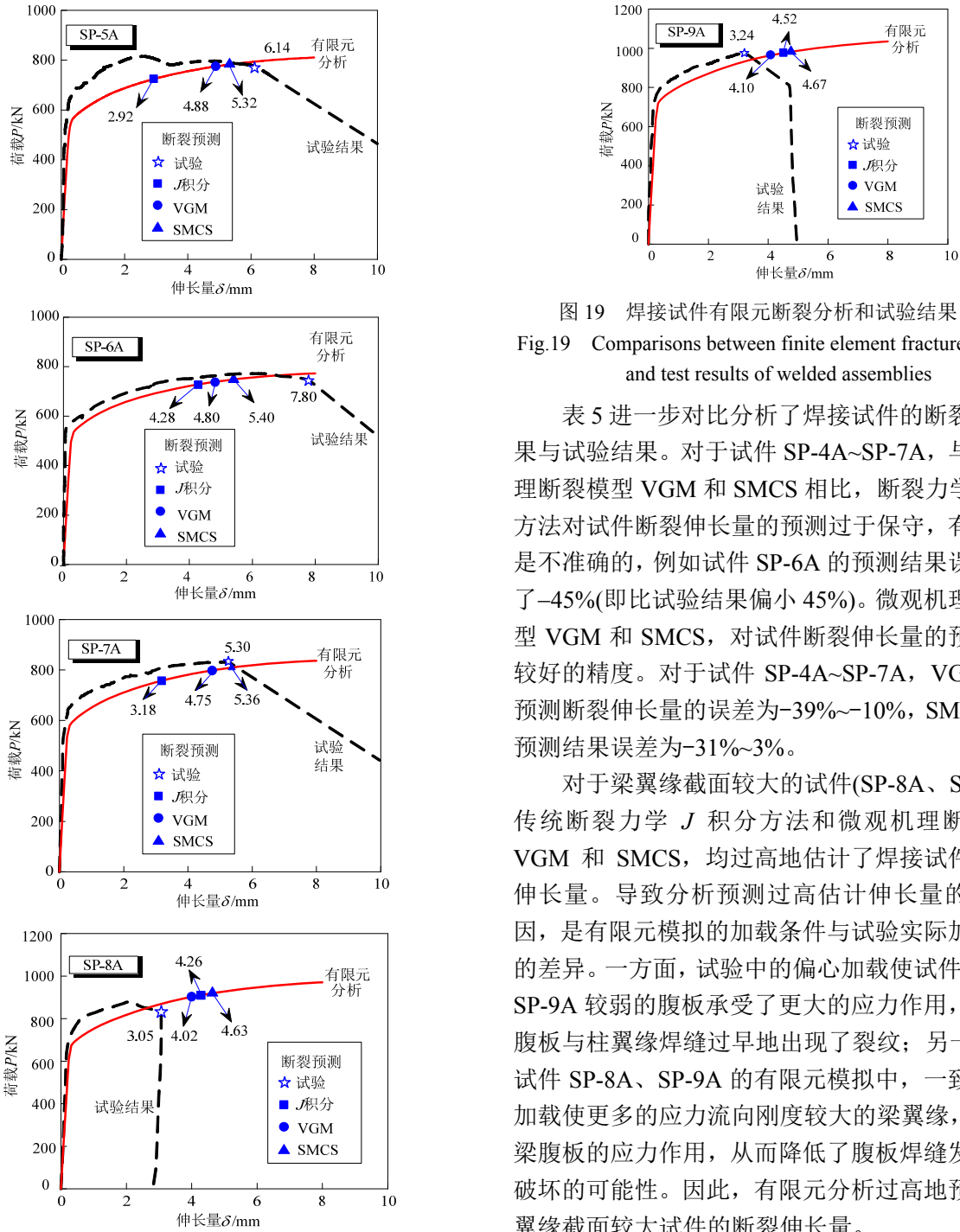


图 19 焊接试件有限元断裂分析和试验结果比较
Fig.19 Comparisons between finite element fracture analyses and test results of welded assemblies

表 5 进一步对比分析了焊接试件的断裂预测结果与试验结果。对于试件 SP-4A~SP-7A，与微观机理断裂模型 VGM 和 SMCS 相比，断裂力学 J 积分方法对试件断裂伸长量的预测过于保守，有时甚至是不准确的，例如试件 SP-6A 的预测结果误差达到了-45%(即比试验结果偏小 45%)。微观机理断裂模型 VGM 和 SMCS，对试件断裂伸长量的预测具有较好的精度。对于试件 SP-4A~SP-7A，VGM 模型预测断裂伸长量的误差为-39%~-10%，SMCS 模型预测结果误差为-31%~3%。

对于梁翼缘截面较大的试件(SP-8A、SP-9A)，传统断裂力学 J 积分方法和微观机理断裂模型 VGM 和 SMCS，均过高地估计了焊接试件的断裂伸长量。导致分析预测过高估计伸长量的主要原因，是有限元模拟的加载条件与试验实际加载条件的差异。一方面，试验中的偏心加载使试件 SP-8A、SP-9A 较弱的腹板承受了更大的应力作用，导致梁腹板与柱翼缘焊缝过早地出现了裂纹；另一方面，试件 SP-8A、SP-9A 的有限元模拟中，一致的位移加载使更多的应力流向刚度较大的梁翼缘，分担了梁腹板的应力作用，从而降低了腹板焊缝发生断裂破坏的可能性。因此，有限元分析过高地预测了梁翼缘截面较大试件的断裂伸长量。

表 5 焊接试件断裂分析预测结果与试验结果比较

Table 5 Comparisons between fracture predictions and test results of welded assemblies

试件 编号	试验值 δ_{c1}/mm	伸长量的分析值与试验值之比 $\delta_{LFEA}/\delta_{Et}$			试验值 P_{Et}/kN	荷载的分析值与试验值之比 P_{LFEA}/P_{Et}		
		J 积分	VGM	SMCS		J 积分	VGM	SMCS
SP-4A	4.29	0.75	0.90	1.03	844.4	0.99	0.98	1.00
SP-5A	6.14	0.48	0.79	0.87	774.2	0.96	0.99	1.00
SP-6A	7.80	0.55	0.61	0.69	745.4	1.00	0.98	0.99
SP-7A	5.30	0.60	0.89	1.01	828.8	0.94	0.95	0.96
SP-8A	3.05	1.39	1.32	1.52	830.9	1.12	1.09	1.09
SP-9A	3.24	1.39	1.27	1.45	976.1	1.02	0.99	0.99

如表 5 所示, 有限元分析预测的断裂临界荷载与试验实测结果吻合好。但对于试件 SP-8A、SP-9A, 有限元分析预测的结果仍略微偏高, 导致这一结果的原因与过高估计断裂伸长量的原因类似。

4 结论

本文利用已有的缺口圆棒拉伸试验结果, 采用有限元计算标定了 VGM 和 SMCS 两种微观机理断裂模型的材料韧性参数 η_{mon} 和 γ 。利用前期开展的钢框架梁柱节点局部焊接试件的单调拉伸试验, 对标定的 VGM 和 SMCS 模型进行了验证。可得如下主要结果和结论:

(1) Q345 钢材母材、焊缝和热影响区材料的 VGM 模型参数 η_{mon} 离散系数为 9.9%~15.1%, SMCS 模型参数 γ 离散系数为 5.2%~11.0%, 较小的离散系数验证了 VGM 和 SMCS 模型预测 Q345 钢材及其焊缝材料延性断裂的有效性。

(2) 在焊接试件的有限元模型中假定理想裂纹, 将断裂力学 J 积分方法应用于焊接试件的断裂预测。 J 积分方法评定的断裂伸长量远小于试验结果, 表明传统断裂力学方法预测延性断裂时过于保守。

(3) 在焊接试件的有限元模型中假定光滑缺口, 编写 ABAQUS 用户子程序将 VGM 和 SMCS 模型应用于焊接试件的延性断裂预测, 预测的断裂伸长量和断裂荷载与试验结果吻合较好, 验证了 VGM 和 SMCS 模型预测焊接节点延性断裂的有效性。

(4) 微观机理断裂模型 VGM 和 SMCS 在预测节点延性断裂方面展示出广阔的应用前景, 特别适用于缺口应力集中部位和承受大范围屈服部位的延性断裂问题。VGM 和 SMCS 模型建立在材料层面上, 不依赖于构件或节点的几何构造和应力状态, 因而具有广泛的适用性。

参考文献:

- [1] Barsom J M. Development of fracture toughness requirements for weld metals in seismic applications [J]. *Journal of Materials in Civil Engineering*, 2002, 14(1): 44-49.
- [2] Ricles J M, Fisher J W, Lu L W, et al. Development of improved welded moment connections for earthquake-resistant design [J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2002, 58(5/6/7/8): 565-604.
- [3] Jones S L, Fry G T, Engelhardt M D. Experimental evaluation of cyclically loaded reduced beam section moment connections [J]. *Journal of Structural Engineering*, 2002, 128(4): 441-451.
- [4] 郁有升, 王燕. 钢框架梁翼缘削弱型节点力学性能的试验研究[J]. *工程力学*, 2009, 26(2): 168-175.
Yu Yousheng, Wang Yan. Experimental study on the mechanical property of reduced beam section connections of steel frames [J]. *Engineering Mechanics*, 2009, 26(2): 168-175. (in Chinese)
- [5] Chen C C, Lin C C, Tsai C L. Evaluation of reinforced connections between steel beams and box columns [J]. *Engineering Structures*, 2004, 26(13): 1889-1904.
- [6] 王燕, 郁有升, 王鹏. 钢框架梁端翼缘板式加强型节点力学性能试验研究[J]. *工程力学*, 2011, 28(3): 177-184.
Wang Yan, Yu Yousheng, Wang Peng. Experimental study on mechanics property of flange plate-reinforced connections of steel frames [J]. *Engineering Mechanics*, 2011, 28(3): 177-184. (in Chinese)
- [7] Stojadinović B, Goel S C, Lee K H, et al. Parametric tests on unreinforced steel moment connections [J]. *Journal of Structural Engineering*, 2000, 126(1): 40-49.
- [8] Chi W M, Deierlein G G, Ingraffea A. Fracture toughness demands in welded beam-column moment connections [J]. *Journal of Structural Engineering*, 2000, 126(1): 88-97.
- [9] Righiniotis T D, Lancaster E R, Hobbs R E. Fracture strength of a moment resisting welded connection under combined loading Part I — Formulation [J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2000, 56(1): 17-30.
- [10] Righiniotis T D, Hobbs R E. Fracture strength of a moment resisting welded connection under combined loading Part II — Results [J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2000, 56(1): 31-45.
- [11] Matos C G, Dodds R H Jr. Probabilistic modeling of weld fracture in steel frame connections part I: Quasi-static loading [J]. *Engineering Structures*, 2001, 23(8): 1011-1030.
- [12] Matos C G, Dodds R H Jr. Probabilistic modeling of weld fracture in steel frame connections part II: Seismic loading [J]. *Engineering Structures*, 2002, 24(6): 687-705.
- [13] 王元清, 周晖, 石永久, 等. 基于断裂力学的钢框架梁柱节点抗震性能分析[J]. *工程力学*, 2012, 29(4): 104-112.
Wang Yuanqing, Zhou Hui, Shi Yongjiu, et al. Seismic behavior analyses of welded beam-to-column connections based on fracture mechanics [J]. *Engineering Mechanics*, 2012, 29(4): 104-112. (in Chinese)
- [14] 胡方鑫, 施刚, 石永久. 基于断裂力学的高强度钢材梁柱节点受力性能分析[J]. *工程力学*, doi: 10.6052/j.issn.1000-4750.2013.10.0902.

- Hu Fangxin, Shi Gang, Shi Yongjiu. Analysis on behavior of beam-column connections using high strength steel based on fracture mechanics [J]. *Engineering Mechanics*, doi: 10.6052/j.issn.1000-4750.2013.10.0902. (in Chinese)
- [15] Kanvinde A M, Deierlein G G. Void growth model and stress modified critical strain model to predict ductile fracture in structural steels [J]. *Journal of Structural Engineering*, 2006, 132(12): 1907—1918.
- [16] 王伟, 廖芳芳, 陈以一. 基于微观机制的钢结构节点延性断裂预测与裂后路径分析[J]. *工程力学*, 2014, 31(3): 101—108, 115.
Wang Wei, Liao Fangfang, Chen Yiyi. Ductile fracture prediction and post-fracture path tracing of steel connections based on micromechanics-based fracture criteria [J]. *Engineering Mechanics*, 2014, 31(3): 101—108, 115. (in Chinese)
- [17] Liao F F, Wang W, Chen Y Y. Parameter calibrations and application of micromechanical fracture models of structural steels [J]. *Structural Engineering and Mechanics*, 2012, 42(2): 153—174.
- [18] ABAQUS User's Manual, Version 6.8 [M]. Providence, RI: Hibbitt, Karlsson and Sorenson, Inc., 2008.
- [19] Anderson T L. *Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications* [M]. 3rd ed. Boca Raton, Florida: CRC Press, 2005.
- [20] McClintock F A. A criterion for ductile fracture by the growth of holes [J]. *Journal of Applied Mechanics*, 1968, 35(2): 363—371.
- [21] Rice J R, Tracey D M. On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields [J]. *Journal of Mechanics and Physics of Solids*, 1969, 17(3): 201—217.
- [22] Hancock J W, Mackenzie A C. On the mechanics of ductile failure in high-strength steel subjected to multi-axial stress-states [J]. *Journal of Mechanics and Physics of Solids*, 1976, 24(3): 147—169.
- [23] ASTM E8-08. Standard test methods for tension testing of metallic materials [S]. West Conshohocken: ASTM, 2008.
- [24] Zener C, Hollomon J H. Effect of strain rate upon plastic flow of steel [J]. *Journal of Applied Physics*, 1944, 15(1): 22—32.
- [25] 石永久, 熊俊, 王元清. 钢框架梁柱节点焊缝损伤性能研究 I: 试验研究[J]. *建筑结构学报*, 2012, 33(3): 48—55.
Shi Yongjiu, Xiong Jun, Wang Yuanqing. Study on damage behavior of weld of beam-to-column connection in steel frame I: experiment [J]. *Journal of Building Structures*, 2012, 33(3): 48—55. (in Chinese)
- [26] Wu Y M, Wang Y Q, Shi Y J, et al. Effects of low temperature on properties of structural steels [J]. *Journal of University of Science and Technology Beijing*, 2004, 11(5): 442—448.
- [27] 刘永明, 张晔江, 陈以一, 等. 焊接热影响区断裂性能试验研究[J]. *力学季刊*, 2002, 23(2): 157—163.
Liu Yongming, Zhang Yejiang, Chen Yiyi, et al. Experimental research on fracture performance in weld heat-affect zone [J]. *Chinese Quarterly of Mechanics*, 2002, 23(2): 157—163. (in Chinese)

(上接第 36 页)

- [23] Ghee A B, Priestley M J N, Paulay T. Seismic shear strength of circular reinforced concrete columns [J]. *ACI Structural Journal*, 1989, 86(1): 45—59.
- [24] Kenchiku K S. Aseismic analysis of building structural members: a list of experimental results on deformation ability of reinforced concrete columns under large deflection (No.3) [R]. Building Research Institute, Ministry of Construction, Japan, Building Research Institute Press, 1978: 1—80.
- [25] Hamilton C H, Pardo G C, Kazanjy R P. Experimental testing of bridge columns subjected to reversed-cyclic and pulse-type loading histories [R]. University of California, Irvine, CA, Civil Engineering Technical Report Series, Report 2001-03, 2002: 1—125.
- [26] 司炳君, 孙治国, 杜修力, 王东升, 黄照南. 钢筋混凝土桥墩地震弯剪破坏机理与震后快速修复技术研究[J]. *土木工程学报*, 2011, 44(7): 90—99.
Si Bingjun, Sun Zhiguo, Du Xiuli, Wang Dongsheng, Huang Zhaonan. Study on the seismic flexural-shear damage mechanisms and rapid repair techniques for earthquake damaged bridge piers [J]. *China Civil Engineering Journal*, 2011, 44(7): 90—99. (in Chinese)