

DOI: 10.13245/j.hust.210916

基于SMMS模型的钢框架梁柱节点断裂分析

李万润^{a,b,c} 郭赛聪^{a,b} 杜永峰^{a,b,c}

(兰州理工大学 a. 防震减灾研究所; b. 土木工程学院; c. 甘肃省土木工程减震隔震
国际科技合作基地, 甘肃 兰州 730050)

摘要 为了更好地预测钢结构焊接节点的延性断裂, 结合空穴扩张模型(VGM)和应力修正临界应变模型(SMCS)的优点, 提出了一种应变修正平均应力(SMMS)模型, 给出了SMMS模型的推导过程. 通过现有的平滑缺口圆棒拉伸试验校准了国产Q345钢材的VGM, SMCS和SMMS模型的韧性参数, 分析比较了三种模型的特点及计算量大小. 最后利用已有的Q345钢材梁柱节点局部焊接拉伸试验对SMMS模型预测钢材延性启裂的有效性展开分析. 研究表明: SMMS模型的韧性参数与VGM, SMCS模型类似, 在三种平滑缺口圆棒尺寸下的校准结果均比较接近, 且其离散系数较小, 说明SMMS模型的韧性参数是材料的固有属性; SMMS模型相比VGM模型计算较为简便, 相比SMCS模型受应力三轴度的波动影响较小; SMMS模型的延性启裂预测结果与VGM模型较为接近, 且与试验值较为相符, 表明SMMS模型可用于钢结构焊接节点的延性断裂预测.

关键词 钢结构; 延性断裂; 微观机理; VGM模型; SMMS模型

中图分类号 TU391 文献标志码 A 文章编号 1671-4512(2021)09-0088-07

Fracture analyses for beam-column connections of steel frame based on the strain modified mean stress model

LI Wanrun^{a,b,c} GUO Saicong^{a,b} DU Yongfeng^{a,b,c}

(a. Institute of Earthquake Protection and Disaster Mitigation; b. School of Civil Engineering; c. International Research Base on Seismic Mitigation and Isolation of Gansu Province, Lanzhou University of Technology, Lanzhou 730050, China)

Abstract To better predict the ductile fracture of welded connections in steel structures, a strain modified mean stress (SMMS) model was proposed, which combines the advantages of the void growth model (VGM) and the stress modified critical strain (SMCS) model. The derivation process of the model was given. The VGM, SMCS model and SMMS model parameters of Q345 steel made in China were calibrated through the existing tensile tests of notched round bars. The characteristic and calculation workload of the each model was analyzed and compared. Finally, the effectiveness of SMMS model in predicting ductile fracture of steel was analyzed by using the existing local welded tensile tests of Q345 beam-column connections. The results show that the SMMS model parameters of three notched tests are close like the VGM and the SMCS model. The dispersion coefficient of the SMMS parameters is small, which indicates that the parameters are the inherent properties of materials. The SMMS model is simpler than the VGM and less affected by the fluctuation of stress triaxiality than the SMCS model. The ductile fracture prediction of the SMMS model is close to VGM and in good agreement with the experimental values, which shows that the SMMS model can be used to predict the ductile fracture of welded connections in steel structures.

Key words steel structure; ductile fracture; microcosmic mechanism; void growth model; stress modified mean stress model

由于钢结构具有良好的抵抗脆性断裂和延性断裂的能力, 在实际工程中得以大量应用, 而且对于

收稿日期 2021-02-25.

作者简介 李万润(1985-), 男, 副教授, E-mail: ce_wrlri@lut.edu.cn.

基金项目 国家自然科学基金资助项目(51568041, 51908266); 甘肃省减震隔震国际科技合作基地定向基金资助项目(GII2018-N04); 甘肃省土木建筑学会青年科技托举人才项目; 兰州理工大学红柳优秀青年人才项目.

钢结构的断裂评估方法亦有广泛的研究. 传统断裂力学方法从宏观层面合理解释了有宏观裂纹时金属断裂的力学原理, 然而从 20 世纪末发生的北岭地震和阪神地震中发现, 钢结构建筑物的破坏, 大多是无宏观裂纹的大范围屈服引起的断裂^[1-2], 使得钢材延性断裂问题进一步吸引了众多学者的关注.

文献[3-4]研究了应力三轴度和微观层面的空穴增长率之间的关系, 发现两者可以用近似关系式进行表示, 提出了空穴扩张(VGM)模型和应力修正临界应变(SMCS)模型. 文献[5-7]针对 VGM 模型 SMCS 模型做了一系列的参数校准和试验验证工作, 表明传统断裂力学在预测延性大变形引起断裂方面具有一定的保守性和不精确性, 而基于微观断裂力学的 VGM 和 SMCS 模型在预测角焊缝断裂方面具有良好的应用前景, 且可以采用光滑缺口圆棒拉伸试件来校准微观断裂模型的韧性参数. 文献[8-9]校准了国产 Q345B 微观断裂力学模型韧性参数, 并用于钢管柱-梁翼缘直接焊接节点试件在单调荷载下的延性断裂预测. 文献[10]将断裂力学 J 积分方法和 VGM, SMCS 模型用于预测梁柱节点局部焊接试件的延性断裂, 可见 VGM 和 SMCS 模型的预测结果更好. 文献[11]采用 VGM 和 SMCS 模型对 XK 型相贯节点进行了断裂预测研究, 分析了焊缝构型对断裂预测结果的影响, 得出了 XK 型相贯节点不同断裂模式下极限承载力的取值规律, 表明 XK 型相贯节点的破坏模式与节点几何构造和腹杆受力状态有关. 整体而言, 微观断裂模型在钢结构延性断裂预测方面具有良好的应用前景. 然而现有微观断裂模型的研究大多集中在 VGM 和 SMCS 模型对于钢材延性断裂的有效性分析, 对于微观断裂力学原理方面的研究相对较少. VGM 考虑了应力三轴度的积分过程而计算略为复杂. SMCS 模型假设应力三轴度在加载过程中保持不变, 简化了积分过程, 然而实际加载中应力三轴度也可能出现应力三轴度变化较大的情况, 致使 SMCS 模型误差较大. 为了兼顾计算量和精度, 基于微观断裂力学理论提出了一种应变修正平均应力(SMMS)模型校准了该模型的材料韧性参数, 利用现有的 Q345 钢材梁柱节点局部焊接试件的拉伸试验对 SMMS 模型预测钢材延性启裂的有效性展开分析.

1 基于微观机理的断裂模型

1.1 常用的两种微观断裂模型

金属材料中掺杂着众多杂质或二相粒子, 在外

力作用下发生变形时将与周围金属材料分离, 形成球状或椭球状空穴, 该空穴的半径增长率与其受力状态下的应力三轴度有一定的关系. 随着空穴半径的增大, 相邻空穴间的塑性应变持续增加且其间距不断减小, 最终达到临界值而发生“聚核”, 在宏观上即表示发生了断裂. 文献[3]和[4]通过公式推导和金相分析, 得到了微观空穴半径增长率与应力三轴度的定量关系为

$$dr/r = C \exp(1.5T) d\varepsilon_p, \quad (1)$$

式中: r 为空穴半径; C 为材料常数; $T = \sigma_m/\sigma_e$ 为应力三轴度, $\sigma_m = (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)/3$ 为静水压力, $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ 为三个主应力, σ_e 为 von Mises 应力; ε_p 为等效塑性应变.

对两边进行积分可得空穴扩张比为

$$\delta_{\ln}(r/r_0) = \int_0^{\varepsilon_p} C \exp(1.5T) d\varepsilon_p, \quad (2)$$

其断裂临界点为

$$\delta_{\ln}(r_{cr}/r_0) = \int_0^{\varepsilon_{p,cr}} C \exp(1.5T) d\varepsilon_p, \quad (3)$$

式中: r_0 为初始空穴半径; r_{cr} 为临界空穴半径; $\varepsilon_{p,cr}$ 为临界状态下的等效塑性应变. 将式中常数项分离可得

$$\eta_{\text{mon}} = C^{-1} \delta_{\ln}(r_{cr}/r_0), \quad (4)$$

则 VGM 模型可表示为

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

式中: I_{VGM} 为 VGM 模型的断裂指数; $\int_0^{\varepsilon_p} \exp(1.5T) d\varepsilon_p$ 为荷载产生的断裂需求; η_{mon} 为一个反映最大空穴扩张能力的材料参数, 可由缺口圆棒拉伸试验配合有限元模拟进行校准. 当钢材的断裂需求大于断裂能力, 即表示起裂的发生.

假设应力三轴度在加载过程中保持不变, 则可以将式(3)中的应力三轴度积分项作为常数提取出来, 即

$$\delta_{\ln}(r_{cr}/r_0) = C \exp(1.5T) \varepsilon_{p,cr}, \quad (6)$$

将式中常数项分离可得材料韧性参数为

$$\gamma = C^{-1} \delta_{\ln}(r_{cr}/r_0). \quad (7)$$

定义临界等效塑性应变为

$$\varepsilon_{p,cr} = \gamma \exp(-1.5T), \quad (8)$$

从而得到 SMCS 模型, 具体为

$$I_{\text{SMCS}} = \varepsilon_p - \gamma \exp(-1.5T) \geq 0, \quad (9)$$

式中: I_{SMCS} 为 SMCS 模型的断裂指数; γ 须由光滑缺口圆棒拉伸试验配合有限元模拟进行校准.

以上微观断裂模型参数须结合有限元模拟进行校准. 从微观机理来看, 钢材断裂是一个微观空穴

不断扩张直至聚合的过程, 在有限元模拟中以接近于断裂口微观空穴尺寸的网格进行表示. 当该网格内的材料点达到 VGM 或 SMCS 模型的断裂标准, 即表示金属材料中微观空穴聚合引起的宏观断裂. 有限元模型的网格尺寸对模拟精度有一定的影响, 因此须要通过试验测定其断裂面的微观空穴尺寸, 即为特征长度 l . 本研究采用文献[8]的特征长度参数.

1.2 SMMS 模型的推导

以上对于微观断裂模型的推导, VGM 模型从微观空穴半径增长率和应力三轴度之间的定量关系出发, 考虑应力三轴度项在等效塑性应变上的积分过程, 而 SMCS 模型假设应力三轴度在拉伸过程中始终保持不变, 将应力三轴度的积分项提出来, 仅以某时刻的应力三轴度为依据计算断裂指数. 式(3)中有应力三轴度和等效塑性应变两个变量, 两者均在一定范围内波动. SMCS 模型假设应力三轴度不变, 展现出了较好的延性断裂预测效果.

当对拉伸试件进行有限元模拟时, 若计算过程有 n 个增量步, 则式(3)可表示为

$$\frac{\delta_{\ln}(r_{cr}/r_0)}{C} = \int_0^{\varepsilon_{p,cr}} \exp(1.5T) d\varepsilon_p = \sum_{i=1}^n (\exp(1.5T_i) d\varepsilon_{p,i}), \quad (10)$$

式中 T_i 为第 i 步的应力三轴度. 式(10)中有两个变量, 分别为应力三轴度 T 和等效塑性应变增量 $d\varepsilon_p$, 拉伸过程中两者皆在一定范围内波动, SMCS 模型即假设应力三轴度不变而提出来的. 现假设等效塑性应变均匀增长, 即 $d\varepsilon_p = \varepsilon_p/n$, 则可得到

$$\frac{\delta_{\ln}(r_{cr}/r_0)}{C} = d\varepsilon_p \sum_{i=1}^n (\exp(1.5T_i)) = \varepsilon_{p,cr} n^{-1} \sum_{i=1}^n (\exp(1.5T_i)). \quad (11)$$

在拉伸荷载下, 应力三轴度通常在 0.333~1.200 之间. 当增量步 $n > 100$ 时, 可得

$$\sum_{i=1}^n (\exp(1.5T_i)) / n \approx \exp\left(1.5n^{-1} \sum_{i=1}^n T_i\right), \quad (12)$$

式中 $n^{-1} \sum_{i=1}^n T_i = \bar{T}$ 为拉伸过程中的平均应力三轴度. 接下来对式(12)进行验证. 表 1 给出了 $n=100$ 时不同应力三轴度变化幅度 ΔT 均匀变化时式(12)中左右两项 $a = n^{-1} \sum_{i=1}^n (\exp(1.5T_i))$ 和 $b = \exp\left(1.5n^{-1} \sum_{i=1}^n T_i\right)$ 的对比情况. 由于应力三轴度变化引起的表中 a 和 b 两项的相差率本身较小, 在不同的拉伸条件下应

力三轴度的变化均接近均匀变化, 因此可以采用表 1 中的数据进行分析. 由表 1 可知: 当增量步为 100 时, 式(12)中左右两项相差率较小, 其中在应力三轴度变化范围达到 0.8 时相差率为 6.07%, 变化范围为 0.2 时相差率尚不足 1%. 因此式(12)中左右两项可视为近似相等. 则式(11)可表示为

$$\delta_{\ln}(r_{cr}/r_0)/C = \varepsilon_{p,cr} \exp(1.5\bar{T}). \quad (13)$$

令常数项为 $\zeta = C^{-1} \delta_{\ln}(r_{cr}/r_0)$, 可得到

$$I_{SMMS} = \varepsilon_p - \zeta \exp(-1.5\bar{T}) \geq 0, \quad (14)$$

式中: ζ 为材料韧性参数; I_{SMMS} 为 SMMS 模型的断裂指数.

表 1 不同范围的应力三轴度两项对比

ΔT	T	a	b	$[(b-a)/a]$
0.2	0.600~0.800	2.84	2.82	0.42
	1.000~1.200	5.23	5.21	0.38
0.5	0.333~0.833	2.46	2.40	2.35
	0.500~1.000	3.15	3.08	2.35
0.8	0.333~1.133	3.19	3.00	5.87
	0.500~1.300	4.03	3.78	6.07

该模型对等效塑性应变增量 $d\varepsilon_p$ 进行了保持不变的假设, 且考虑了应力三轴度 T 的平均值, 故暂命名为应变修正平均应力(strain modified mean stress, SMMS)模型.

从式(14)可以看出: 经过一系列推导后得出的 SMMS 模型其形式与 SMCS 模型非常相近, 将 SMCS 模型中应力三轴度换成平均应力三轴度即为 SMMS 模型. 两者具有类似的断裂判别标准, 当应力三轴度/平均应力三轴度的计算项达到临界等效塑性应变即表示断裂的发生. 该模型考虑了加载历史中应力三轴度的变化情况, 同时没有应力三轴度在等效塑性应变历史上的积分过程, 相比 VGM 模型计算较为简便.

2 参数校准

2.1 韧性参数校准公式

VGM 的 η_{mon} 和 SMCS 模型的 γ 均可通过 U 型缺口圆棒拉伸试验配合有限元模拟进行校准. 文献[8]和[10]均校准过国产 Q345 钢材的微观断裂模型韧性参数. 引用文献[8]的光滑缺口圆棒拉伸试验数据, 对 SMMS 模型参数 ζ 进行校准. 为了比较 SMMS 模型与 VGM, SMCS 模型的相关性, 基于同一模型对三者的韧性参数均进行校准. 平滑缺口圆棒拉伸试件详图如图 1 所示, 三种缺口半径分别

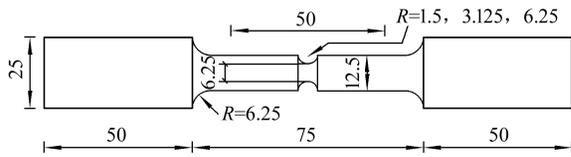


图 1 缺口圆棒拉伸试件尺寸图(mm)

为 1.5, 3.125 和 6.25 mm.

由以上微观断裂模型公式可得到其断裂韧性参数的计算公式. VGM, SMCS 和 SMMS 模型的断裂韧性参数公式分别为:

$$\eta_{\text{mon}} = \int_0^{\epsilon_{p,\text{cr}}} \exp(1.5T) d\epsilon_p; \quad (15)$$

$$\gamma = \epsilon_{p,\text{cr}} \exp(1.5T); \quad (16)$$

$$\zeta = \epsilon_{p,\text{cr}} \exp(1.5\bar{T}). \quad (17)$$

2.2 韧性参数校准结果

采用 ABAQUS 建立光滑缺口圆棒拉伸试件 1/2 有限元模型, 以校准 SMMS 模型的韧性参数. 有限元模型采用 CAX4R 单元, 对缺口处的网格加密, 网格尺寸近似取 0.2 mm, 接近该材料的特征长度. 材料属性采用文献[8]中的真实应力应变数据. ABAQUS 拥有一系列的用户子程序, 可以实现用户的自定义功能, 如文献[12]采用 UMAT 子程序开发了同时适用于拉伸和剪切断裂模式的细观损伤材料本构并将其用于延性材料的剪切损伤模拟. 这里则采用 FORTRAN 语言编写 VGM, SMCS 及 SMMS 的 USDFLD 用户子程序, 用于该模型的韧性参数校准和拉伸试件的断裂伸长量预测. 断裂位移 Δf 由文献[8]中的圆滑缺口拉伸试验确定. 在有限元计算中, 取断裂位移 Δf 时刻的应力三轴度、等效塑性应变等数据分别计算韧性参数 η_{mon} , γ 和 ζ , 并计算不同材料三种缺口尺寸的离散系数, 结果汇总于表 2. 经过计算可得到母材的三项参数平均值分别为 2.456, 2.347 和 2.393, 离散系数分别为 0.082, 0.043 和 0.092; 熔敷金属的三项参数平均值分别为 2.599, 2.439 和 2.568, 离散系数分别为 0.148, 0.102 和 0.150; 热影响区的三项参数平均值分别为 2.481, 2.360 和 2.459, 离散系数分别为 0.106, 0.073 和 0.108.

将 VGM 和 SMCS 模型的韧性参数重新校准其目的是为了与 SMMS 模型在同一种圆滑缺口圆棒拉伸试件有限元模型进行横向比较. 本研究校准的 VGM 和 SMCS 模型的韧性参数与文献[8]和[10]均非常接近, 由此看出校准的准确性. 由表 2 可知: 缺口圆棒拉伸试验所得韧性参数在三种尺寸下均接近, 且在不同材料下也接近, 说明 η_{mon} , γ 和 ζ 均是 Q345 钢材的固有属性, 不随材料的尺寸和位置而

表 2 VGM, SMCS 和 SMMS 模型的韧性参数

材料	缺口尺寸/mm	编号	Δf	η_{mon}	γ	ζ
母材	1.500	1	1.169	2.580	2.357	2.543
		2	1.260	2.849	2.529	2.82
	3.125	1	1.629	2.327	2.204	2.207
		2	1.670	2.394	2.262	2.269
	6.250	1	2.382	2.278	2.35	2.246
		2	2.405	2.306	2.381	2.274
熔敷金属	1.500	1	1.211	3.291	2.754	3.262
		2	1.051	2.831	2.459	2.791
	3.125	1	1.592	2.362	2.266	2.332
		2	1.505	2.227	2.144	2.196
	6.250	1	2.596	2.682	2.775	2.652
		2	2.213	2.202	2.233	2.175
热影响区	1.500	1	1.169	2.893	2.537	2.878
		2	1.126	2.765	2.456	2.747
	3.125	1	1.550	2.218	2.122	2.195
		2	1.585	2.273	2.17	2.25
	6.250	1	2.487	2.486	2.568	2.457
		2	2.299	2.253	2.307	2.225

变化. SMMS 模型的离散系数均较小, 范围在 9.2% 至 15.0% 之间, 说明其用于预测 Q345 钢材延性断裂的有效性. 值得一提的是, SMMS 模型的材料韧性参数和离散系数与 VGM 接近, 进一步验证了 SMMS 模型的合理性.

2.3 三种模型的计算量对比

以上韧性参数的校准过程将式(15)、(16)和(17)编写为一个 USDFLD 用户子程序, 可简便地计算三者的值. 为了判断三者的计算量大小, 分别编写 VGM, SMCS 和 SMMS 模型的 USDFLD 用户子程序, 最大化精简子程序的计算量, 以母材的三种尺寸缺口圆棒拉伸试验为例, 对其计算量展开分析, 所得 ODB 文件大小汇总于表 3.

表 3 三种缺口尺寸试件计算量

缺口尺寸/mm	计算量/MB		
	VGM	SMCS	SMMS
1.500	42.1	40.3	41.2
3.125	30.9	29.5	30.2
6.250	34.3	32.5	33.3

由于有限元模型自身的输出变量会占 ODB 输出文件的大部分, 因此表 3 中的计算量不能代表三种模型本身的计算量差距, 仅以此观察其相对大小. 由表 3 可以看出: 在对同一个有限元模型计算

时, VGM 模型的计算量最大, SMCS 模型的计算量最小, SMMS 模型的计算量普遍大于 SMCS 模型而小于 VGM 模型. 该结果说明 SMMS 模型的计算相比 VGM 较为简便, 其计算量略大于 SMCS 模型.

3 SMMS 模型断裂预测分析

经过了三种微观断裂模型参数的校准, 将其用于 Q345 钢材的延性断裂预测. 文献[10]通过建立梁柱节点局部焊接拉伸试件精细有限元模型进行模拟, 并与试验对比, 验证了 VGM 和 SMCS 模型预测 Q345 钢材延性断裂的有效性. 这里旨在验证 SMMS 模型是否能够用于预测 Q345 钢材的延性断裂, 采用该试验的数据对 SMMS 模型预测延性断裂的有效性进行评估. 采用 ABAQUS 建立了 6 个标距段梁柱节点局部焊接拉伸试件的 1/2 精细有限元模型, 如图 2 所示.

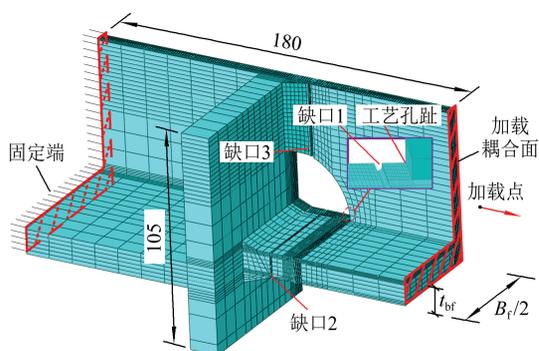


图2 梁柱节点局部焊接拉伸试件(mm)

该一系列有限元模型均含 2.5×10^4 左右个单元. 本构关系与文献[13]相同, 母材采用 $f_y=369.1$ MPa, $\sigma_1=419.0$ MPa, $\epsilon_1=0.02$, 其余关键点数据均采用文献[11]中的母材材性数据, 焊缝全部采用文献[11]中的熔敷金属材性数据. 对试件左端进行固接, 将加载点与试件右端进行“Coupling”耦合约束连接, 对加载点施加位移荷载即可实现拉伸过程. 表 4 给出了 6 个拉伸试件的梁翼缘宽度 B_f 、厚度 t_{bf} 和断裂变形量 θ_{ft} . 在腹板和翼缘处取三个缺口, 缺

表 4 梁柱节点局部焊接试件拉伸试验结果 mm

试件编号	B_f	t_{bf}	θ_{ft}
SP-4A	100	12	4.29
SP-5A	100	10	6.14
SP-6A	80	12	7.80
SP-7A	90	12	5.30
SP-8A	110	12	3.05
SP-9A	120	12	3.24

口深度取 1 mm, 缺口半径取 0.5 mm, 以模拟实际模型的几何应力集中和焊接缺陷. 对缺口及梁柱节点工艺孔趾处应力梯度较大方向的网格进行加密, 网格尺寸取 0.2 mm 左右, 其余位置可取较大网格尺寸, 以减少计算量.

采用 USDFLD 用户子程序, 分别将式(5)、(9)、(14)的 VGM, SMCS 和 SMMS 模型编写并嵌入 ABAQUS 计算中. 通过设置场变量, 可实现微观断裂判据条件成立时的网格颜色发生改变, 从而直观找到启裂点.

表 4 中 6 个拉伸试件的试验结果和 VGM, SMCS 和 SMMS 模型的断裂预测结果如表 5 所示, 表中: $\alpha_{f,FEM}$ 为微观断裂模型预测的断裂位移; α_{ft} 为试验得到的断裂位移. 由表 5 可知: 从与试验值的比较结果来看, 三种模型均可较准确地预测 Q345 钢材的延性断裂. 与文献[13]的结果类似, 试件 SP-4A~SP-7A 的预测结果均小于试验值, 其断裂伸长率误差值为 -46%~-9%, SMCS 模型的预测结果与试验值的误差为 -44%~-6%, SMMS 模型的预测结果与试验值的误差为 -46%~-1%. 可以看出: SMMS 模型与 VGM 在不同拉伸试件里均呈现出接近的断裂预测结果.

表 5 局部焊接拉伸试验与有限元分析结果比较

试件编号	α_{ft}/mm	$\alpha_{f,FEM}/\alpha_{ft}$		
		VGM	SMCS	SMMS
SP-4A	4.29	0.91	0.94	0.99
SP-5A	6.14	0.65	0.61	0.64
SP-6A	7.80	0.54	0.56	0.54
SP-7A	5.30	0.71	0.70	0.74
SP-8A	3.05	1.31	1.21	1.29
SP-9A	3.24	1.39	1.39	1.39

由于该一系列模型存在多个工艺孔趾梁柱相交处和缺口 1 处等多个易启裂点, VGM 和 SMCS 模型对于 SP-4A~SP-7A 试件的启裂点预测分别位于工艺孔趾和缺口 1 处, 对于试件 SP-8A 和 SP-9A 则均位于缺口 1 处. 为了便于比较三种模型的特点, 取试件 SP-8A 和 SP-9A 进行应力三轴度和等效塑性应变的规律分析. 图 3 给出了试件 SP-8A 和 SP-9A 的有限元模拟所得荷载变形曲线与试验的比较结果, 说明本研究的有限元模拟与试验较为接近. 图 4 给出了试件 SP-8A 和 SP-9A 工艺孔趾和缺口 1 处的应力三轴度变化趋势.

从图 4 可以看出: 工艺孔趾处应力三轴度在加载过程中趋于减小, 缺口 1 处的应力三轴度趋于不

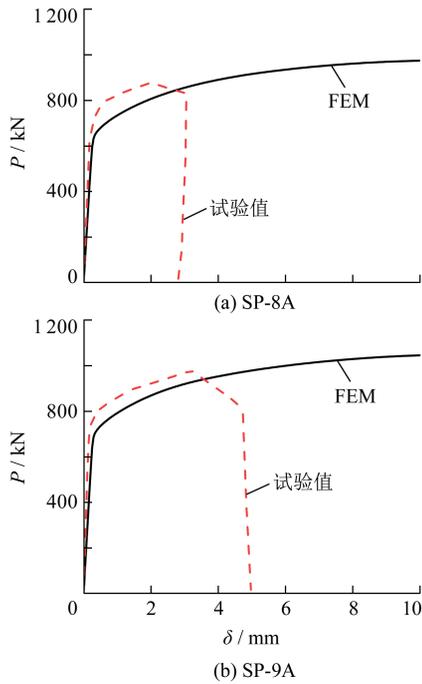


图 3 有限元与试验荷载变形曲线对比

变. 试件启裂位置处的应力三轴度最大变化幅度在 0.5 以内, 对应表 2 可知 a 和 b 两项差值在 2.35% 左右, 符合式(12)的假设. 由式(8)可知: SMCS 和 SMMS 模型的启裂预测结果均受临界等效塑性应变的影响, 当应力三轴度减小, 临界等效塑性应变会相应地增大. 由此图 5 给出了两个易启裂点处 SMCS 和 SMMS 模型的临界等效塑性应变, 可以看出 SMCS 和 SMMS 模型在工艺孔趾处的临界等效塑

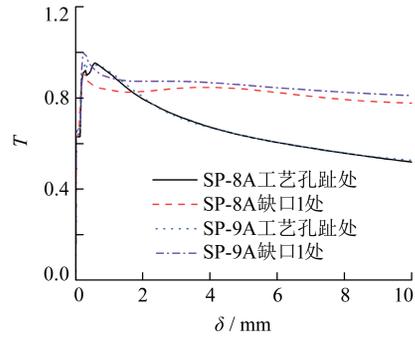


图 4 应力三轴度变化曲线

性应变均呈较大上升趋势, 缺口 1 处则趋于不变, 且 SMMS 模型的临界等效塑性应变的变化幅度均小于 SMCS 模型, 表明在相同的应力三轴度变化幅度下 SMMS 比 SMCS 模型受到的影响较小. 对于试件 SP-9A, 启裂点(缺口 1)处的应力三轴度和临界等效塑性应变均保持不变, 因此三个模型的断裂伸长量均为 1.39 倍的试验值.

图 6 给出了拉伸过程中等效塑性应变的变化曲线, 其中: 黑色实线为等效塑性应变随着变形量增大的变化曲线; 红色虚线为直线以直观地与等效塑性应变作比较. 从图 6 可以看出: 在 SMMS 模型判断试件启裂前, 等效塑性应变 $d\epsilon_p$ 近似处于均匀增长状态, 验证了 SMMS 模型所依赖假设的正确性. 进一步可知: 由于考虑了加载历史上的平均应力三轴度, SMMS 模型比起 SMCS 模型受应力三轴度的波动影响较小一些, 在应力三轴度变化较大的情况下依旧适用. 综上所述 SMMS 模型的假设均成立.

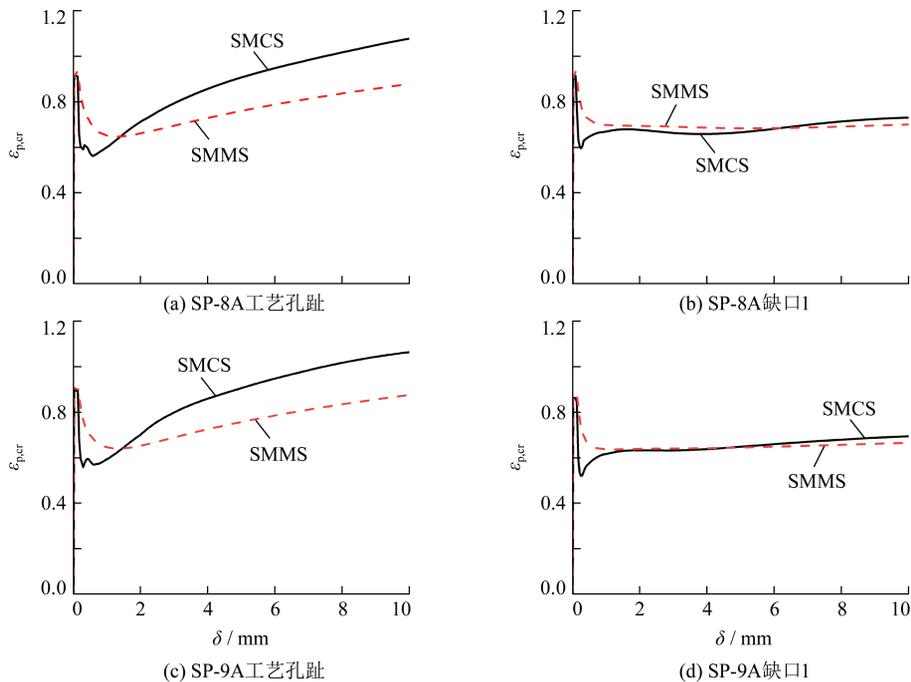


图 5 临界等效塑性应变变化曲线

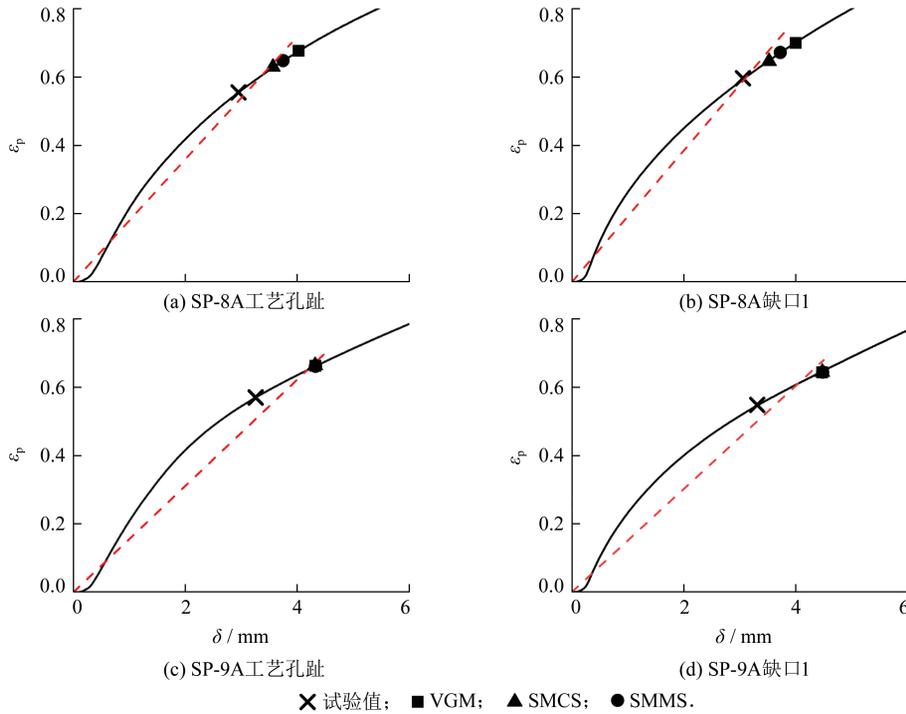


图 6 等效塑性应变变化曲线

4 结论

基于微观断裂力学原理提出了一种基于应变修正平均应力模型的钢结构焊接节点延性断裂预测方法,给出了该模型的推导过程,通过光滑缺口圆棒拉伸试验校准了VGM, SMCS模型以及该模型的断裂韧性参数,并经过与现有梁柱节点焊接局部拉伸试验结果比较,分析了该模型用于Q345钢材延性断裂预测的有效性,可得到以下结论:

a. 基于微观断裂力学原理提出的SMMS模型,其形式上与SMCS接近,同时考虑了应力三轴度的历史效应,可用于金属材料的延性断裂预测中;

b. SMMS模型的材料韧性参数与VGM模型较为相近,且离散系数较小,在9.2%到15.0%之间,说明SMMS模型的韧性参数是材料的固有属性;

c. SMMS模型相比VGM计算较为简便,相比SMCS模型受应力三轴度的波动影响较小,在应力三轴度变化较大时依旧适用;

d. 经钢框架梁柱节点焊接局部拉伸试件的应力三轴度和等效塑性应变分析显示,应力三轴度在实际拉伸过程中的变化幅值在假设范围内,等效塑性应变接近均匀增长,验证了SMMS模型所依赖的假设;

e. SMMS模型对于Q345B梁柱节点焊接局部

试件的断裂预测结果普遍与VGM模型较为接近,且与试验结果较为相符,从而验证了SMMS模型预测钢材延性断裂的有效性.

参 考 文 献

- [1] MILLER D K. Lessons learned from the Northridge earthquake[J]. Engineering Structures, 1998, 20(4-6): 249-260.
- [2] KUWAMURA H. Fracture of steel during an earthquake—state-of-the-art in Japan[J]. Engineering Structures, 1998, 20(4-6): 310-322.
- [3] RICE J R, TRACEY D M. On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields[J]. Journal of the Mechanics & Physics of Solids, 1969, 17(3): 201-217.
- [4] HANCOCK J W, MCKENZIE A C. On the mechanisms of ductile failure in high-strength steels subjected to multi-axial stress-states[J]. Journal of Mechanics Physics of Solids, 1976, 24(3): 147-169.
- [5] CHI W M, KANVINDE A M, ASCE A M. Prediction of ductile fracture in steel connections using SMCS criterion[J]. Journal of Structural Engineering, 2006, 132(2): 171-181.
- [6] KANVINDE A M, ASCE A M, DEIERLEIN G G, et al. The void growth model and the stress modified critical strain model to predict ductile fracture in structural steels[J]. Journal of Structural Engineering, 2006, 132(12): 1907-1918.

(下转第 100 页)

- (3): 1-12.
- [6] 赵士良, 韩万水, 鲁永飞, 等. 重载交通条件下装配式 RC 板桥抗裂性分析[J]. 建筑科学与工程学报, 2015, 32(4): 73-79.
- [7] SASSAKI K K, PARET T, ARAIZA J C, et al. Failure of concrete T-beam and box-girder highway bridges subjected to cyclic loading from traffic[J]. *Engineering Structures*, 2010, 32(7): 1838-1845.
- [8] 赵大亮, 李爱群, 赵肇, 等. 预应力混凝土组合箱梁损伤与承载力分析[J]. 华中科技大学学报(自然科学版), 2008, 36(12): 116-119.
- [9] 刘扬, 张海萍, 鲁乃唯, 等. 基于 WIM 的随机车流建模和简支梁桥荷载效应研究[J]. 桥梁建设, 2015, 45(5): 13-18.
- [10] O'BRIEN E J, ENRIGHT B, GETACHEW A. Importance of the tail in truck weight modeling for bridge assessment[J]. *Journal of Bridge Engineering*, 2010, 15(2): 210-213.
- [11] O'BRIEN E J, SCHMIDT F, HAJIALIZADEH D, et al. A review of probabilistic methods of assessment of load effects in bridges[J]. *Structural Safety*, 2015, 53: 44-66.
- [12] GOMES L, VICKERY B J. Extreme wind speeds in mixed climates[J]. *Journal of Industrial Aerodynamics*, 1978, 2(4): 331-344.
- [13] 韩万水, 闫君媛, 武隽, 等. 基于长期监测的特重车交通荷载特性及动态过桥分析[J]. 振动与冲击, 2014, 27(2): 54-61.
- [14] 中国汽车工业总公司, 中国汽车技术研究中心. 中国汽车车型手册[M]. 济南: 山东科学技术出版社, 1993.
- [15] ZHOU X Y, SCHMIDT F, TOUTLEMONDE F, et al. A mixture peaks over threshold approach for prediction extreme bridge traffic load effects[J]. *Probabilistic Engineering Mechanics*, 2016, 43: 121-131.

~~~~~

(上接第 94 页)

- [7] KANVINDE A M, FELL B V, GOMEZ I R, et al. Predicting fracture in structural fillet welds using traditional and micromechanical fracture models[J]. *Engineering Structures*, 2008, 30(11): 3325-3335.
- [8] LIAO F F, WANG W, CHEN Y Y. Parameter calibrations and application of micromechanical fracture models of structural steels[J]. *Structural Engineering & Mechanics*, 2012, 42(2): 153-174.
- [9] 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.
- [10] 周晖, 王元清, 石永久, 等. 基于微观机理的梁柱节点焊接细节断裂分析[J]. 工程力学, 2015, 32(5): 37-50.
- [11] 尹越, 车鑫宇, 韩庆华, 等. 基于微观断裂机制的 XK 型相贯节点极限承载力分析[J]. 土木工程学报, 2017, 50(7): 20-26.
- [12] 姜薇, 李亚智, 刘敬喜, 等. 基于微孔洞细观损伤模型的金属剪切失效分析[J]. 华中科技大学学报(自然科学版), 2015, 43(1): 24-29.