

# Q460D 高强钢断裂性能试验研究及断裂准则的校准

廖芳芳, 李文超, 周天华

(长安大学建筑工程学院, 陕西 西安 710061)

**摘要:** 为了考察 Q460D 高强钢在多轴应力状态下的断裂性能, 本文分别对切口圆棒试件、剪切型及拉剪型平板切口试件、平板槽口试件进行了断裂试验。随后, 利用扫描式电子显微镜对各试件断口处的微观断裂机制进行了观察分析, 考察了应力状态对结构钢材断裂性能的影响, 并利用试验结果对 Rice-Tracey 延性断裂准则进行了校准。试验研究结果表明应力状态对 Q460D 钢的延性与微观断裂机制有显著的影响。Rice-Tracey 延性断裂准则可以准确的捕捉材料因应力三轴度升高引起的延性下降趋势。

**关键词:** Q460D 钢; 断裂性能; 断裂准则校准; 扫描式电镜

**中图分类号:** TU391

**文献标志码:** A

**文章编号:** 1006-7930(2016)03-0362-09

## Experimental study on fracture characteristics of Q460D high strength steel and calibration of fracture criterion

LIAO Fangfang, LI Wenchao, ZHOU Tianhua

(School of Civil Engineering, Chang'an University, Xi'an 710061, China)

**Abstract:** In order to study the fracture behavior of Q460D high strength structural steel under multiaxial stress state, fracture tests on notched round bar specimens, pure-shear and tensile-shear flat specimens and flat grooved plate specimens were conducted. The fracture mechanism of each specimen was observed using the SEM (Scanning Electron Microscope). The effect of stress state on the fracture behavior of the structural steel was studied. Further, the Rice-Tracey fracture criterion was calibrated by using the test results. The experimental results show that the stress state has a significant effect on the ductility and fracture mechanism of the steel. In the meantime, the Rice-Tracey fracture criterion can accurately capture the declined trend of the ductility of the steel due to the increased stress triaxiality.

**Key words:** Q460D structural steel; fracture behaviour; calibration of fracture criterion; SEM (Scanning Electron Microscope)

断裂作为结构钢材的一种重要失效模式一直以来是业内研究的热点。目前, 对于结构钢材断裂性能的研究多集中于常用的 Q235 钢和 Q345 钢<sup>[1]</sup>, 而对近年来应用于结构工程领域当中的高强度钢材的断裂性能研究却较为少见。与常用的 Q235 钢和 Q345 钢相比, 高强度钢材具有高强、轻质、经济等优点, 但是随着钢材屈强比的增加, 材料延性变差, 断裂成为高强度钢材突出的问题<sup>[2]</sup>。加之高强度钢材多应用于大型、超高层及关乎民生的重要性建筑中, 研究高强度钢材的断裂性能对预测结构失效问题及防灾减灾具有重要的意义。

结构钢材作为多晶体金属材料, 其断裂性能取决于材料的微观结构及所处应力状态。在不同应力状态下 (如拉伸、剪切、压缩、复合应力状态), 结构钢材表现出明显不同的断裂性能。标准的单轴拉压材性试验只能用于获取钢材在单轴应力状态

下的断裂性能。而在实际工程当中, 钢材的断裂通常始于结构中几何形状复杂的“切口”部位。一方面, 加工引起的微观缺陷多集中于这些部位; 另一方面, 因“切口”几何不连续性所引起的应力集中及多轴应力状态均汇集于此。因此需要充分考察结构钢材在多轴应力状态下的断裂性能。

本文对我国具有广泛应用前景的 Q460D 高强度结构钢材静力状态下的延性断裂性能进行了试验研究。分别对切口圆棒试件、剪切型及拉剪型平板切口试件、平板槽口试件进行了断裂试验, 并利用扫描式电子显微镜对各切口试件的断口表面进行了观察分析, 考察了应力状态对 Q460D 钢延性及微观断裂机制的影响, 从而为提出合理的微观断裂准则提供依据。

### 1 结构钢材的断裂应变及应力状态

在多轴应力状态下, 结构钢材的延性可由材料

断裂前所承受的等效塑性应变 (后文称为断裂应变) 来衡量. 在单调加载情况下, 钢材的断裂应变  $\bar{\varepsilon}_f$  可表示为如下形式:

$$\bar{\varepsilon}_f = \sqrt{\frac{2}{3}(\varepsilon_1^2 + \varepsilon_2^2 + \varepsilon_3^2)} \quad (1)$$

式中  $\varepsilon_1$ 、 $\varepsilon_2$ 、 $\varepsilon_3$  分别为三个方向的塑性主应变.

早期的研究表明<sup>[3-7]</sup>, 钢材断裂应变的大小取决于材料所承受的应力三轴度, 材料的断裂应变随着应力三轴度的升高明显下降. 其中材料的应力三轴度  $\eta$  的表达式如下:

$$\eta = \sigma_m / \bar{\sigma} \quad (2)$$

$$\sigma_m = \frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) \quad (3)$$

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} \quad (4)$$

式中  $\sigma_m$  及  $\bar{\sigma}$  分别为静水应力及 Von Mises 等效应力,  $\sigma_1$ 、 $\sigma_2$ 、 $\sigma_3$  为三个主应力.

近年研究表明<sup>[8-11]</sup>, 除静水应力外, Lode 角参数是影响金属材料塑性流动及断裂性能的另一个重要的应力参  $\sigma_2$  数. 其中材料的 Lode 角可以由主应力空间中  $\pi$  平面上与偏应力主轴的夹角进行表示:

$$\theta = \frac{1}{3} \arccos(\xi) \quad (5)$$

$$\xi = \frac{27}{2}(\sigma_1 - \sigma_m)(\sigma_2 - \sigma_m)(\sigma_3 - \sigma_m) / \bar{\sigma}^3 \quad (6)$$

式中  $\theta$  为 Lode 角 ( $0 \leq \theta \leq \pi/3$ ),  $\xi$  为正交标准化的偏应力张量第三不变量 ( $-1 \leq \xi \leq 1$ ). 对 Lode 角  $\theta$  进行标准正交化, 可以得到如下形式<sup>[9]</sup>:

$$\bar{\theta} = 1 - \frac{6\theta}{\pi} = 1 - \frac{2}{\pi} \arccos \xi \quad (7)$$

式(7)中标准正交化后的 Lode 角  $\bar{\theta}$  称为 Lode 角参数 ( $-1 \leq \bar{\theta} \leq 1$ ), 可用于表征材料所处的应力状态. 当材料处于单向拉伸应力状态时 ( $\sigma_1 > 0$ ,  $\sigma_2 = \sigma_3 = 0$ ), Lode 角参数  $\bar{\theta} = 1$ ; 当材料处于纯剪切应力状态 ( $\sigma_1 = -\sigma_3$ ,  $\sigma_2 = 0$ ) 或平面应变状态时 ( $\varepsilon_z = \gamma_{xz} = \gamma_{yz}$ ), Lode 角参数  $\bar{\theta} = 0$ ; 当材料处于单向压缩状态时 ( $\sigma_3 < 0$ ,  $\sigma_1 = \sigma_2 = 0$ ), Lode 角参数  $\bar{\theta} = -1$ . 在复合应力状态下,  $\bar{\theta}$  介于上述值之间.

## 2 Q460D 高强度结构钢材切口试件断裂试验

### 2.1 Q460D 结构钢材

试验研究所用的 Q460D 低合金高强度结构钢由上海宝山钢铁有限公司提供. 试验中所有的试件均从厚度为 36 mm 的 Q460D 热轧型高强钢板上抽取加工而成. 根据出厂报告显示, 本批 Q460D 钢材的名义屈服应力为 488 MPa, 名义极限应力为 618 MPa, 钢材伸长率为 24%, 屈强比为 0.79, 符合《低合金高强度结构钢》(GB/T1591-2008)<sup>[12]</sup> 中的技术要求.

### 2.2 试验方案及试件设计

为了考察 Q460D 钢在不同应力三轴度及 Lode 角参数状态下的断裂性能, 本试验对四种类型切口试件进行了断裂试验, 分别包括: 平滑/切口圆棒试件拉伸试验、平板切口试件剪切试验、平板切口试件拉剪试验及平板槽口试件拉伸试验. 其中, 圆棒试件采用数控车床加工而成; 平板切口与槽口试件采用低速单向走丝电火花线切割技术加工而成. 各试件均从钢板中心部位抽取, 试件轴线与钢板轧制方向相同. 试验中各试件编号、数量及切口尺寸详见表 1.

#### 2.2.1 平滑圆棒试件

平滑圆棒试件拉伸试验除用于获取结构钢材的本构信息外, 还可用于获取钢材应力三轴度为 1/3、Lode 角参数  $\bar{\theta} = 1$  的断裂应变. 平滑圆棒试件的几何尺寸根据美国材料与试验协会 ASTM E8/E8M-11<sup>[13]</sup> 中的规定进行设计 (见图 1(a) 及图 2(a)), 试件标距长度为 20 mm, 试件总数为 3 根. 圆棒试件加工好后, 对试件进行如下编号: BS-1、2、3. 各试件标距段中心处所测直径见表 1.

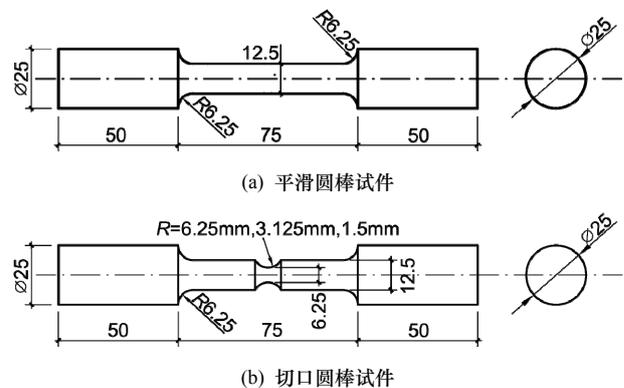


图1 平滑/切口圆棒试件几何尺寸

Fig.1 Geometry of the smooth/notched round bar specimens

表1 试验中各试件信息汇总  
Tab.1 Summary of the generated results from tested specimens

试件类型	切口半径 R/mm	试件编号	极限荷载 $F_u$ /kN	断裂荷载 $F_f$ /kN	直径(圆棒试件) 最小厚度(平板试件)		应力三轴度	Lode角参数	断裂应变	加载速率 /mm·min <sup>-1</sup>
					初始值/mm	断裂时刻/mm				
平滑圆棒试件	无穷	BS-1	69.78	47.48	12.56	6.80	0.333	1	1.227	1.2
		BS-2	70.42	42.29	12.46	7.06	0.333		1.136	
		BS-3	69.94	42.95	12.60	6.36	0.333		1.367	
切口圆棒试件	6.25	BN-1	21.68	14.33	6.32	3.76	0.743	1	1.039	0.3
		BN-2	21.54	15.94	6.38	4.68	0.746		0.620	
		BN-3	21.25	14.02	6.34	3.68	0.744		1.088	
	3.125	BN-4	23.89	16.67	6.38	4.62	1.037		0.646	0.2
		BN-5	23.59	16.86	6.38	4.12	1.037		0.875	
		BN-6	24.54	17.89	6.38	4.70	1.037		0.611	
	1.5	BN-7	25.67	19.13	6.60	4.28	1.496		0.866	0.24
		BN-8	26.15	20.41	6.66	4.72	1.503		0.689	
		BN-9	25.56	20.34	6.66	4.52	1.503		0.775	
平板槽口试件	10	GP-1	68.14	52.64	2.16	0.94	0.638	0	0.961	0.24
		GP-2	66.69	46.21	2.24	1.06	0.640		0.864	
	3	GP-3	70.76	55.73	2.10	1.18	0.764		0.666	
		GP-4	71.37	57.06	2.06	1.00	0.760		0.835	
	1	GP-5	88.14	78.30	2.30	1.26	1.102		0.695	
		GP-6	93.56	85.83	2.06	1.36	1.057		0.479	
剪切型平板切口试件	2	FP-1	11.15	11.15	2.20	2.02	—	—	—	0.48
		FP-2	11.56	11.56	2.20	2.00	—	—	—	
拉剪型平板切口试件	3	FP-3	9.49	7.60	2.20	1.68	—	—	—	0.48
		FP-4	9.57	7.25	2.20	0.94	—	—	—	

2.2.2 切口圆棒试件

对平滑圆棒试件表面引入环向圆弧切口,可在切口根部获得三轴应力状态.本次试验中切口圆棒试件所选用的切口半径分别为6.25 mm、3.125 mm及1.5 mm.各试件切口根部最小截面直径为6.25 mm,其余部位尺寸与平滑圆棒试件相同(见图1(b)及图2(b-d)).每种类型切口圆棒试件各为3根,试件标距长度均为20 mm.试件加工好后,分别对切口圆棒试件进行如下编号:BN-1-9.经测量,各圆棒试件切口根部最小截面处的初始直径处于6.32~6.66 mm之间(见表1).

文献[3]给出了切口圆棒试件切口根部最小截面中心部位的初始应力三轴度公式:

$$\eta = \frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}} = \frac{1}{3} + \ln\left(1 + \frac{a}{2R}\right) \quad (8)$$

式中R为试件切口圆弧半径,a为切口根部横截面半径.从公式(8)中可以看出,改变切口尺寸可获得不同程度的三轴应力水平.当试件切口半径R趋于无穷时(平滑圆棒试件),试件截面中心处的初

始应力三轴度为1/3.各切口圆棒试件的初始应力三轴度及Lode角参数见表1.

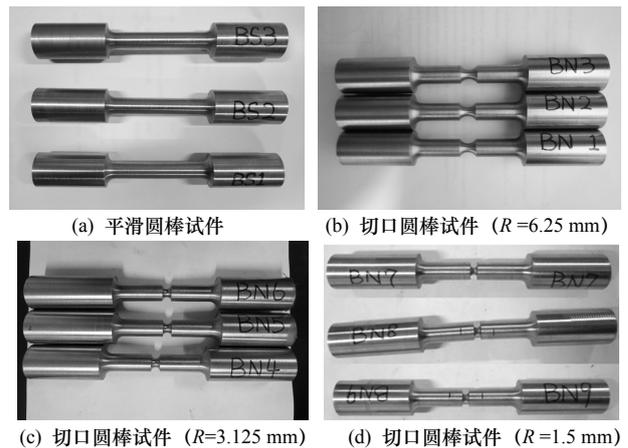


图2 平滑/切口圆棒试件实物图

Fig.2 Smooth/Notched round bar specimens

2.2.3 剪切型及拉剪型平板切口试件

为了考察Q460D钢在纯剪切应力状态及拉剪复合应力状态下的断裂性能,本文设计了如图3~4中所示的剪切型及拉剪型平板切口试件<sup>[14]</sup>.

剪切型平板切口试件全长180 mm,中心有效截

面宽度为60 mm. 试件整体呈平面反对称图形, 中心标距段呈“蝴蝶型”. 两边夹持段沿试件中线开有直径为13 mm的圆孔. 试验中, 通过在圆孔中插入铰接销栓进行加载. 为了保证断裂出现在试件中心标距段内, 试件标距段外易产生应力集中部位采取过渡圆弧处理. 同时, 试件标距段与夹持段采用不同的厚度(夹持段与标距段厚度分别为4 mm和2 mm). 在单轴拉伸作用下, 剪切型平板切口试件中心“蝴蝶型”标距段处于纯剪切应力状态, 因此可以考察材料在纯剪切应力状态下的断裂性能.

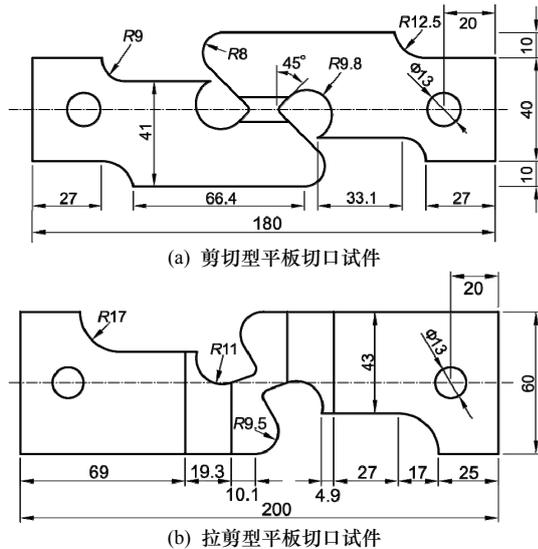


图3 剪切型及拉剪型平板切口试件几何尺寸  
Fig.3 Geometry of the pure-shear and tensile-shear notched specimens

拉剪型平板切口试件全长200 mm, 宽度为60 mm, 试件整体呈平面反对称图形. 试件中心处设有与轴线呈20°角的斜向标距段, 两边夹持段沿试件中线设有直径为13 mm的加载圆孔. 试件夹持段与标距段厚度分别为4 mm和2 mm, 夹持段与标距段之间采用半径为190 mm圆弧进行过渡, 以保证断裂出现在试件标距段内. 在单轴拉伸作用下, 拉剪型平板切口试件中心斜向标距段处于拉剪复合应力状态, 因此可以考察材料在拉剪复合应力状态下的断裂性能.



图4 平板切口及平板槽口试件实物图  
Fig.4 Notched and grooved plate specimens

试验前, 分别对各平板试件进行如下编号: 剪切型平板切口试件编为FP-1、2; 拉剪型平板切口试件编为FP-3、4, 并利用游标卡尺对各试件标距段厚度进行测量. 经测量, 各试件标距段中心处厚度均为2.20 mm (见表1).

### 2.2.4 平板槽口试件

为了考察Q460D钢在平面应变状态下的断裂性能, 本文设计了如图5中所示的平板槽口试件(试件实物见图4). 各平板槽口试件分别是在一块长×宽×厚度=150 mm×50 mm×5 mm的矩形薄板基础上加工而成. 通过在薄板中部开设对称弧形槽口, 从而在槽口根部引入三轴应力状态. 本次试验中, 平板槽口试件所选用的槽口半径分别为10 mm、3 mm、1 mm, 槽口根部最小截面厚度为2 mm. 每种半径平板槽口试件数量各为2个, 试件标距长度均为20 mm. 试件加工好后, 分别对各试件进行如下编号: GP-1-6. 各试件槽口根部最小截面厚度见表1.

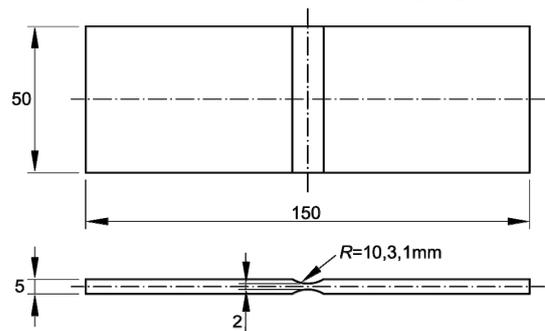


图5 平板槽口试件几何尺寸  
Fig.5 Geometry of the grooved plate specimens

在单轴拉伸作用下, 平板槽口试件槽口中心部位处于平面应变状态. Bridgman给出了平板槽口试件槽口根部最小截面中心处的初始应力三轴度公式<sup>[3]</sup>:

$$\eta = \frac{\sigma_m}{\sigma} = \frac{\sqrt{3}}{3} [1 + 2 \ln(1 + \frac{t}{4R})] \quad (9)$$

式中 $t$ 为试件槽口根部最小截面厚度,  $R$ 为槽口半径. 可以看出, 通过改变槽口根部厚度与槽口半径可以获得 $\eta \geq \sqrt{3}/3$ 的应力三轴度. 各平板槽口试件的初始应力三轴度见表1.

### 2.3 试验设备及加载方案

试验加载设备采用MTS-880型电子万能试验机, 试验机最大拉力为200 kN. 试验中, 圆棒及平板槽口试件的轴向应变采用MTS电子应变引伸计测量, 引伸计标距长度为20 mm, 延伸率为25%, 可以获取试件直至断裂时刻的应变数据. 试验加载采用位移控制, 试验机与引伸计上的数据采集频率

为20 Hz. 为了准确捕捉各试件标距段内的断裂部位, 试验采用较为缓慢的加载速率, 并全程布置专人对试件的断裂起始位置进行观测. 各试件的加载速率及加载图分别见表1及图6.



图6 试验中各切口试件加载图  
Fig.6 Loading on the tested specimens

### 3 试验结果与分析

#### 3.1 平滑圆棒试件试验结果

平滑圆棒试件单轴拉伸试验所获取的工程应力-应变曲线如图7所示. 本次试验中, Q460D钢的实测屈服强度约为430 MPa, 极限强度约为570 MPa. 各圆棒试件获得的钢材材性见表2所示.

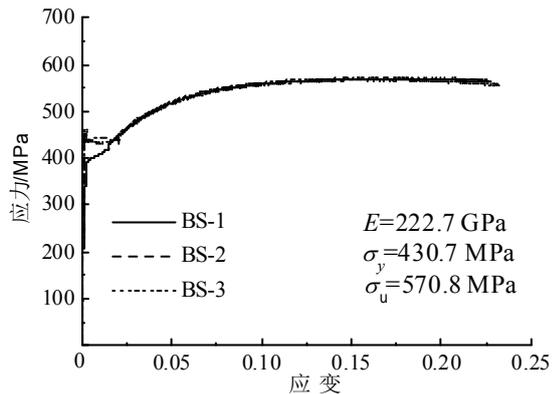


图7 Q460D钢的工程应力-应变曲线  
Fig.7 Engineering stress-strain curves of Q460D structural steel

表2 Q460D钢材材性结果

Tab.1 Material properties of Q460D structural steel

编号	弹性模量 E/GPa	屈服强度 σ <sub>y</sub> /MPa	极限强度 σ <sub>u</sub> /MPa	延伸率 /%	断面 收缩率/%
BS-1	202.6	413.8	568.7	58.4	70.6
BS-2	244.5	441.5	573.8	47.8	74.5
BS-3	221.1	436.8	570.0	49.0	71.4

#### 3.2 切口圆棒试件试验结果

各切口圆棒试件的荷载-位移曲线如图8所示. 从图中可以看出, 切口尺寸对试件承载力及延性有明显的影响. 切口圆棒试件的屈服及极限荷载随着切口半径的减小而升高(切口半径R=6.25 mm、3.125 mm、1.5 mm试件屈服荷载分别为16.9 kN、18.1 kN、21.1 kN, 极限荷载分别为21.7 kN、23.8 kN、26.1 kN), 延性则随着切口半径的减小而降低(切口半径R=6.25、3.125、1.5 mm试件断裂时刻的位移分别约为2.4 mm、1.7 mm、1.2 mm).

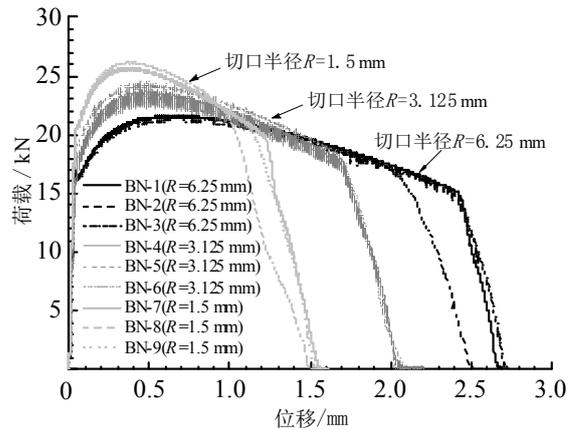


图8 切口圆棒试件荷载-位移曲线  
Fig.8 Load-displacement curves of notched round bars

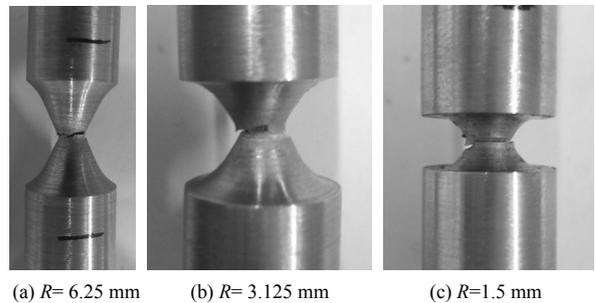


图9 切口圆棒试件断口形态  
Fig.9 Fracture topography of notched round bars

此外, 图9分别显示了各切口圆棒试件的断口形态. 从图中可以看出, 各圆棒试件均在切口根部处发生断裂. 试件断口表面呈“杯锥形”, 断口外围与加载轴线呈45度斜平面. 随后, 利用游标卡尺对各试件断口处直径进行测量并列于表1当中. 依据文献[3], 圆棒试件切口根部最小截面处的平均断裂应变可以表示为如下形式:

$$\bar{\epsilon}_f = 2 \ln \left( \frac{a_0}{a_f} \right) \quad (10)$$

式中:  $a_0$  为圆棒试件切口根部最小截面的初始半径;  $a_f$  为圆棒试件切口根部最小截面断裂时刻的半径. 根据公式(10)所得各圆棒试件的平均断裂应变

见表1.

### 3.3 剪切型/拉剪型平板切口试件试验结果

图10分别显示了剪切型及拉剪型平板切口试件的荷载-位移曲线. 如图所示, 各平板切口试件屈服台阶较短, 硬化阶段较长. 由于硬化率衰减严重, 试件的硬化阶段曲线较为平缓. 试件加载至末期, 标距段内断裂瞬间发生, 且一裂到底, 试件承载力骤降为0.

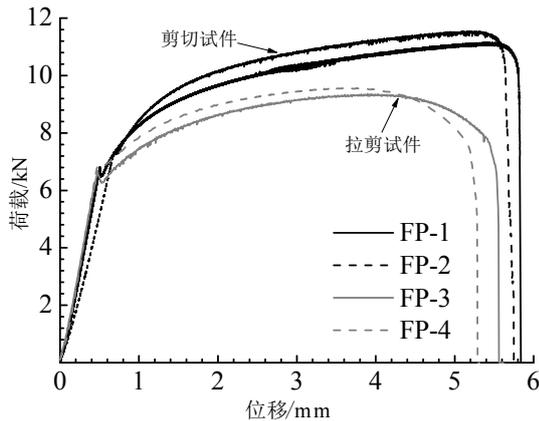


图10 剪切型/拉剪型平板切口试件荷载-位移曲线

Fig.10 Load-displacement curves of pure-shear and tensile-shear flat specimens



(a) 剪切型试件断口形态 (b) 拉剪型试件断口形态

图11 剪切型/拉剪型平板切口试件断口形态

Fig.11 Fracture topography of pure-shear and tensile-shear flat specimens

随后, 对各平板切口试件的断口形态进行观察可以发现: 剪切型平板试件断口表面与试件轴线呈约15度夹角, 断口表面光滑且具有金属光泽(图11(a)); 拉剪型平板试件断口表面与试件轴线夹角约为50度, 断口呈适度粗糙状, 且具有明显颈缩现象(图11(b)), 表明试件发生了延性断裂.

### 3.4 平板槽口试件试验结果

平板槽口试件的荷载-位移曲线及断口形态如图12及图13所示. 从图中可以看出, 切口尺寸对平板槽口试件的承载力及延性同样具有明显的影响. 平板槽口试件的屈服与极限荷载随着槽口半径的减小而升高(槽口半径R=10、3、1 mm试件的屈服荷载分别为50.7 kN、52.8 kN、75.3 kN, 极限荷

载分别为67 kN、72 kN、93 kN), 延性则随着切口半径的减小而降低(槽口半径R=10、3、1 mm试件断裂时刻的位移分别约为1.27 mm、0.91 mm、0.68 mm). 试件加载末期, 裂纹首先在试件槽口中(平面应变状态区)出现, 随后裂纹沿着槽口两边一裂到底(平面应力状态区). 经观测, 平板槽口试件断口也呈“杯锥型”形态(见图13).

依据Bridgman公式<sup>[3]</sup>, 平板槽口试件槽口根部最小截面处的平均断裂应变可以表示为如下形式:

$$\bar{\epsilon}_f = \frac{2}{\sqrt{3}} \ln \left( \frac{t_0}{t_f} \right) \quad (11)$$

式中  $t_0$  为试件槽口根部初始厚度,  $t_f$  为槽口根部断裂时刻厚度. 根据公式(11)所得各平板槽口试件平均断裂应变见表1.

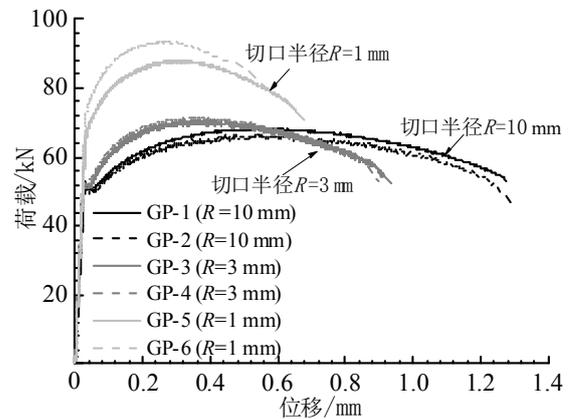
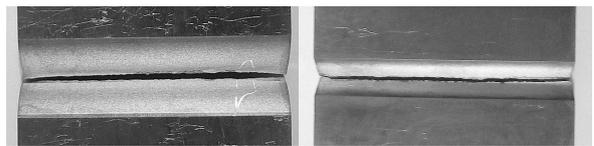
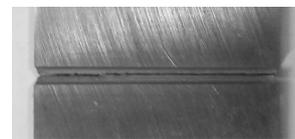


图12 平板槽口试件荷载-位移曲线

Fig.12 Load-displacement curves of flat grooved plate specimens



(a) 切口半径R=10 mm (b) 切口半径R=3 mm



(c) 切口半径R=1 mm

图13 平板槽口试件断口形态

Fig.13 Fracture topography for flat grooved plate specimens

### 3.5 试验结果分析及讨论

将本次试验的主要结果列于表1当中, 以便进行系统的比较分析. 通过对比表1中的结果, 可以发现切口的几何尺寸及应力三轴度是影响切口试件承载力及延性的决定性因素. 结构钢材的极限荷

载及断裂荷载随着切口锐度及应力三轴度的提升显著升高,延性(颈缩面积及断裂应变)则随着切口锐度及应力三轴度的提升明显下降.因此,在实际工程当中应避免锐型切口的出现.

#### 4 Rice-Tracey延性断裂准则校准

Rice与Tracey<sup>[4]</sup>曾对静水拉力作用下的微孔扩张模型进行了理论分析,并提出了一个指数型的断裂准则,该准则可以表示为如下形式:

$$\bar{\varepsilon}_f = C_1 e^{-C_2 \eta} \quad (12)$$

式中 $C_1$ 与 $C_2$ 分别为材料常数.该准则目前被广泛应用于钢结构的断裂预测分析当中.

为了校准Q460D钢材的Rice-Tracey断裂模型,本文将表1中切口圆棒试件及平板槽口试件所得的应力三轴度及断裂应变数据点绘制于如下的图14当中,并采用数据分析软件Origin对这些数据点进行了二维非线性曲线拟合.拟合过程中,采用“最小卡方残差”法来寻找与表1中的数据点最为吻合的拟合曲线.拟合数据点与输入数据点的卡方残差可以表示为:

$$\chi^2 = \sum_{i=1}^N (\hat{\varepsilon}_{f,i} - \bar{\varepsilon}_{f,i})^2 \quad (13)$$

式中: $\chi^2$ 为拟合曲线与输入数据点的卡方误差; $\hat{\varepsilon}_{f,i}$ 为拟合数据点; $\bar{\varepsilon}_{f,i}$ 为表1中的断裂应变数据点; $N$ 为输入数据点的个数.通过逐步迭代将上式中的残差最小化从而求得输入数据点的最佳拟合曲线.

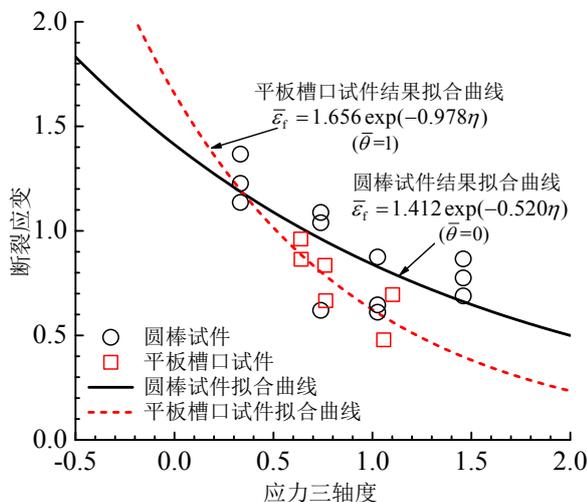


图14 Rice-Tracey断裂准则校准曲线

Fig.14 Calibrated fracture curves of Rice-Tracey fracture criterion

图14分别显示了利用圆棒试件与平板槽口试件数据结果拟合得到的Rice-Tracey断裂曲线.其中,利用圆棒试件数据点校准得的断裂曲线表达式为: $\bar{\varepsilon}_f = 1.412 \exp(-0.520\eta)$ ,利用平板槽口试件数据点校准得到的断裂界限表达式为 $\bar{\varepsilon}_f = 1.656 \exp(-0.978\eta)$ .从图14中可以发现,在相同Lode角状态下,Rice-Tracey断裂准则可以准确地捕捉材料因应力三轴度升高引起的延性下降趋势.Q460D钢的延性随着应力三轴度的升高基本呈指数形式下降.

另一方面,从图14的结果还可以看出,Lode角参数 $\bar{\theta}$ 对Q460D钢的断裂性能具有明显的影响.Q460D钢在 $\bar{\theta}=1$ 状态下的断裂曲线与 $\bar{\theta}=0$ 的断裂曲线并不重合.该结果表明只考虑应力三轴度的Rice-Tracey断裂准则无法解释不同偏应力状态下结构钢材断裂性能的差别.因此,为了准确预测结构钢材多轴应力状态下的断裂行为,应进一步提出可以考虑Lode角参数效应的微观断裂准则.

#### 5 Q460D结构钢材微观断裂机制分析

为了进一步考察应力状态对Q460D结构钢材微观断裂机制的影响,本文对各切口试件的断口表面进行了电镜扫描分析.各类型切口试件的电镜扫描结果如图15所示.

图15的电镜扫描结果表明,Q460D钢在不同应力状态下呈现出完全不同的微观断裂机制.在拉伸应力状态下(切口圆棒试件及平板槽口试件),试件断口表面呈现出典型的“微孔型”断裂机制.断口中心部位第二相刚性颗粒处出现了大量明显的等轴韧窝.断口表面外围沿着剪应力最大的方向形成“剪切唇”.在纯剪切应力状态下(剪切型平板切口试件),试件断口表面呈现出典型的“剪切型”断裂机制.此时断口表面光滑平整且具有光泽.断口表面沿着最大剪应力方向出现了类似解理型的层状台阶.在拉剪复合应力状态下(拉剪型平板切口试件),试件断口断裂机制介于“微孔型”与“剪切型”二者之间,试件断口表面上因静水拉力形成的形核微孔沿着剪应力方向被拉长,形成椭圆形及抛物线形孔洞.该结果为进一步提出合理的断裂准则提供物理依据.

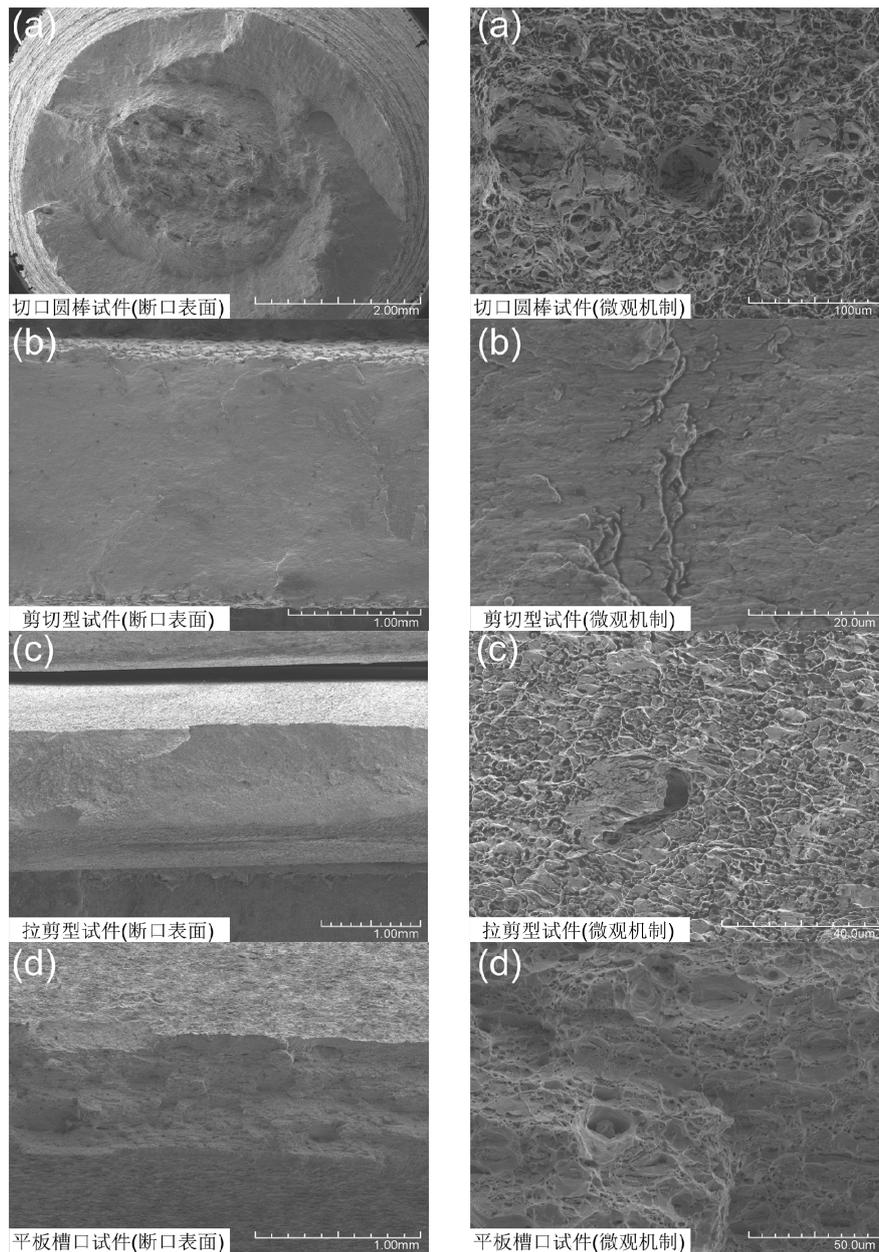


图15 各切口试件断口电镜扫描结果

Fig.15 Observation Results from SEM (Scanning Electron Microscope)

## 6 结论

本文对国产Q460D高强度结构钢材静力状态下的断裂性能进行了研究. 分别对切口圆棒试件、剪切型及拉剪型平板切口试件、平板槽口试件进行了静力断裂试验, 并利用扫描式电子显微镜对各切口试件的断口表面进行了观察分析, 考察了切口尺寸与应力状态对钢材延性及微观断裂机制的影响, 并利用所得试验数据对Rice-Tracey断裂准则进行了校准, 所得结论如下:

(1) 切口尺寸对Q460D钢的承载力及延性具有明显的影响, 切口试件的屈服荷载及极限荷载随着切口锐度的增加逐步提升, 延性则随着切口锐度的

增加显著下降. 因此, 实际工程当中应避免锐型切口的出现.

(2) Q460D钢的断裂应变取决于钢材所处应力状态. Q460D钢的断裂应变随着应力三轴度的升高呈指数形式下降. 不同Lode角参数状态下, 钢材的断裂应变具有不同的下降趋势. Rice-Tracey断裂准则可以准确的预测Q460D钢在相同Lode角状态下的延性下降趋势.

(3) Q460D结构钢材在不同应力状态下呈现出不同的微观断裂机制. 在拉伸应力状态下, Q460D钢呈现出典型的“微孔型”断裂机制; 在纯剪切应力

状态下, Q460D钢呈现出类似于解理似的层状平滑断裂机制; 在拉剪复合应力状态下, Q460D钢呈现出“复合微孔型”断裂机制。

#### 参考文献 References

- [1] 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(5): 37-50.  
ZHOU Hui, WANG Yuanqing, SHI Yongjiu, et al. Fracture analyses of welded details in beam-to-column connections using micromechanics-based models[J]. Engineering Mechanics, 2015(5): 37-50.
- [2] 李国强, 王彦博, 陈素文, 等. 高强度结构钢研究现状及其在抗震设防区应用问题[J]. 建筑结构学报, 2013, 34(1): 1-13.  
LI Guoqiang, WANG Yanbo, CHEN Suwen, et al. State-of-the-art on research of high strength structural steels and key issues of using high strength steels in seismic structures[J]. Journal of Building Structures, 2013, 34(1): 1-13.
- [3] BRIDGMAN P W. Studies in large plastic flow and fracture[M]. New York: McGraw-Hill, 1952.
- [4] RICE J R, TRACEY D M. On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields[J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1969, 17(3): 201-217.
- [5] HANCOCK J W, MACKENZIE A C. On the mechanisms of ductile failure in high-strength steels subjected to multi-axial stress-states[J]. Journal of the Mechanics & Physics of Solids, 1976, 24(2/3): 147-160.
- [6] GURSON A L. Continuum Theory of Ductile Rupture by Void Nucleation and Growth: Part I-Yield Criteria and Flow Rules for Porous Ductile Media[J]. Journal of Engineering Materials & Technology, 1977, 99(1): 2-15.
- [7] NEEDLEMAN A, TVERGAARD V. An analysis of ductile rupture in notched bars[J]. Journal of the Mechanics & Physics of Solids, 1984, 32(6): 461-490.
- [8] BAI Y, WIERZBICKI T. A new model of metal plasticity and fracture with pressure and lode dependence[J]. International Journal of Plasticity, 2008, 24(6): 1071-1096.
- [9] BAI Y, WIERZBICKI T. Application of extended Mohr-Coulomb criterion to ductile fracture[J]. International Journal of Fracture, 2010, 161(1): 1-20.
- [10] CAO T S, GAILLAC A, MONTMITONNET P, et al. Identification methodology and comparison of phenomenological ductile damage models via hybrid numerical-experimental analysis of fracture experiments conducted on a zirconium alloy[J]. International Journal of Solids and Structures, 2013, 50(24): 3984-3999.
- [11] BAI Y, WIERZBICKI T. A comparative study of three groups of ductile fracture loci in the 3D space[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2015, 135: 147-167.
- [12] 全国钢标准化技术委员会. GB/T 1591-2008. 低合金高强度结构钢[S]. 北京: 中国标准出版社, 2008.  
The Technical Committee on Steel of Standardization Committee of China. GB/T 1591-2008. High strength low alloy structural steels[S]. Beijing: China Standard Press, 2008.
- [13] ASTM International. ASTM International. Standard test methods for tension testing of metallic materials: ASTM E8/E8M-11[S]. West Conshohocken PA: ASTM International, 2011.
- [14] BAO Y, WIERZBICKI T. On fracture locus in the equivalent strain and stress triaxiality space[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2004, 46(1): 81-98.

(编辑 桂智刚)

(上接第350页)

- [5] 周铁钢, 钱相博, 张冰冰. 芦山地震农村房屋震害调查与分析[J]. 地震工程与工程振动, 2013, 3(33): 53-58.  
ZHOU Tiegang, QIAN Xiangbo, ZHANG Bingbing. Investigation and analysis of damage to rural houses in Lushan earthquake[J]. Journal of Earthquake Engineering and Engineering Vibration, 2013, 3(33): 53-58.
- [6] 杨威, 王满生, 纪晓东, 等. 北京地区砖木结构抗震加固动力特性分析[J]. 土木工程学报, 2014, 3(47): 26-32.  
YANG Wei, WANG Mansheng, JI Xiaodong, et al. Dynamic characteristic analysis on seismic strengthening of existing rural masonry-timber buildings in Beijing[J]. China Civil Engineering Journal, 2014, 3(47): 26-32.
- [7] 葛学礼, 朱立新, 黄世敏. 镇(乡)村建筑抗震技术规程实施指南[M]. 中国建筑工业出版社, 2010.  
GE Xueli, ZHU Lixin, HUANG Shimin. Guidelines for the implementation of the technical code for seismic resistance of buildings in the town(township)village[M]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2010.
- [8] 于文. 新疆喀什土房屋模型振动台试验研究[D]. 北京: 中国建筑科学研究院, 2007.  
YU Wen. Experimental study on shaking table test of a raw-soil building model in Kashi, Xinjiang[D]. Beijing: China Academy of Building Research, 2007.
- [9] 姚侃, 赵鸿铁, 薛建阳, 等. 古建筑木结构榫卯连接的扁钢加固试验[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2009, 10(41): 220-224.  
YAO Kan, ZHAO Hongtie, XUE Jianyang, et al. Experimental studies on seismic characteristic of strengthened mortise-tenon joint in historical timber buildings[J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2009, 10(41): 220-224.
- [10] 薛建阳, 张凤亮, 赵鸿铁, 等. 碳纤维布加固古建筑木结构模型振动台试验研究[J]. 土木工程学报, 2012, 11(45): 95-104.  
XUE Jianyang, ZHANG Fengliang, ZHAO Hongtie, et al. Shaking table test of an ancient timber structure strengthened with CFRP[J]. China Civil Engineering Journal, 2012, 11(45): 95-104.

(编辑 桂智刚)