

# Q345B 钢材 GTN 模型损伤参数标定及应用

隋伟宁<sup>1</sup>, 陈茂明<sup>1</sup>, 陈彦文<sup>2</sup>, 张哲<sup>3</sup>

(1. 沈阳建筑大学土木工程学院, 辽宁 沈阳 110168; 2. 沈阳建筑大学材料科学与工程学院, 辽宁 沈阳 110168; 3. 中建七局第一建筑有限公司, 辽宁 沈阳 110000)

**摘要** 目的 标定 Q345B 钢材 GTN 模型损伤参数及评价损伤参数, 并对钢管相贯节点的损伤起始位置进行预测. 方法 对取自 Q345B 钢材的光滑圆棒和带缺口的圆棒试样进行单轴拉伸试验, 采用逆推法标定 GTN 细观损伤力学模型参数, 并应用有限元分析方法预测相贯节点的损伤起始位置以及开裂破坏过程. 结果 引入的 GTN 细观损伤力学模型参数的支管端部荷载-相对凸凹变形曲线与试验结果吻合较好, 有限元分析计算得到的损伤起始点荷载和位移与试验结果接近, 并且有限元模拟的损伤起始位置与试验中观测到的裂纹开展起始位置相近. 结论 Q345B 钢材 GTN 损伤本构模型, 能够模拟结构断裂过程, 预测结构的断裂荷载、断裂位移、破坏位置.

**关键词** GTN; 损伤断裂; 有限元模型; 参数标定; T 型相贯节点

中图分类号 TU511.3

文献标志码 A

## Calibration of Q345B Damage Parameters Based GTN Model and Application

SUI Weining<sup>1</sup>, CHEN Maoming<sup>1</sup>, CHEN Yanwen<sup>2</sup>, ZHANG Zhe<sup>3</sup>

(1. School of Civil Engineering, Shenyang Jianzhu University, Shenyang, China, 110168; 2. School of Material Science and Engineering, Shenyang Jianzhu University, Shenyang, China, 110168; 3. The First Construction Company Limited of China Construction Seventh Engineering Division, Shenyang, China, 110000)

**Abstract:** In order to calibrate the parameters of Q345B type steel GTN micromechanics damage model and evaluate prediction effect of damage parameters on the damage start position of the tubular joints, uniaxial tension tests of round bar specimens and notched specimens coming from Q345B type steel plate are given, then the inverse method is used to calibrated the GTN micromechanics damage parameters; next, the position of a crack initiation and its growth in tubular joint were predicted by means of finite element numerical simulation. The simulation results by using GTN micromechanics damage model are in good agreement with experiment results on the brace end load-relatively intensive deformation relationship. The initial fracture load and displacement value by finite element analysis is closed to the test results. The initial damage location by finite element simulation is close to the test phenomenon. The Q345B type steel GTN micromechanics

收稿日期: 2017-04-30

基金项目: 国家自然科学基金项目(51108278); 辽宁省教育厅项目(LJQ2013063)

作者简介: 隋伟宁(1979—), 女, 副教授, 主要从事钢结构消能减震结构方面研究.

damage parameter suggested in this paper can be used to simulate the development of structural damage, and predict the fracture load, fracture displacement and damage position of the structure.

**Key words:** GTN; damage fracture; finite element analysis; parameter calibration; doubled plate reinforced tubular T-joint

近年来,由于钢结构的大量应用,其损伤破坏研究也一直备受关注<sup>[1-6]</sup>,其中具有良好适用性的方法是从细微观的角度研究韧性材料微孔洞的长大、聚合,并分析微孔洞变化对材料力学性能的影响. F. A. McClintock<sup>[7]</sup>率先开展了微孔洞的研究,得到了含圆柱形微孔洞的刚塑性基体精确解. J. R. Rice 和 D. Tracey<sup>[8]</sup>基于理想的塑性基体材料,求出了三维应力下一个柱面和球面孔隙之间增长的塑性应变值. A. M. Kanvinde 等<sup>[9]</sup>与 W. M. Chi 等<sup>[10]</sup>提出并发展了微孔扩张模型 VGM 和应力修正临界应变模型 A. L. SMCS<sup>[11]</sup>给出了一套相对全面的本构方程, Gurson 把无限大基体的假设改为存在微孔洞的有限大基体,这使得设想的胞模型和韧性材料的细观情况相当贴近. 就 Gurson 模型中局部极限应变值考虑不完善的情况, V. Tvergaard 和 A. Needleman<sup>[12]</sup>用 3 个校正参数进行修正,修正后的模型用 3 人的名字进行命名,即 Gurson - Tvergaard - Needleman 细观损伤本构模型,简称 GTN 细观损伤模型,其被广泛用于预测延性金属的损伤断裂行为. 在工程应用方面, M. Kikuchi<sup>[13]</sup>编写了 GTN 模型子程序用于 ABAQUS 有限元模拟中,对比了拉伸试验和双裂纹试验的荷载 - 位移曲线,证明 GTN 模型能够准确的预测损伤断裂. 范峰<sup>[14]</sup>做了空间钢管结构滞回试验,编写 ABAQUS 子程序,利用试验曲线与数值模拟预测考虑损伤的本构模型中的损伤参数. 张沛<sup>[15]</sup>、黄学伟<sup>[16]</sup>等也研究了 GTN 模型,证明了 GTN 模型能够预测金属损伤断裂. 笔者基于 GTN 损伤模型理论,自 Q345B 钢板中取材,加工了光滑和缺口圆棒试件,采用 ABAQUS 有限元软件 Explicit 模块中内

置的模型对两种缺口圆棒的单向拉伸试件进行数值模拟和参数分析,得出荷载 - 位移曲线并和试验数据进行对比,最终确定 Q345 钢材的 GTN 损伤参数,并用于垫板加强 T 型钢结构相贯节点(简称节点)单向拉伸试验试件的有限元分析模型中,得到节点的断裂起始位置、承载力和变形性能.

## 1 GTN 模型

V. Tvergaard<sup>[17]</sup>给出几种方法考虑了微孔洞的汇合,其中最常见 GTN 模型屈服函数  $\Phi$  表达式为

$$\Phi = \left( \frac{\sigma_{eq}}{\sigma_m} \right)^2 + 2q_1 f^* \cosh \left( \frac{3}{2} \frac{q_2 \sigma_h}{\sigma_m} \right) - (1 + q_3 f^{*2}) = 0. \quad (1)$$

式中:  $\sigma_{eq}$  为孔洞所受的 Mises 等效应力;  $\sigma_m$  为基体材料的等效应力;  $\sigma_h$  为宏观静水压应力;  $q_1$ 、 $q_2$  和  $q_3$  描述相邻微孔洞间相互作用的损伤修正系数;  $f^*$  为损伤变量.

V. Tvergaard 和 A. Needleman<sup>[18]</sup>指出损伤变量  $f^*$  是孔洞体积分数  $f$  的函数,当  $f^* = 0$  时,表示材料损伤尚未发生. 损伤变量的表达式为

$$f^* = \begin{cases} f, & f \leq f_c; \\ f_c + \frac{1/q_1 - f_c}{f_F - f_c} (f - f_c), & f_c < f < f_F; \\ 1/q_1, & f > f_F. \end{cases} \quad (2)$$

式中:  $f_c$  为微孔洞聚合状态下的临界孔洞体积分数;  $f_F$  为材料断裂状态下的失效孔洞体积分数.

## 2 GTN 模型参数的标定

### 2.1 模型参数确定方法

GTN 细观损伤模型应该确定的损伤参

数为8个,笔者把8个待确定参数分为两个部分:第一部分,初始孔洞体积分数 $f_0$ 、临界孔洞体积分数 $f_c$ 、失效孔洞体积分数 $f_F$ 、形核体积分数 $f_N$ (该参数与孔洞形核变化量、采用塑性应变控制形核机制计算<sup>[19]</sup>)、平均等效塑性应变 $\varepsilon_n$ 、形核应变标准差 $S_n$ ,前4个体积分数根据数值模拟预测结果数据同试验数据对比吻合,如果能拟合得较好,即可确定4个体积分数;对于后两个参数,C. C. Chu等<sup>[19]</sup>发现对大多数材料来说 $\varepsilon_n=0.3$ 和 $S_n=0.1$ 具有普适性.第二部分, $q_1$ 、 $q_2$ 和 $q_3$ ,其中, $q_3=q_1^2$ ,V. Tvergaard<sup>[20]</sup>指出 $q_1=1.5$ , $q_2=1.0$ 情况下GTN模型的损伤预测效果很好.

2.2 材料成分及试件尺寸

试验材料为国产Q345B低合金钢,技术规范符合《低合金高强度结构钢》(GB/T1591—2008)要求,化学成分如表1所示.

表1 Q345B 钢材化学成分

Table 1 Chemical components of Q345B steel %						
w(C)	w(Si)	w(Mn)	w(P)	w(S)	w(V)	w(Nb)
≤0.20	≤0.50	≤1.70	≤0.035	≤0.035	≤0.15	≤0.07

试件制作符合《金属材料拉伸试验》(GB/T228.1—2010)的要求,试验试件如图1所示.光滑试件结构如图2所示,缺口试件结构如图3所示.



图1 试验试件

Fig. 1 Monotonic tensile specimens

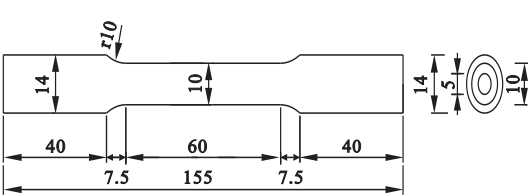


图2 光滑试件结构

Fig. 2 Size of smooth specimens

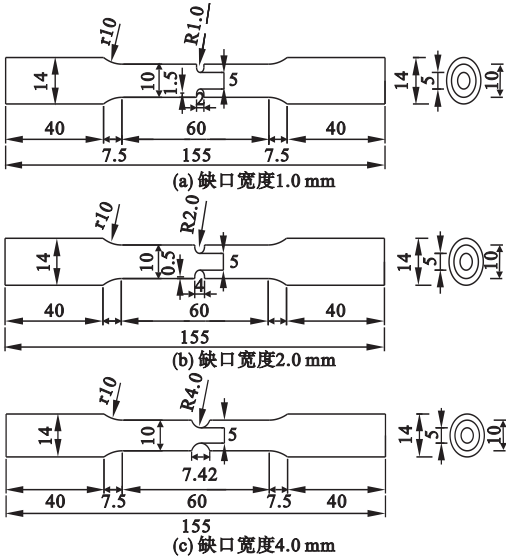


图3 缺口试件尺寸

Fig. 3 Size of notched specimens

夹持段直径为14 mm,长度为40 mm,有效区长度为60 mm;光滑试件有效区直径为10 mm;为了考察应力三轴度的影响,设计了3种缺口试件,缺口半径的大小分别为1 mm、2 mm、4 mm,最小截面处直径5 mm;为了使结果更为准确,去除误差,每种试件分别加工3个,光滑试件记为S,缺口试件记为R1、R2、R4.单轴拉伸光滑试件编号及实测尺寸如表2所示.单轴拉伸缺口试件编号及实测尺寸如表3所示.

表2 光滑试件编号及实际测量尺寸

Table 2 Notation and measured size of smooth specimens					
光滑试件 编号	夹持段 直径	标距段直径			
		上部	中部	下部	平均值
S-1	14.06	9.97	10.01	10.02	10.00
S-2	14.08	9.98	10.00	9.99	9.99
S-3	14.03	10.03	9.99	10.02	10.01

表 3 缺口试件编号及实际测量尺寸

**Table 3** Notation and measured size of notched specimens

specimens		mm	
编号	标距段直径	最小截面直径	缺口宽度
R1-1	9.98	5.94	2.06
R1-2	9.94	5.91	2.04
R1-3	9.93	5.92	2.03
R2-1	9.92	5.97	4.05
R2-2	9.95	5.93	4.07
R2-3	9.98	5.92	4.03
R4-1	9.93	5.98	7.44
R4-2	9.95	5.95	7.47
R4-3	9.93	5.98	7.45

2.3 试验方法和现象

室温条件下,试验在沈阳建筑大学新型建筑材料制备与检测技术试验室内进行,机器使用 WDW-200KN 微机控制电子万能试验机. 加载过程采用夹头位移控制,按照 ASTM 标准,试验过程中光滑圆棒试件加载速率为 0.3 mm/min,缺口试件的加载速率为 0.15 mm/min. 试验过程中试件纵向变形采用标距为 50 mm 的引伸计记录.

光滑试件进行单轴拉伸试验时采用位移控制加载,随着时间变长,试件所受荷载逐渐增加,光滑圆棒试件的轴向变形也逐渐增大,当纵向变形达到一定程度时,材料中部偏下部分发生颈缩现象,所受荷载达到峰值,随后荷载逐步减小,试件发生断裂现象,断口呈杯口状,光滑试件破坏后如图 4 所示.

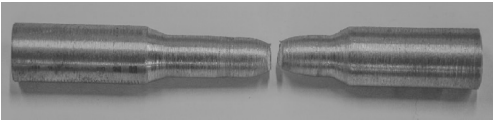


图 4 光滑试件破坏图

**Fig. 4** Failure status of smooth specimen

缺口试件进行单轴拉伸试验时随着所受荷载逐渐增加,缺口圆棒试件的轴向变形也逐渐增大,当纵向变形达到一定程度时,材料承载能力下降,最后在试件缺口部分发生断裂现象,缺口试件破坏后如图 5 所示.

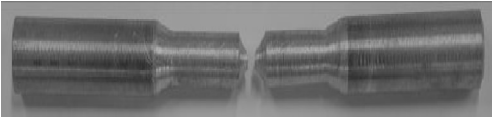


图 5 缺口试件破坏图

**Fig. 5** Failure status of notched specimens

2.4 试验结果及有限元模拟

2.4.1 光滑试件获得的材料本构关系

试验结果处理包括两部分:第一部分是光滑试件加载达到极限抗拉强度时候的结果;第二部分是光滑试件产生颈缩现象直至断裂后的结果.

第一部分:在试验过程中机器自动记录荷载,引伸计记录纵向变形,基于这两个数据同工程应力  $\sigma_{eng}$ 、工程应变  $\varepsilon_{eng}$  的关系可得出工程应力-工程应变曲线,计算式为

$$\begin{cases} \varepsilon_{eng} = \Delta l / l_0, \\ \sigma_{eng} = F / A_0. \end{cases} \tag{3}$$

式中: $\Delta l$  为引伸计测量的纵向变形; $l_0$  为引伸计标距长度; $F$  为机器记录的荷载; $A_0$  为试件标距段初始横截面面积.

根据式(4)将材料的工程应力  $\sigma_{eng}$ 、工程应变  $\varepsilon_{eng}$  转化为如图 6 所示的真实应力  $\sigma_{true}$ 、真实应变  $\varepsilon_{true}$ .

$$\begin{cases} \varepsilon_{true} = \ln(1 + \varepsilon_{eng}), \\ \sigma_{true} = \sigma_{eng}(1 + \varepsilon_{eng}). \end{cases} \tag{4}$$

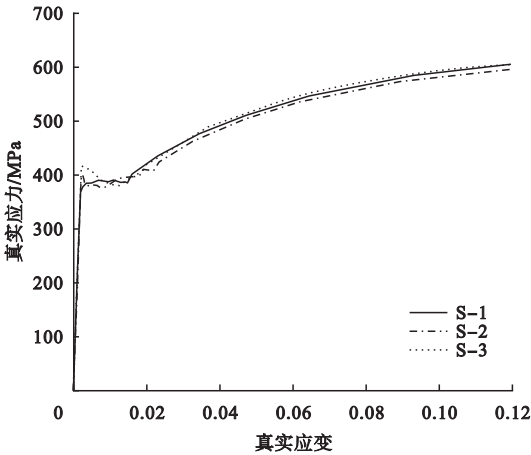


图 6 光滑试件真实应力-真实应变曲线

**Fig. 6** True stress-strain curves of smooth coupons

由单轴拉伸试验所得到的弹性模量  $E$ 、屈服强度  $\sigma_y$ 、极限强度  $\sigma_u$ 、初始屈服应变  $\varepsilon_0$ ,材料的基本参数如表 4 所示。

表 4 材料的基本参数

Table 4 Notation Measured size of smooth specimens

编号	$E/\text{GPa}$	$\sigma_y/\text{MPa}$	$\sigma_u/\text{MPa}$	$\varepsilon_0$
S-1	209	379	537	0.001 813
S-2	204	371	534	0.001 819
S-3	205	373	538	0.001 820
平均值	206	374	536	0.001 817

第二部分:试件达到极限抗拉强度后中部发生颈缩,试件颈缩处横截面发生变化,应力随之发生变化,因此一般取断裂点真实应力、真实应变,将之前未达到极限抗拉强度后的真实应力-真实应变曲线直接延长到断裂点处得到的曲线即为全过程真实应力-真实应变曲线,光滑试件断裂时真实应力和应变如表 5 所示。断裂点的真实应力、真实应变求法为

$$\begin{cases} \varepsilon_{\text{true}}^{\text{fracture}} = \ln \left[ \left( \frac{d_0}{d_f} \right)^2 \right], \\ \sigma_{\text{true}}^{\text{fracture}} = \frac{F_{\text{fracture}}}{\pi d_f^2 / 4}. \end{cases} \quad (5)$$

式中: $d_0$  为标距段原始直径; $d_f$  为断裂后直径; $F_{\text{fracture}}$  为试件断裂时的拉伸力。

ABAQUS 本构里输入的是真实应力-塑性应变曲线,故需求出塑性应变,求出的曲线如图 7 所示。塑性应变  $\varepsilon_p$  和弹性应变  $\varepsilon_e$  组成了真实应变,塑性应变求法满足如下换算关系:

$$\varepsilon_p = |\varepsilon_{\text{true}}| - |\varepsilon_e| = |\varepsilon_{\text{true}}| - \frac{|\sigma_{\text{true}}|}{E}. \quad (6)$$

表 5 光滑试件断裂时真实应力和应变

Table 5 Notation measured size of smooth specimens

编号	$d_0/\text{mm}$	$d_f/\text{mm}$	$F_{\text{fracture}}/\text{kN}$	$\sigma_{\text{true}}^{\text{fracture}}/\text{MPa}$	$\varepsilon_{\text{true}}^{\text{fracture}}$
S-1	10.00	6.23	31.46	1 032.56	0.95
S-2	9.99	6.22	31.32	1 031.26	0.95
S-3	10.01	6.25	31.80	1 037.05	0.94
平均值	10.00	6.23	31.53	1 033.62	0.95

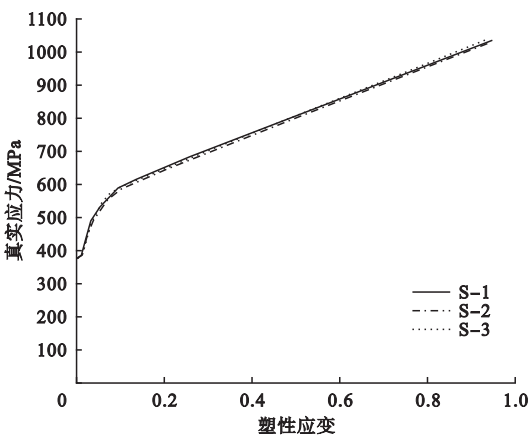


图 7 材料的真实应力-塑性应变曲线

Fig. 7 True stress-plastic strain curves of material

2.4.2 缺口圆棒试件结果及有限元分析

对钢材 3 种缺口尺寸试件进行了单轴拉伸试验,得到了荷载-位移曲线,其中曲线下下降段斜率突变点即是缺口试件韧性断裂的开始。试验所得到的荷载-位移曲线是获得 GTN 模型损伤参数的关键,曲线可以作为参考对象同有限元模拟结果进行对比,当二者无限贴合时,模拟所用的损伤参数即可认为是材料的损伤参数。

使用 ABAQUS 软件 Explicit 模块中内置的 GTN 模型,模拟引伸计 50 mm 标距段内试件,轴对称建模,点取非线性和几何大变形,4 节点轴对称减缩积分单元 (CAX4R),缺口处网格尺寸为 0.1 mm。约束模型底端的位移,并在顶端( $x$  轴)施加位移荷载,模型关于  $y$  轴对称(见图 8)。

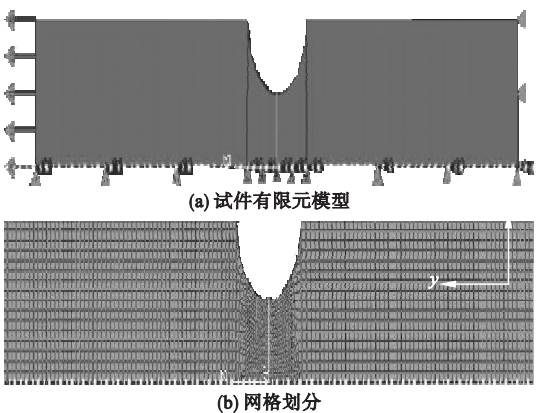


图 8 R4 试件有限元模型和网格划分

Fig. 8 FEA model and mesh size of R4



有限元分析和试验获得的荷载 - 位移曲线对比如图 9 所示,根据其对比拟合确定的 GTN 模型损伤参数如表 6 所示. 荷载 - 位移对比曲线结果表明,任意单轴拉伸缺口试件的有限元分析曲线均与试验曲线吻合良好,说明表 6 中损伤模型的参数能够准确描述材料断裂过程中的宏观力学行为.

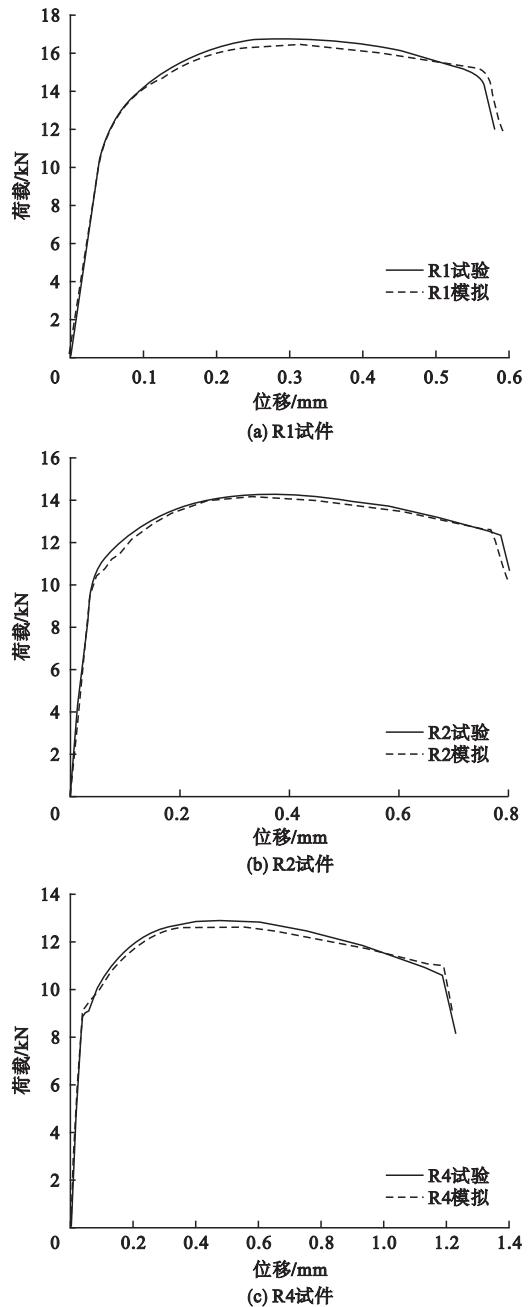


图 9 缺口试件荷载位移曲线

Fig. 9 Load-displacement curves of notched specimens

表 6 Q345B 钢材 GTN 模型损伤参数

Table 6 GTN damage parameters of Q345B steel

$q_1$	$q_2$	$\varepsilon_n$	$S_n$	$f_0$	$f_N$	$f_C$	$f_F$
1.5	1.0	0.3	0.1	0.002 5	0.03	0.15	0.25

3 T 形相贯节点有限元分析

3.1 T 形相贯节点试验

为了验证笔者标定的 GTN 损伤模型参数准确性,引用文献[21]的试验结果进行对比分析. 为了考察垫板对圆主管和支管相贯节点处加强效果的影响,试验研究包含 3 个试验试件,SJ 1 为不加垫板节点试件,SJ2 加垫板试件且  $\alpha$  为  $45^\circ$ ,SJ3 加垫板试件且  $\alpha$  为  $90^\circ$ (见图 10). 主要参数尺寸详见文献[21]. 试验加载方案为主管两端固定,支管端部施加单轴拉力作用,直至主支管相对凹凸变形过大,或出现由于焊缝或母材的开裂而导致不能继续承担荷载.

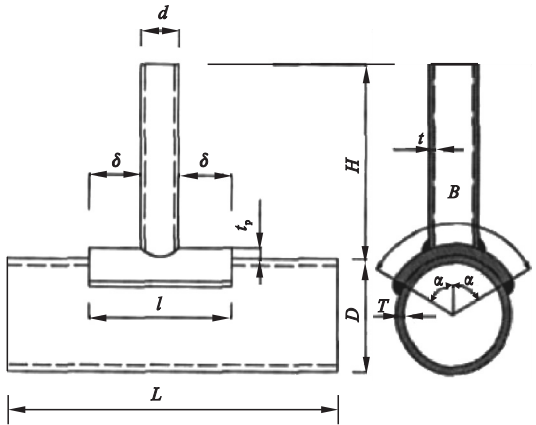


图 10 T 型相贯节点尺寸

Fig. 10 Sizes of specimens

试件加载前 100 kN 分十级采用力加载,然后是持续采用位移加载,加载速率为 0.01 mm/s,为了了解试件的受力性能,在试件上布置了应变片和位移计.

3.2 T 形相贯节点有限元分析

笔者使用 GTN 细观损伤模型对垫板加强 T 型钢结构相贯节点进行分析研究. 对于普通型相贯节点,依靠焊缝连接支管与主管,

对于垫板加强型相贯节点,依靠焊缝将垫板与主管连接起来,在 Interaction 中均采用 Tie 连接. 对垫板加强型相贯节点在垫板与主管接触面设置法向硬接触. 节点模型是由多个实体单元与壳单元组成的,约束主管两端,在支管端部施加轴向拉力,使用 GTN 细观损伤本构模型(见图 7、表 6),考虑几何非线性,节点有限元模型如图 11 所示. 由于断裂损伤分析对网格划分要求较高,所以为了在不影响精度的前提下降低计算量,建模时设置加密区,对焊缝、加密区进行风格细化如图 12 所示.

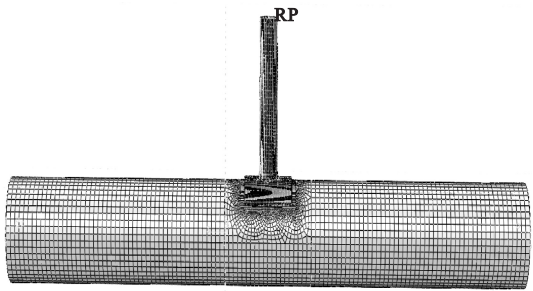


图 11 有限元模型图

Fig. 11 Finite element model

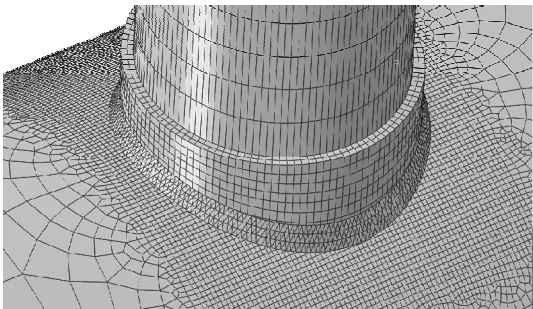


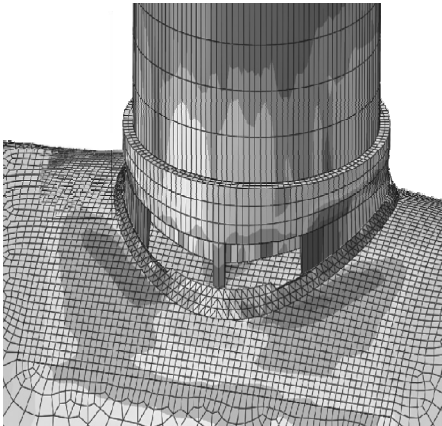
图 12 网格划分

Fig. 12 Mesh size

3.3 T 形相贯节点结果对比

结合相贯节点 SJ1,给出有限元分析结果同试验结果的对比(见图 13),随着支管加载位移增大,在主管焊接处支管热影响区产生应力集中现象;随着荷载的增加,当达到极限承载力时主管焊接处支管热影响区观察到颈缩现象,并伴随了初始裂纹的产生;持续增加位移,荷载慢慢下降,当裂纹即将穿透

热影响区时,施加的位移达到断裂位移;继续增大位移,荷载迅速下降,裂纹沿着焊缝方向快速扩展,最终支管鞍点处热影响区发生断裂,与文献[20]试验现象相符合.



(a) SJ1有限元迷你断裂



(b) SJ1试验试件断裂现象

图 13 SJ1 有限元分析结果同试验结果对比

Fig. 13 Finite element analysis results compared with the test results of SJ1

对比试验研究和有限元分析中获得的荷载-位移曲线,其中试验的荷载为 MTS 施加的支管顶端荷载,有限元分析的荷载为支管端部反力  $RF$ ;位移  $\delta$  为主支管的相对凸凹变形,计算式为  $\delta = (D3 + D4 + D5 + D6)/4 - (D1 + D2)/2$ ,其中, $D1$ 、 $D2$  为测试主管轴线中点处管壁的竖向位移, $D3 \sim D6$  为测试节点相贯面鞍点的竖向位移,试件 SJ1 - SJ3 的荷载-位移对比关系曲线如图 14 所示,断裂位移和断裂荷载的对比情况如表 7 所示.

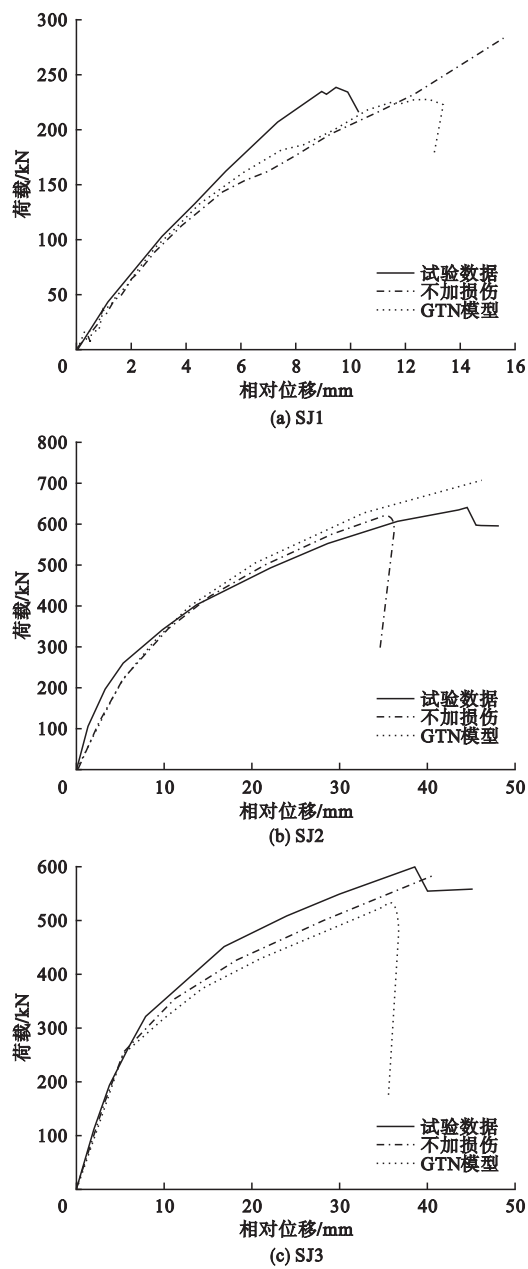


图 14 荷载 - 相对位移曲线对比

Fig. 14 The load-relative displacement curves

表 7 试验数值同有限元对比

Table 7 Finite element analysis results compared with the test results

试件	断裂位移/mm		断裂荷载/kN	
	试验值	有限元	试验值	有限元
SJ1	9.4	12.4	236	227
SJ2	44.5	35.6	610	607
SJ3	38.4	36.1	580	522

对比分析结果表明,SJ1 位移误差稍大,为 32.4%,荷载误差为 3.8%;SJ2 位移误差稍大,为 25.8%,荷载误差为 1.8%;SJ3 荷载误差为 10%,位移误差为 6.4%,造成误差的原因除了加载和量测装置引起的误差外,有限元模型中焊缝和焊接热影响区处 GTN 损伤模型参数由于缺少相关试验数据支撑,采用了与母材相同损伤本构模型也是误差产生的主要原因.今后的研究中,在这方面将进一步考虑.总之,有限元分析结果很好的预测了损伤起始位置,且较好的评价了损伤荷载和损伤位移.

4 结 论

- (1) 依据试验标定了 Q345B 钢材的 GTN 细观损伤模型参数,所标定参数模拟结果和试验结果拟合得很好,可以相对准确的预测试件的损伤断裂情况.
- (2) 使用标定的 GTN 细观损伤模型参数可模拟预测出单调加载下 T 型相贯节点裂纹萌生和发展机理:在结构薄弱处首先产生应力集中现象;当达到极限承载力时结构薄弱处可观察到颈缩现象,并伴随了初始裂纹的产生;当裂纹即将穿透结构时,施加的位移达到断裂位移;再继续增大位移,荷载迅速下降,裂纹快速扩展,最终结构发生断裂.
- (3) 通过试验和有限元的对比,可以看出通过加入损伤本构模型,能够模拟结构断裂过程,预测结构的断裂荷载、断裂位移、破坏位置.

参考文献

[ 1 ] JIN H K,KIM S J,KIM W D. Numerical simulation of ductile fracture bases on local approach concept[J]. Journal of engineering mechanics,1999,125(8):975-978.

[ 2 ] KANVINDE A M,DEIERLEIN G G. Finite-element simulation of ductile fracture in reduced section pull-plates using micromechanics-based fracture models[J]. Journal of structural engineering,2007,133(5):656-664.



- [3] FARHAD H A, MAHMOUD F, MEHRDAD P. Numerical simulation and experimental validation of a ductile damage model for DIN 1623 St14 steel[J]. International journal of advanced manufacturing technology, 2011, 53: 157 – 165.
- [4] JIA L J, HITOSHI K. Ductile fracture simulation of structural steels under monotonic tension [J]. Journal of structural engineering, 2014, 140(5): 1 – 12.
- [5] 廖芳芳. 钢材微观断裂判据研究及在节点延性断裂预测中的应用[D]. 上海: 同济大学, 2012.  
(LIAO Fangfang. Study on micromechanical fracture criteria of structural steels and its application in ductile fracture prediction of connections [D]. Shanghai: Tongji University, 2012. )
- [6] 邢信慧, 郭长岚, 张沛, 等. Q235B 钢材的微观损伤模型韧性参数校正[J]. 建筑材料学报, 2015, 18(2): 228 – 236.  
(XING Jihui, GUO Changlan, ZHANG Pei, et al. Calibrations of toughness parameters of microscopic damage model for steel Q235B [J]. Journal of building material, 2015, 18(2): 228 – 236. )
- [7] MCCLINTOCK F A. Challenges in fracture mechanics [J]. Developments in mechanics, 1969(5): 905 – 919.
- [8] RICE J R, TRACEY D. On the ductile fracture by the growth of holes[J]. Journal of the mechanics and physics of solids, 1969, 17: 201 – 217.
- [9] KANVINDE A M, DEIERLEIN G G. 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.
- [10] CHI W M, KANVINDE A M, Deierlein. prediction of ductile fracture in steel connections using SMCS criterion[J]. Journal of structural engineering, 2006, 132(2): 171 – 181.
- [11] GURSON A L. Continuum theory of ductile rupture by void nucleation; Part I yield criteria and flow rules for porous ductile media[J]. Journal of engineering materials & technology, 1977, 99(1): 2 – 15.
- [12] TVERGAARD V, NEEDLEMAN A. Flow localization in the plane strain tensile test[J]. Journal of the mechanics and physics of solids, 1981, 29(2): 115 – 142.
- [13] KIKUCHI M. Simulation of ductile fracture for multiple flaws[C]//Asme 2010 pressure vessels and piping division/k-pvp conference. American Society of Mechanical Engineers, 2010: 371 – 377.
- [14] 范峰, 聂桂波, 支旭东. 三向载荷作用下圆钢管材料本构模型研究[J]. 建筑结构学报, 2011, 32(8): 59 – 68.  
(FAN Feng, NIE Guibo, ZHI Xudong. Constitutive model of circular steel tubes under complicated cyclic load [J]. Journal of building structures, 2011, 32(8): 59 – 68. )
- [15] 张沛. 基于 GTN 损伤模型的钢节点断裂预测研究[D]. 北京: 北京交通大学, 2014.  
(ZHANG pei. Study on fracture prediction of building steel joints using micromechanical GTN model [D]. Beijing: Beijing Jiaotong University, 2014. )
- [16] 黄学伟, 童乐为, 周锋, 等. 基于细观损伤力学的梁柱焊接节点断裂破坏预测分析[J]. 建筑结构学报, 2013, 34(11): 82 – 90.  
(HUANG Xuewei, TONG Lewei, ZHOU Feng, et al. Fracture prediction of welded beam to column joints based on micromechanics damage model [J]. Journal of building structures, 2013, 34(11): 82 – 90. )
- [17] TVERGAARD V. Material failure by void coalescence in localized shear bands [J]. International journal solids structures, 1982, 18(1): 659 – 672.
- [18] TVERGAARD V, NEEDLEMAN A. Analysis of the cup-cone fracture in a round tensile bar [J]. Acta metallurgica, 1984, 32(1): 157 – 169.
- [19] CHU C C, NEEDLEMAN A. Void nucleation effects in biaxially stretched sheets[J]. Journal of engineering materials and technology, 1980, 102(3): 249 – 256.
- [20] TVERGAARD V, HUTCHINSON J W. The relation between crack growth resistance and fracture process parameters in elasticplastic solids[J]. Journal of the mechanics and physics of solids, 1992, 40: 1377 – 1397.
- [21] 隋伟宁, 陈以一, 王占飞, 等. 垫板加强圆主管和支管 T 形相贯节点抗拉性能研究[J]. 土木工程学报, 2013, 46(5): 22 – 30.  
(SUI Weining, CHEN Yiyi, WANG Zhanfei, et al. Study on tensile performance of doubler plate reinforced T-joints with circular chord and brace [J]. China civil engineering journal, 2013, 46(5): 22 – 30. )