

# 往复荷载下钢结构节点的超低周疲劳断裂预测

廖芳芳<sup>1,2</sup>, 王伟<sup>2</sup>, 陈以一<sup>2</sup>

(1. 长安大学 建筑工程学院, 陕西 西安 710061; 2. 同济大学 土木工程防灾国家重点实验室, 上海 200092)

**摘要:** 进行了一个方钢管柱与 H 形钢梁直接焊接节点试件在往复荷载作用下的试验和有限元分析, 采用已校准的微观断裂判据退化有效塑性应变模型(DSPS)和循环空穴扩张模型(CVGM)对其进行了超低周疲劳断裂预测, 并对两个栓焊混接边柱节点试件进行了预测. 预测结果与试验结果相比有较高的精确度. 随后进行了损伤退化参数对断裂预测结果的敏感性分析, 得出其取值对预测结果不敏感. 因此, 微观断裂判据对钢结构节点的超低周疲劳断裂预测有较好的适用性.

**关键词:** 钢结构; 焊接节点; 往复荷载; 超低周疲劳断裂; 微观断裂判据

中图分类号: TU392.3

文献标志码: A

## Extremely Low Cycle Fatigue Fracture Prediction of Steel Connections Under Cyclic Loading

LIAO Fangfang<sup>1,2</sup>, WANG Wei<sup>2</sup>, CHEN Yiyi<sup>2</sup>

(1. School of Civil Engineering, Chang'an University, Xi'an 710061, China; 2. State Key Laboratory for Disaster Reduction in Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China)

**Abstract:** Low-cycle reversed loading test and finite element analysis of a welded connection specimen between square steel tube column and H-shape steel beam were conducted. The calibrated micromechanical fracture criteria degraded significant plastic strain (DSPS) model and the cyclic void growth model (CVGM) were used to predict extremely low cycle fatigue fracture initiation for this specimen and the cyclic tests of two side column connection specimens with welded flanges and bolted webs conducted by others. Compared with test results, the predicted results have high accuracy. Subsequently, the sensitiveness analyses of damage degradation parameters to the predicted results of fracture were conducted. The results show that the predicted results of fracture are insensitive to the values of damage degradation parameters. Therefore, it is feasible to use the

micromechanical fracture criteria to predict extremely low cycle fatigue fracture initiation for steel structure connections.

**Key words:** steel structure; welded connections; cyclic loading; extremely low cycle fatigue fracture; micromechanical fracture criteria

从广义上来说, 钢结构在地震作用下的断裂属于低周疲劳问题, 通常指延性金属材料在经历了低于  $10^4$  次的周期性塑性应变幅循环作用后发生的断裂破坏<sup>[1]</sup>. 但近年来很多学者在对低周疲劳破坏过程和机理进行研究的基础上进一步细分<sup>[2]</sup>后指出, 严格意义上的低周疲劳是指中等应变幅循环作用  $10^2 \sim 10^4$  次引起的疲劳破坏, 破坏性质为脆性断裂或局部塑性损伤程度极其有限的伪脆性断裂<sup>[3]</sup> (特指发生塑性变形后向脆性破坏转变的断裂). 而对于构造无明显缺陷的钢结构而言, 其在强震作用下主要通过非弹性往复大变形耗散地震能量, 这样就使得局部大多经历了极大的循环应变幅 (常达到钢材屈服应变的数倍以上) 并在很少的循环次数后发生断裂. 该类疲劳问题的本质与上述严格意义的低周疲劳问题不同, 属于一类新型的疲劳问题, 称为超低周疲劳 (extremely low cycle fatigue, ELCF), 是指结构在大应变幅往复作用下发生大尺度屈服并经历几十次甚至十次以内的荷载循环即发生断裂, 其破坏性质属于典型的延性断裂<sup>[2-4]</sup>. 由于传统断裂力学方法假定裂纹已经存在, 且在初始裂纹尖端存在高应变约束, 因此主要适用于研究脆性断裂或局部塑性损伤程度极其有限的伪脆性断裂问题<sup>[5]</sup>, 而对强震作用下构造无明显缺陷部位发生较大尺度屈服时 (裂纹尖端钝化) 的延性断裂问题并不适用<sup>[6]</sup>. 此外由于传统断裂力学未考虑应力的三轴度影响, 也无

收稿日期: 2013-04-27

基金项目: 国家自然科学基金(51378380)

第一作者: 廖芳芳(1983—), 女, 工学博士, 主要研究方向为钢结构. E-mail: fangfangliao@chd.edu.cn

通讯作者: 王伟(1977—), 男, 副教授, 工学博士, 主要研究方向为钢结构抗震与抗倒塌. E-mail: weiwang@tongji.edu.cn

法适用于可能存在显著三向应力状态的节点断裂预测<sup>[7]</sup>.

与传统断裂力学方法相比,基于材料塑性损伤机制的微观力学模型能描述应力-应变场对材料内在微观结构特性的影响,从而能够作为具有明确物理意义的判据,实现对钢结构节点延性裂纹开展更为准确的预测<sup>[2]</sup>. 适用于超低周疲劳断裂预测的微观力学模型有退化有效塑性应变模型(DSPS)<sup>[8]</sup>和循环空穴扩张模型(CVGM)<sup>[8]</sup>. Kanvinde等<sup>[9-10]</sup>通过对14个开较钝槽口的试件和四个狗骨试件进行试验和有限元分析,验证了DSPS和CVGM模型预测钢结构在ELCF下断裂的准确性. Fell等<sup>[11]</sup>将基于材料塑性损伤机制的微观力学模型用于中心支撑框架系统的足尺钢支撑构件在ELCF下的断裂预测. 随后进行的六个足尺柱脚节点在往复荷载作用下的试验结果证明了CVGM模型预测实际钢结构节点断裂的能力<sup>[12]</sup>. 目前强震作用下钢结构节点的超低周疲劳性能研究尚不成熟.

本文进行了一个方钢管柱与H形钢梁直接焊接节点试件在往复荷载作用下的试验,采用已校准的微观断裂判据DSPS和CVGM对其进行了断裂预测,并对已有的栓焊混接边柱节点试件在往复荷载作用下的试验进行了断裂预测,将预测结果与试验结果进行了对比,验证了钢材微观断裂判据用于预测钢结构节点在往复荷载作用下延性断裂的适用性.

## 1 基于塑性损伤机制的钢材断裂判据

基于塑性损伤机制的钢材断裂判据将延性断裂归为空穴形核、扩张和聚合的过程. 往复荷载作用下的微观断裂判据DSPS和CVGM能同时抓住应力三轴度和等效塑性应变对累积空穴扩张量及裂纹开展的影响,通过高精度有限元分析在微观结构尺度上模拟应力应变场,并将数据代入微观断裂判据以预测断裂.

在超低周疲劳荷载作用下,根据CVGM判据,空穴在受拉循环中扩张,在受压循环中收缩,当其达到临界空穴尺寸时即发生了断裂. 而在往复荷载作用下,其临界空穴尺寸由于损伤累积会比单调加载的临界值有所降低,用指数形式的损伤函数来表示,因此CVGM判据的表达式为

$$\exp(-\lambda_{CVGM}\epsilon_p)\eta = \sum \int_{\epsilon_1}^{\epsilon_2} \exp(|1.5T|) d\epsilon_t - \sum \int_{\epsilon_1}^{\epsilon_2} \exp(|1.5T|) d\epsilon_c \quad (1)$$

式中: $T = \sigma_m / \sigma_e$ 是应力三轴度,其中, $\sigma_m$ 是静水应力, $\sigma_m = (\sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33}) / 3$ , $\sigma_{11}, \sigma_{22}, \sigma_{33}$ 是三个方向主应力, $\sigma_e$ 是等效应力或Mises应力; $\epsilon_p$ 是最后一个受拉循环开始时的等效塑性应变,它表示损伤变量; $\epsilon_t$ 是受拉循环的应变; $\epsilon_c$ 是受压循环的应变; $\eta$ 是材料在单调荷载作用下表示临界空穴扩张比的参数,是材料固有的特性,对于一种指定的材料 $\eta$ 为常量,其值随着材料韧性的增加而增大,可以通过圆周平滑槽口试件单向拉伸试验来校准; $\lambda_{CVGM}$ 是材料在往复荷载作用下的损伤退化参数,可由圆周平滑槽口试件往复加载试验和有限元分析及散点图的拟合来校准. 式(1)等号左边的项表示往复荷载作用下的临界空穴尺寸,等号右边的项表示所有受拉循环空穴扩张和受压循环空穴收缩的累积结果,当等号右边的值大于等号左边时即可认为发生了断裂.

DSPS判据假定应力三轴度在加载过程中保持不变,因而可以从式(1)的积分号中提出来作为乘积,并引入有效塑性应变 $\epsilon^* = \epsilon_t - \epsilon_c$ ,即为累积拉应变与压应变的差值,则DSPS判据可表示为

$$\epsilon_{\alpha}^* = \exp(-\lambda_{DSPS}\epsilon_p)\epsilon_p^{\alpha} \quad (2)$$

式中: $\epsilon_p^{\alpha}$ 是单调加载情况下的临界等效塑性应变,可由式(3)计算得到,式(3)中韧性参数 $\alpha$ 与式(1)中参数 $\eta$ 类似,是一个材料常数,可以通过圆周平滑槽口试件单向拉伸试验来校准;损伤退化参数 $\lambda_{DSPS}$ 与CVGM判据中的 $\lambda_{CVGM}$ 类似,可由圆周平滑槽口试件往复加载试验和有限元分析及散点图的拟合来校准.

$$\epsilon_p^{\alpha} = \alpha \exp(-1.5T) \quad (3)$$

在上述微观断裂判据中,延性裂纹开展是整体行为,而不是单个材料点的行为,因此还需要定义一个包含若干材料点的特征长度参数 $l^*$ ,微观断裂判据DSPS和CVGM必须在 $l^*$ 上得到满足才能预测发生了延性裂纹开展. 对于应力应变梯度较陡的情况, $l^*$ 的大小对断裂预测结果有较大影响,超低周疲劳荷载作用对 $l^*$ 的影响较难确定,其 $l^*$ 取值同单调加载情况. $l^*$ 的大小取决于材料的微观结构,可由材料拉断试件的断口扫描电镜试验得到. 目前建议使用的 $l^*$ 取两个界限值和一个最可能的值(平均值)<sup>[8]</sup>,下限取材料平均波纹直径的2倍,上限取观察电子照片得到的最大凸起或凹陷部分的长度, $l^*$ 的平均值取大概10个凸起或凹陷长度的平均值,这是 $l^*$ 最可能的值.

## 2 Q345钢微观断裂判据参数

文献<sup>[13]</sup>校准了我国常用Q345钢母材、熔敷金

属和热影响区的微观断裂判据参数,结果见表 1.

表 1 Q345 钢微观断裂判据参数

Tab.1 Parameters of micromechanical fracture criteria of Q345 steel

材料	$\alpha$	$\eta$	$\lambda_{DPS}$	$\lambda_{CVGM}$	$l^*/\text{mm}$		
					下限	平均值	上限
母材	2.44	2.55	0.23	0.20	0.087	0.201	0.473
熔敷金属	2.49	2.63	0.31	0.25	0.062	0.202	0.311
热影响区	2.43	2.53	0.38	0.33	0.072	0.329	0.671

### 3 往复荷载下的微观断裂判据的应用

#### 3.1 方钢管柱与 H 形钢梁焊接节点试验

##### 3.1.1 试件设计

为了将校准的微观断裂判据 DPS 和 CVGM 用于实际梁柱焊接节点的断裂预测,设计了一个方钢管柱-H 形钢梁直接焊接节点试件,如图 1 所示,具体尺寸见表 2.

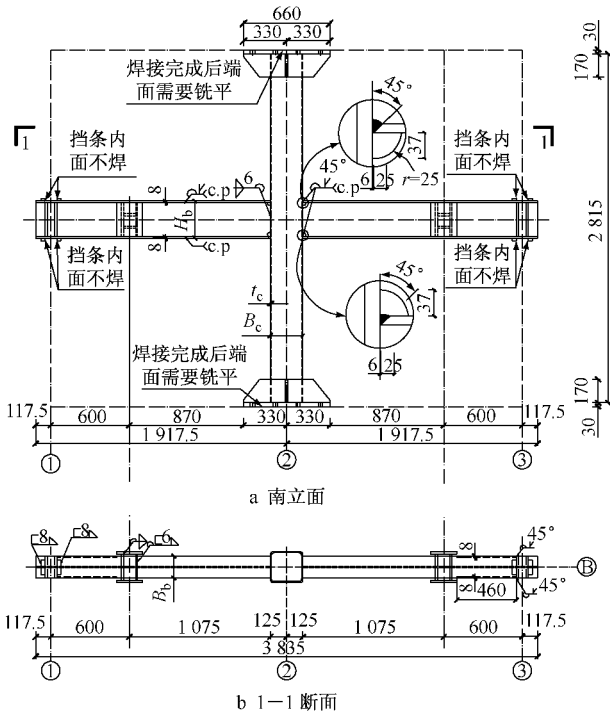


图 1 方钢管柱-H 形钢梁焊接节点试件(单位:mm)

Fig.1 Welded connection specimen between square steel tube column and H-shape steel beam (unit: mm)

表 2 试件具体尺寸

Tab.2 Dimensions of the specimen mm

试件编号	$B_c$	$t_c$	$B_b$	$H_b$	$t_f$	$t_w$
HUD05	250	10	175	350	8	6

注: $t_f$  为梁翼缘厚度, $t_w$  为梁腹板厚度.

##### 3.1.2 材性试验

冷弯方钢管截面的平板部位和弯角部位选取不

同的材料模型,试验中对平板部位和弯角部位分别进行了材性试验,材性试验取样位置如图 2 所示.

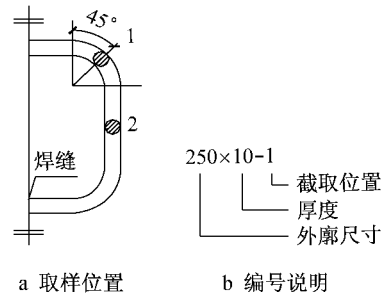


图 2 钢管截面材性试样取样位置及编号说明

Fig.2 Location and code of coupon test samples

钢管弯角部位、钢管平板部位、梁翼缘和梁腹板材性试验原始应力-应变曲线如图 3 所示.图 3 中名义应变  $\epsilon_{nom}$  和名义应力  $\sigma_{nom}$  的计算公式分别为

$$\epsilon_{nom} = \frac{\Delta l}{l_0} \quad (4)$$

$$\sigma_{nom} = \frac{F}{A_0} \quad (5)$$

式中: $\Delta l$  是试样标距段的长度变化量, $l_0$  是标距段长度, $F$  是荷载, $A_0$  是标距段的初始截面面积.

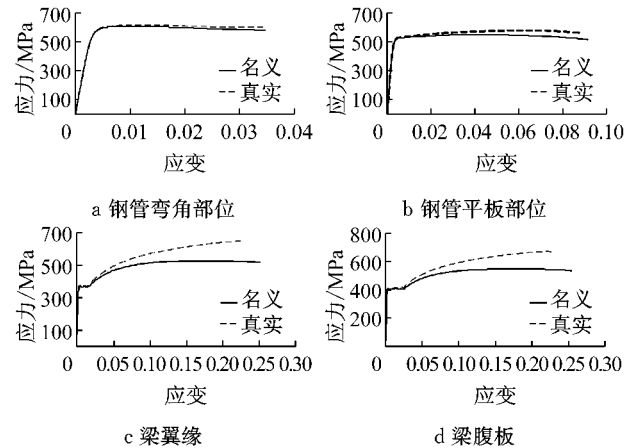


图 3 各材料应力-应变曲线

Fig.3 Stress-strain curves of each material

为了准确地描述大变形过程中截面面积的改变,需要使用真实应变  $\epsilon_{true}$  和真实应力  $\sigma_{true}$ ,它们与名义应变  $\epsilon_{nom}$  和名义应力  $\sigma_{nom}$  之间的换算公式为

$$\epsilon_{true} = \int_{l_0}^l \frac{dl}{l} = \ln\left(\frac{l}{l_0}\right) = \ln(1 + \epsilon_{nom}) \quad (6)$$

$$\sigma_{true} = \frac{F}{A} = \frac{F}{A_0 \frac{l}{l_0}} = \sigma_{nom} (1 + \epsilon_{nom}) \quad (7)$$

式中: $l$  是标距段的当前长度, $A$  是标距段的当前截面面积.真实应变  $\epsilon_{true}$  是由塑性应变  $\epsilon_{pl}$  和弹性应变  $\epsilon_{el}$  两部分构成的.在 ABAQUS 中定义塑性材料参数

时,需要使用塑性应变  $\epsilon_{pl}$ ,其表达式为

$$\epsilon_{pl} = |\epsilon_{true}| - |\epsilon_{el}| = |\epsilon_{true}| - \frac{|\sigma_{true}|}{E} \quad (8)$$

式中: $E$  是弹性模量.

钢管各部分和钢板主要力学性能指标见表 3. 试件编号 P-8 表示梁翼缘为 8 mm 厚的板材,P-6 表示梁腹板为 6 mm 厚的板材.

表 3 钢材主要力学性能

Tab.3 Mechanical properties of the specimen

取样位置	试件编号	钢种	屈服强度/ MPa	抗拉强度/ MPa	断后伸长 率/%
钢管弯角	250×10-1	Q345	600.0	614.7	17.0
钢管平板	250×10-2	Q345	527.6	576.7	24.0
梁翼缘	P-8	Q345	364.0	527.0	14.6
梁腹板	P-6	Q345	405.0	548.0	29.2

注:钢板的屈服强度均采用屈服平台的下屈服强度,钢管的材料屈服强度均采用 0.2% 的名义屈服强度.

### 3.1.3 试验加载装置及加载制度

试件采用梁端加载控制方式,试验加载装置如图 4 所示. 试件受力方式为反对称加载,确定试件设计轴压比为 0.56. 试验时,首先通过柱顶 320 t 千斤顶施加轴向压力 1 600 kN,然后对梁端施加反对称往复荷载,加载正方向以东侧梁向上运动为准,正式加载先按力控制,加至 35 kN 时西侧梁端位移达到 20 mm,开始卸载,并采用位移加载制度,以 20 mm 为基数递增,每级循环两周,直至破坏.

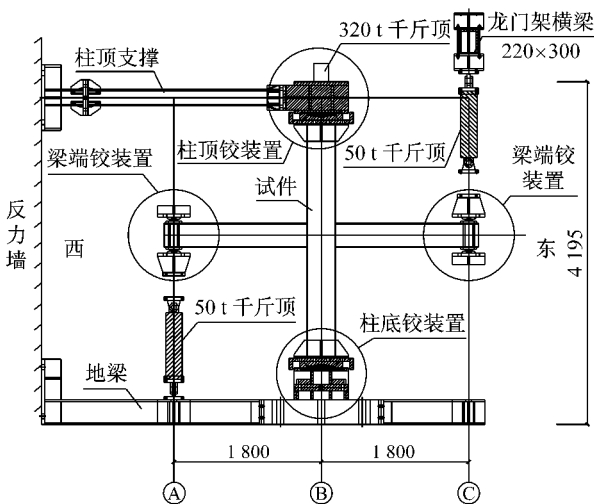


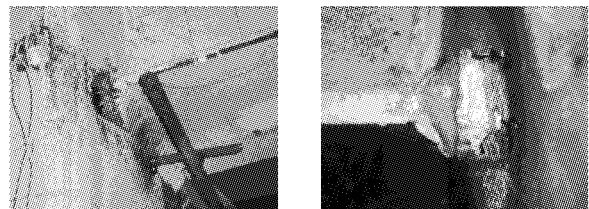
图 4 反对称加载试件装配南立面图(单位:mm)

Fig.4 South elevation of the assembled specimen under antisymmetric loading

### 3.1.4 试验过程及现象

当梁端荷载加至 +40 mm 第一周时,西侧梁上翼缘靠近柱壁处焊缝根部石灰开裂;荷载加至 -40 mm 第一周时,西侧梁下翼缘北部焊缝靠近柱

壁处有裂缝,东侧梁上翼缘南部焊缝靠近柱壁处也有裂缝;当荷载加至 -40 mm 第二周循环时,东侧梁上翼缘开裂十分明显;当荷载加至 -60 mm 第一周循环时,虽然试件承载力并没有显著降低,但东侧梁变形极大,不适于继续加载,故中止试验;将东侧梁千斤顶拆除,对西侧梁单独施加反复荷载,至 ±100 mm 两周循环完毕后对试件施加单调正向荷载至千斤顶行程,试验结束. 试验结束后可以发现管壁与西侧梁下翼缘南部相接处发生较明显的管壁层状撕裂,在裂缝发展过程中管壁有冲剪断裂;管壁与西侧梁下翼缘北部相接处的焊缝热影响区出现冲剪断裂;管壁与东侧梁上翼缘相交处的焊缝热影响区也有冲剪断裂;西侧梁上翼缘和东侧梁下翼缘与钢管壁相交处的裂缝由于受压几乎闭合,主要试验现象如图 5 所示.



a 钢管在西侧梁下翼缘焊缝处  
冲剪破坏  
b 西侧梁下翼缘位置处管壁层状撕裂

图 5 HUD05 试件主要试验现象

Fig.5 Main test phenomena of specimen HUD05

## 3.2 焊接节点有限元分析与断裂预测

### 3.2.1 单元选取及材料模型确定

模型考虑了 H 形钢梁与钢管壁之间焊缝形状、尺寸对组合体性能的影响,选取实体单元 C3D20R.

在有限元分析中对钢管弯角部位和平板部位,根据材性试验结果采用不同的多线性材料模型. 按文献[13]计算各材料断裂时刻的真实应力和应变,各材料的真实应力-塑性应变曲线应由摘引伸计前的试验曲线延伸到断裂点,如图 6 所示. 在试件的有限元分析中,材料属性均按图 6 中的曲线输入关键点,焊缝选用文献[13]试验得到的 E5015 焊缝应力-应变关系. 采用 Lemaitre-Chaboche<sup>[14]</sup> 混合强化模型模拟各材料的循环塑性流动.

### 3.2.2 边界条件

为使柱轴向变形不影响梁端位移加载,约束柱长方向中截面 X,Y,Z 三个方向的线位移,并在柱顶底截面施加 X,Y 方向线约束,只允许有竖向位移,以此实现钢管柱可以绕柱顶底截面中心转动的铰接约束,并在柱顶底截面施加均布的轴向力. 有限元模型如图 7 所示.

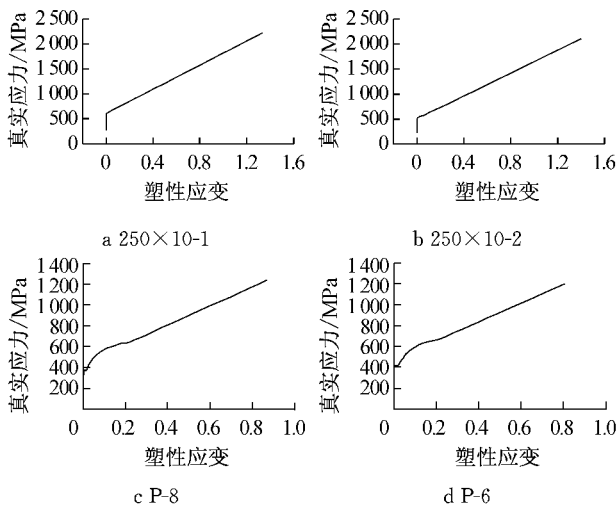


图 6 各材料真实应力-塑性应变曲线

Fig. 6 True stress-plastic strain curves of each material

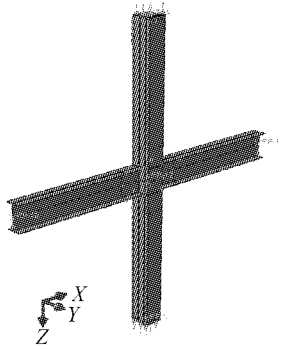


图 7 HUD05 有限元模型

Fig. 7 Finite element model of specimen HUD05

### 3.2.3 单元尺寸

为了较准确地预测延性裂纹开展时刻,有限元模型单元尺寸在节点区附近加密,节点区焊缝附近的最小单元尺寸取为 0.3 mm,与材料的特征长度  $l^*$  的平均值一致。

### 3.2.4 断裂预测

用校准的 CVGM 判据预测焊接节点在往复荷载作用下的超低周疲劳断裂前,不需要对节点进行单调分析,直接使用单调荷载作用下的材料参数  $\eta$  对节点进行循环有限元分析,计算各危险点在每个受拉循环开始时的损伤变量  $\epsilon_p$ ,并按式(9)计算参数  $\eta$  在往复荷载作用下的降低值。

$$\eta = \exp(-\lambda_{CVGM}\epsilon_p)\eta \quad (9)$$

$$\left[ \sum_{\epsilon_1}^{\epsilon_2} \exp(|1.5T|)d\epsilon_t - \sum_{\epsilon_1}^{\epsilon_2} \exp(|1.5T|)d\epsilon_c \right] - \eta_c > 0 \quad (10)$$

每一个受拉循环中,在各危险点计算式(10)不等号左边的值,当式(10)在  $l^*$  上得到满足时,则预测

节点发生了断裂.由 CVGM 判据比较各危险点可知,试件在梁端位移荷载加至 +40 mm 第一周时,在焊缝与西侧梁上翼缘连接的端部最先发生延性裂纹,预测节点的开裂位置与试验结果一致,如图 8 所示. CVGM 判据预测试件在荷载加至 +40 mm 第一周端部位移为 17.46 mm,荷载为 31.99 kN 时发生断裂,试验观察到试件在荷载加至 +40 mm 第一周端部位移为 20.17 mm,荷载为 32.67 kN 时开裂.预测开裂时刻对应的荷载循环圈数、端部位移和荷载与试验结果基本一致,预测开裂点与试验荷载位移曲线的比较见图 9.可以看出,开裂前有限元曲线与试验曲线吻合较好,由于有限元分析中未考虑开裂的影响,所以裂后分析荷载高于试验值。

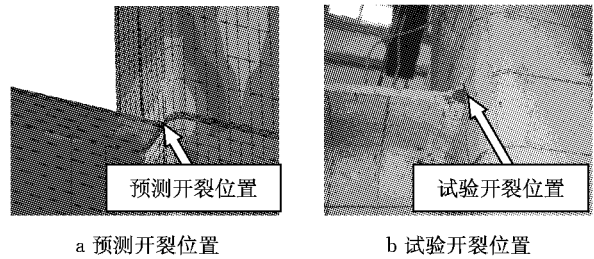


图 8 HUD05 试件预测开裂位置与试验开裂位置的比较

Fig. 8 Comparison of the predicted fracture location with test fracture location for specimen HUD05

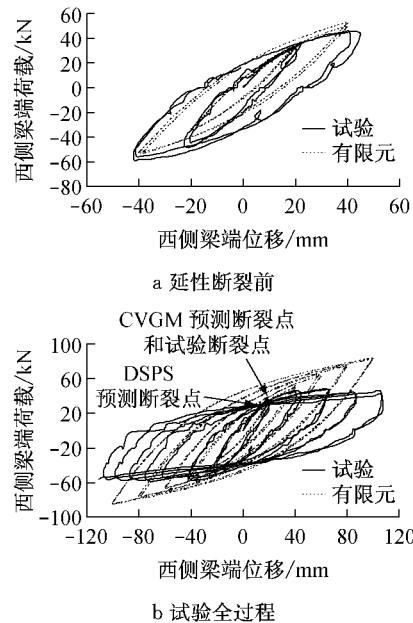


图 9 HUD05 试件预测断裂点与试验荷载位移曲线比较

Fig. 9 Comparison of the predicted fracture moment with test load displacement curve for specimen HUD05

用校准的 DSPS 判据预测焊接节点在往复荷载作用下的超低周疲劳断裂前,需要先对节点进行单调荷载作用下的有限元分析,得到各危险点在单调

荷载作用下的临界等效塑性应变(由式(3)计算得到). 在往复荷载作用下, 每个受拉循环开始时, 按式(2)计算各危险点的临界有效塑性应变, 并计算各危险点的实际有效塑性应变与临界有效塑性应变的差值, 即式(11)不等号左边的值, 当式(11)在  $l^*$  上得到满足时, 则预测节点发生了断裂.

$$\epsilon^* - \epsilon_{cr}^* > 0 \quad (11)$$

由 DSPS 判据比较各危险点可知, 试件在梁端位移荷载加至 +40 mm 第一周时, 在焊缝与西侧梁上翼缘连接的端部最先发生延性裂纹, 预测节点的开裂位置与试验结果一致, 如图 8 所示. 对节点进行单调有限元分析, 按式(3)计算得到开裂位置处的单元单调荷载作用下的临界等效塑性应变  $\epsilon_p^{cr}$  为 0.55. DSPS 判据预测试件在荷载加至 +40 mm 第一周端部位移为 15.59 mm, 荷载为 29.85 kN 时发生断裂, 与试验观察到的开裂时刻对应的荷载循环圈数一致, 端部位移和荷载略小于试验结果, 预测开裂点与试验荷载位移曲线见图 9.

### 3.2.5 损伤退化参数对断裂预测结果的敏感性分析

将参数  $\lambda_{CVGM}$  放大 20%, 预测试件在荷载加至 +40 mm 第一周端部位移为 15.59 mm, 荷载为 29.85 kN 时发生断裂, 将  $\lambda_{CVGM}$  缩小 20%, 预测试件在荷载加至 +40 mm 第一周端部位移为 24.48 mm, 荷载为 38.58 kN 时发生断裂, 与按原  $\lambda_{CVGM}$  预测的结果相差不大. 将参数  $\lambda_{DSPS}$  放大 20%, 预测试件在荷载加至 +40 mm 第一周端部位移为 10.60 mm, 荷载为 23.59 kN 时发生断裂, 将  $\lambda_{DSPS}$  缩小 20%, 预测试件在荷载加至 +40 mm 第一周端部位移为 15.59 mm, 荷载为 29.85 kN 时发生断裂, 与按原  $\lambda_{DSPS}$  预测的结果基本一致. 因此, 损伤退化参数  $\lambda_{CVGM}$  和  $\lambda_{DSPS}$  对断裂预测结果不敏感.

### 3.3 已有梁柱栓焊混接节点的试验结果

本节用校准的 CVGM 和 DSPS 判据对清华大学熊俊<sup>[15]</sup>完成的两个栓焊混接边柱节点试件在往复荷载作用下的试验进行断裂预测, 并将预测结果与试验结果对比. 节点试件尺寸如图 10 所示, 梁长度 1.5 m, 柱高度 2 m, 梁截面尺寸 I400 mm×150 mm×12 mm×8 mm, 柱截面尺寸 I450 mm×250 mm×16 mm×12 mm. 梁柱翼缘焊缝采用全熔透坡口焊, E50 型焊条, 焊缝等级 I 级, 腹板采用四个 M20 10.9 级高强螺栓连接.

试验采用丝杠将试件柱两端固定在地面上. 柱一端支撑于剪力墙, 一端通过一台 1 000 kN 千斤顶

固定施加柱轴力. 预加柱轴力 500 kN, 柱子轴压比 0.18. 梁端通过一台 500 kN MTS 作动器施加循环水平荷载. 加载装置如图 10 所示. 加载中, 梁端水平力、弯矩和相应的梁端位移、转角以向 B 侧为正, 向 A 侧为负. 两个试件梁柱尺寸相同, 加载过程设计如表 4 所示.

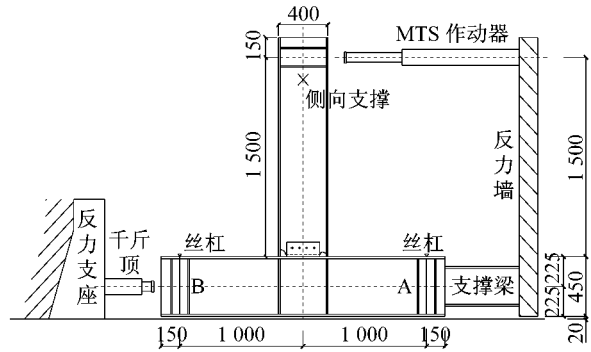


图 10 栓焊混接节点试件尺寸及加载装置布置图(单位: mm)  
Fig. 10 Dimensions and the test setup of each connection specimen with welded flanges and bolted webs (unit: mm)

表 4 栓焊混接节点试件加载过程  
Tab. 4 Loading process of each connection specimen with the welded flanges and bolted webs

试件编号	循环类型	加载过程
S2	标准循环	每级位移增量 $\frac{1}{4}\Delta_y$ , 循环两次, 直至破坏
S5	强—弱—强	$\frac{1}{4}\Delta_y$ 递增, 递增至位移 $\Delta_y$ , 循环两次; 此后直接递增至 $2\Delta_y$ 后递减, 递减增量 $-\frac{1}{4}\Delta_y$ ; 递减至屈服位移后, 位移递增, 增量 $\frac{1}{4}\Delta_y$

注: 节点屈服时梁端位移  $\Delta_y = L/100 = 15$  mm, 其中  $L$  为梁长度.

### 3.4 栓焊混接节点有限元分析与断裂预测

#### 3.4.1 单元选取及材料模型确定

模型考虑了 H 形钢梁与柱翼缘之间焊缝形状、尺寸对组合体性能的影响, 选取实体单元 C3D8R.

有限元分析中对各种厚度钢材根据材性试验结果<sup>[15]</sup>采用不同的多线性材料模型, 各材料均按文献[13]所述方法将真实应力-塑性应变曲线延伸到断裂点, 如图 11 所示. 材料属性均按图 11 中的曲线输入关键点, 焊缝选用文献[13]试验所得 E5015 焊缝材料模型. 采用 Lemaitre-Chaboche 混合强化模型模拟各材料的循环塑性流动.

#### 3.4.2 边界条件

在节点板与梁腹板高强螺栓连接对应位置处通过 tie 命令绑定截面六个方向自由度, A 侧柱端固接, B 侧柱端约束除水平位移以外的其余五个自由

度,并在 B 侧柱截面施加均布的轴向力,梁端约束平面外位移,平面内采用位移加载,有限元模型如图 12 所示.

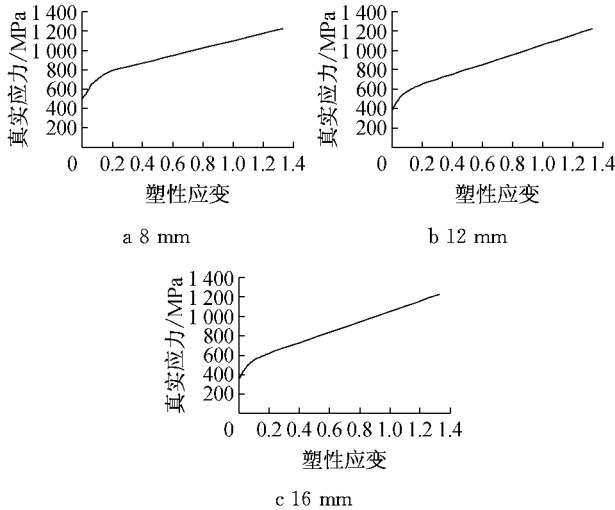


图 11 各种厚度 Q345 钢材真实应力-塑性应变曲线

Fig. 11 True stress-plastic strain curves of Q345 steel with different thicknesses

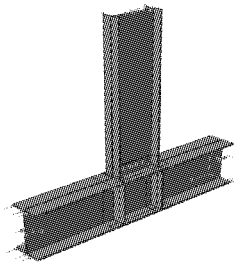


图 12 S2 和 S5 有限元模型

Fig. 12 Finite element model of specimen S2 and S5

### 3. 4. 3 单元尺寸

有限元模型单元尺寸在节点区附近加密,焊接孔焊趾处最小单元尺寸取为约 0.3 mm,与 Q345 钢特征长度  $l^*$  的平均值较接近.

### 3. 4. 4 断裂预测

#### (1) S2 试件

由 CVGM 判据比较各危险点可知,试件在荷载加至第 10 圈梁端位移为 17.93 mm,荷载为 251.40 kN 时,在 A 侧焊接孔焊趾处最先出现延性裂纹,预测节点的开裂位置与试验结果一致,如图 13 所示.试验观察到试件在第 13 圈梁端位移为 25.90 mm,荷载为 272.52 kN 时开裂,预测开裂时刻对应的荷载循环圈数比试验结果早三圈,梁端位移和荷载分别比试验结果小 31%和 8%,预测开裂点与试验荷载位移曲线的比较见图 14.可以看出,第 10 圈开裂前有限元曲线与试验曲线吻合较好,由于有限元分

析中未考虑开裂的影响,所以裂后分析荷载高于试验值,试验中可能也在第 10 圈出现微裂纹但没及时观察到.

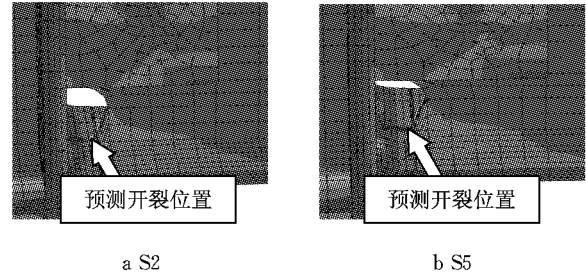


图 13 试件预测开裂位置

Fig. 13 Predicted fracture locations for the specimens

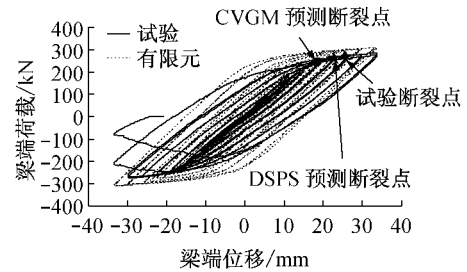


图 14 S2 试件预测断裂点与试验荷载位移曲线比较

Fig. 14 Comparison of predicted fracture moment with test load displacement curve for specimen S2

由 DSPTS 判据比较各危险点可知,试件在梁端位移荷载加至第 11 圈时,在 A 侧焊接孔焊趾处最先出现延性裂纹,预测节点的开裂位置与试验结果一致.对节点进行单调有限元分析,按式(3)计算得到开裂位置处的单元单调荷载作用下的临界等效塑性应变  $\epsilon_p^c$  为 0.88. DSPTS 判据预测试件在荷载加至第 11 圈梁端位移为 22.49 mm,荷载为 269.18 kN 时发生断裂,预测开裂时刻对应的荷载循环圈数比试验结果早两圈,梁端位移和荷载分别比试验结果小 13%和 1%,预测开裂点与试验荷载位移曲线的比较见图 14.

#### (2) S5 试件

由 CVGM 判据比较各危险点可知,试件在荷载加至第九圈梁端位移为 24.84 mm,荷载为 258.92 kN 时,在 A 侧焊接孔焊趾处最先出现延性裂纹,预测节点的开裂位置与试验结果一致,如图 13 所示.试验观察到试件在第九圈梁端位移为 30.00 mm,荷载为 272.92 kN 时开裂,预测开裂时刻对应的荷载循环圈数与试验结果一致,梁端位移和荷载分别比试验结果小 17%和 5%,预测开裂点与试验荷载位移曲线的比较见图 15.可以看出,第九圈开裂前有限元曲线与试验曲线吻合较好,由于有限元分析中未

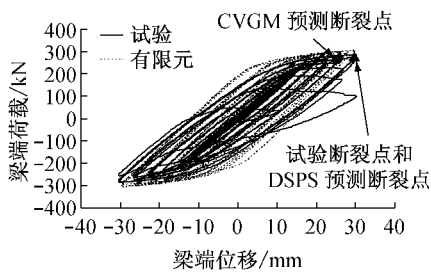


图 15 S5 试件预测断裂点与试验荷载位移曲线比较

Fig. 15 Comparison of predicted fracture moment with test load displacement curves for specimen S5

考虑开裂的影响,所以裂后分析荷载高于试验值。

由 DSPS 判据比较各危险点可知,试件在梁端位移荷载加至第九圈时,在 A 侧焊接孔焊趾处最先出现延性裂纹,预测节点的开裂位置与试验结果一致。开裂位置处的单元单调荷载作用下的临界等效塑性应变  $\varepsilon_p^c$  值与 S2 试件一样为 0.88。DSPS 判据预测试件在荷载加至第九圈梁端位移为 29.94 mm,荷载为 268.50 kN 时发生断裂,预测开裂时刻对应的荷载循环圈数和梁端位移与试验结果一致,梁端荷载比试验结果小 2%,预测开裂点与试验荷载位移曲线的比较见图 15。

### 3.4.5 损伤退化参数对断裂预测结果的敏感性分析

#### (1) S2 试件

将参数  $\lambda_{CVGM}$  放大 20%,预测试件在荷载加至第 10 圈端部位移为 17.93 mm,荷载为 251.40 kN 时发生断裂,将  $\lambda_{CVGM}$  缩小 20%,预测试件在荷载加至第 11 圈端部位移为 17.91 mm,荷载为 257.59 kN 时发生断裂,与按原  $\lambda_{CVGM}$  预测的结果相差不大。将参数  $\lambda_{DSPS}$  放大 20%,预测试件在荷载加至第 11 圈端部位移为 17.91 mm,荷载为 257.59 kN 时发生断裂,将  $\lambda_{DSPS}$  缩小 20%,预测试件在荷载加至第 11 圈端部位移为 22.49 mm,荷载为 269.18 kN 时发生断裂,与按原  $\lambda_{DSPS}$  预测的结果基本一致。

#### (2) S5 试件

将参数  $\lambda_{CVGM}$  放大 20%,预测试件在荷载加至第九圈端部位移为 24.84 mm,荷载为 258.92 kN 时发生断裂,将  $\lambda_{CVGM}$  缩小 20%,预测试件在荷载加至第九圈端部位移为 29.94 mm,荷载为 268.50 kN 时发生断裂,与按原  $\lambda_{CVGM}$  预测的结果基本一致。将参数  $\lambda_{DSPS}$  放大 20%,预测试件在荷载加至第九圈端部位移为 29.94 mm,荷载为 268.50 kN 时发生断裂,将  $\lambda_{DSPS}$  缩小 20%,预测试件在荷载加至第 10 圈端部位移为 13.50 mm,荷载为 262.16 kN 时发生断裂,与

按原  $\lambda_{DSPS}$  预测的结果相差不大。

因此,参数  $\lambda_{CVGM}$  和  $\lambda_{DSPS}$  对断裂预测结果不敏感。

## 4 结论

(1) DSPS 和 CVGM 断裂判据预测梁柱直接焊接节点试件和栓焊混接边柱节点试件的断裂位置、断裂时刻对应的荷载循环圈数、梁端位移和荷载与试验结果相比均有较高的精确度,因而验证了 DSPS 和 CVGM 断裂判据用于预测实际钢结构焊接节点在往复荷载作用下超低周疲劳断裂的适用性。

(2) DSPS 判据应用起来有一些局限性。首先,它没有考虑应力三轴度随加载历史的变化,对于变形较大的延性材料会影响预测结果的精确度;其次,应用 DSPS 判据之前需要对试件进行单调荷载作用下的有限元分析,过程较繁琐。

(3) CVGM 判据不需要对试件进行单调荷载作用下的有限元分析,且考虑了应力三轴度随加载历史的变化,预测开裂时刻对应的荷载循环圈数和梁端位移与试验结果比较接近,因此推荐使用 CVGM 判据预测往复荷载作用下钢结构焊接节点的超低周疲劳断裂。

(4) 损伤退化参数  $\lambda_{CVGM}$  和  $\lambda_{DSPS}$  对往复荷载作用下钢结构焊接节点的超低周疲劳断裂预测结果不敏感。

## 参考文献:

- [1] Coffin Jr L F. Low cycle fatigue—a review [J]. Applied Materials Research, 1962, 1(3): 129.
- [2] Xue L. A unified expression for low cycle fatigue and extremely low cycle fatigue and its implication for monotonic loading [J]. International Journal of Fatigue, 2008, 30(10/11): 1691.
- [3] Kuwamura H, Takagi N. Similitude law of prefracture hysteresis of steel members [J]. Journal of Structural Engineering, ASCE, 2004, 130(5): 752.
- [4] Nip K H, Gardner L, Davies C M. Extremely low cycle fatigue tests on structural carbon steel and stainless steel [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2010, 66(1): 96.
- [5] Kuwamura H, Akiyama H. Brittle fracture under repeated high stresses [J]. Journal of Constructional Steel Research, 1994, 29(1/3): 5.
- [6] Tateishi K, Hanji T, Minami K. A prediction model for extremely low cycle fatigue strength of structural steel [J]. International Journal of Fatigue, 2007, 29(6): 887.

(下转第 617 页)