

单调荷载作用下 Q355 冷弯薄壁型钢平板和角部材料延性断裂性能研究

张汉文¹, 任重¹, 戴柳丝^{1*}, 闫伸²

(1. 上海大学 力学与工程科学学院, 上海 200444; 2. 同济大学 土木工程学院, 上海 200092)

摘要: 采用试验研究与数值模拟相结合的方法, 研究了 Q355 冷弯薄壁型钢平板和角部材料的延性断裂性能。共完成了 58 个材料取样试件的单调加载试验, 并选取代表性试件开展金相观察。结合精细化有限元模拟, 得到了各试件的断裂应变与应力状态。基于数值结果, 校准了 5 种断裂模型的材料参数, 包括两参数 Rice-Tracey 模型 (RT2)、三参数 Rice-Tracey 模型 (RT3)、最大剪应力模型 (MSS)、CrashFEM (CF) 及 VNISFM, 并编写 Usdflld 子程序完成模型验证。结果表明: 狗骨试件的断裂应变随冷弯程度增大而增大, 开槽试件则呈现相反趋势, 冷弯程度对剪切试件断裂应变的影响较小。5 种断裂模型中, RT2 模型与 CF 模型的延性断裂准则仅考虑了应力三轴度, 无法较好地模拟断裂行为; RT3 模型对平板与角部试件均能实现良好预测。

关键词: 冷弯薄壁型钢; 单调加载试验; 延性断裂准则; 断裂模型; 试验研究; 精细化有限元模拟; 断裂应变

中图分类号: TU392.1, TU511.3

文献标志码: A

文章编号: 1671-9379(2026)05-0082-13

DOI: 10.13969/j.jzgigjz.20241108003

Ductile Fracture Behavior of Flat and Corner Materials in Q355 Cold-Formed Thin-Walled Steel under Monotonic Loading

ZHANG Hanwen¹, REN Chong¹, DAI Liusi^{1*}, YAN Shen²

(1. School of Mechanics and Engineering Science, Shanghai University, Shanghai 200444, China;

2. College of Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China)

*Corresponding author: liusidai@shu.edu.cn

Abstract: This paper presents an experimental and numerical investigation on the ductile fracture of Q355 cold-formed thin-walled steel flat and corner materials. A total of 58 coupons were tested under monotonic loading, and representative specimens were selected for metallographic observation. For each coupon, the fracture strain and stress state were obtained using refined finite element simulations. Based on the numerical results, the material parameters of five selected fracture models, including Rice-Tracey type model with two parameters (RT2), Rice-Tracey type model with three parameters (RT3), maximum shear stress (MSS), CrashFEM (CF) and VNISFM models, were calibrated. Subsequently, the best-fitting fracture model was implemented via a Usdflld subroutine to verify its

收稿日期: 2024-11-08

基金项目: 国家自然科学基金(52578218, 51908347), 上海市自然科学基金(No.22ZR1422700)

作者简介:

张汉文(1997—), 男, 硕士研究生, 主要从事冷弯型钢结构与机器学习在结构工程中的应用研究。

E-mail: zhwhzhwhw@shu.edu.cn。

通信作者:

戴柳丝(1989—), 女, 博士, 副教授, 主要从事钢结构教学与科研工作及建筑钢结构、冷弯薄壁型钢结构方面的研究。

E-mail: liusidai@shu.edu.cn。

accuracy. The results show that the fracture strain of dog-bone specimens increases with the increase of cold bending degree, while the notched specimens show an opposite trend, and the cold bending degree has little effect on the fracture strain of shear specimens. Among the five fracture models, the RT2 model and CF model cannot properly simulate the fracture behavior as they exclusively consider stress triaxiality, while the RT3 model is able to yield satisfactory predictions for both the flat and corner specimens.

Keywords: cold-formed thin-walled steel; monotonic loading test, ductile fracture criterion; fracture model; experimental investigation; refined finite element simulation; fracture strain

冷弯薄壁型钢构件因轻质高强、经济环保的优势,广泛被用作钢结构体系的主要或次要构件。近年来,国内外发生了多起冷弯薄壁型钢结构倒塌事故^[1-2],采用数值分析虽可较好地完成冷弯薄壁型钢结构的设计和分析,但因缺乏精准的材料断裂模型,难以评估结构在极限状态下的抗倒塌能力。同时,冷弯薄壁型钢构件截面存在大量弯折段,角部材料的延性断裂特性也尚不明确。因此,开展冷弯薄壁型钢平板和角部材料的断裂性能研究具有重要意义。

单调荷载下金属延性断裂的研究成果已较为丰富^[3-13]。其中多数断裂准则基于MCCLINTOCK等^[3]、RICE等^[4]的研究,可较精准预测高应力三轴度下金属的延性断裂,如HANCOCK等^[5]提出的VGM模型,KANVINDE等^[6]提出的SMCS断裂模型及JOHNSON等^[7]提出的考虑应变速率与温度效应的J-C模型等。上述断裂模型均为断裂应变随应力三轴度变化的指数形式,形式简单且便于应用,但在应力三轴度降至较低水平甚至负值时,预测结果与试验结果偏差较大。为解决此类Rice-Tracey模型难以适用于低应力三轴度与负应力三轴度工况的问题,BAO等^[8]采用分段函数构建适用于全应力三轴度范围的断裂模型,通过试验数据拟合低应力三轴度下的断裂函数,阐明该区间内的断裂机理。德国慕尼黑的BMW团队和HOOPUTRA等^[9]联合提出了CrachFEM,分别针对延性断裂与剪切断裂建立不同模型:延性断裂模型仍采用Rice-Tracey模型,剪切断裂模型则考虑了剪应比的影响,取两种模型断裂应变的较小值作为材料断裂应变。部分学者^[10-11]考虑了第二主应力对金属延性断裂的影响,引入罗德角参数。BAI等^[10]提出同时考虑应力三轴度与罗德角参数的非对称断裂模型,但需校准的材料参数较多;YAN等^[11]基于前人的成果,从微观角度出发提出了适用于低应力三轴度的空穴形核致剪切断裂模型(void nucleation induced shear fracture model, VNISFM),该模型同时考虑了应力三轴度和罗德角的影响。

薄壁金属延性断裂研究方面^[12-14],通常采用各类平板试件的材性试验结合数值模拟的方式,校准与验证既有或新提出的断裂模型,在研究方法或研究对象上均有

创新。LOU等^[12]采用DIC方法辅助对比分析了铝合金薄板(1 mm)的试验与有限元结果;王俊杰等^[13]提出了适用于钢材薄板延性断裂预测的标定方法;ZHANG等^[14]基于VGM^[5]与SMCS^[6]断裂模型,研究了受腐蚀冷弯薄壁钢的延性断裂行为;RAHNAVARD等^[15]利用有限元分析软件,建立考虑延性损伤与损伤演化规律的冷弯薄壁钢高温断裂预测方法,并根据试验数据完成校准与验证。目前,角部材料研究多聚焦于残余应力对角部材料应力-应变曲线的影响,如QUACH等^[16]研究冷弯不锈钢薄板角部的全过程应力-应变曲线与韧性衰减规律。尚未见适用于Q355冷弯薄壁型钢平板和角部材料的断裂模型。

本文以Q355冷弯薄壁型钢为研究对象,完成58个平板与角部材料试件的材性试验,并选取典型试件进行金相观察。通过有限元反演计算获取材料的断裂参数,校准了5种典型断裂模型,对比优选出适用于Q355冷弯薄壁型钢平板与角部材料的断裂模型,揭示了冷弯程度对于该类钢材延性断裂的影响规律。

1 试验研究

1.1 试件设计

为研究冷弯薄壁型钢平板与角部的材料性质及断裂特性,依据国家标准《金属材料 拉伸试验 第1部分:室温试验方法》(GB/T 228.1—2021)^[17]设计如图1所示试件,共计58个。试件包含两种厚度(2.3 mm、3.0 mm)的平板试件与圆角试件,圆角试件冷弯角度为70°与90°,试件具体设计参数见表1。平板试件包含狗骨平板试件、开槽平板试件、开孔平板试件、0°剪切平板试件和45°剪切平板试件5类;圆角试件包含狗骨圆角试件、开槽圆角试件和剪切圆角试件3类。所有试件按类型、厚度与冷弯角度统一编号,以F-2.3、NP-2.3、45SP-2.3、HP-2.3、C-70-2.3、NC-70-2.3、SC-70-2.3的试件为例,“F”、“NP”、“45SP”、“HP”、“C”、“NC”、“SC”代表试件类型,分别为狗骨平板试件、开槽平板试件,45°剪切平板试件,开孔平板试件,狗骨圆角试件,开槽圆角试件和剪切圆角试件,“70”代表冷弯角度为70°,”2.3”代表钢板厚度为2.3 mm。

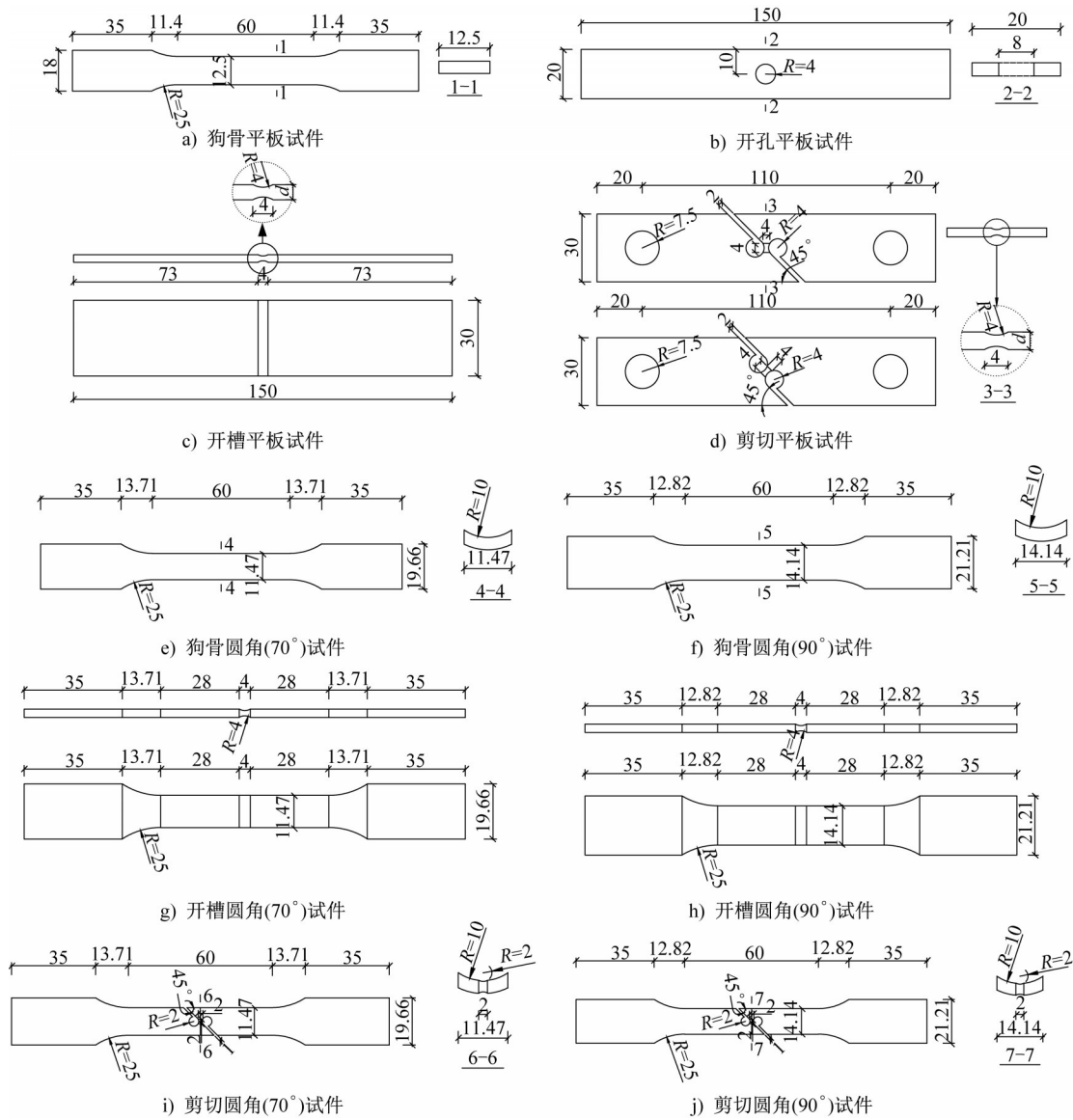


图1 材性试验试件(单位:mm)

Fig. 1 Property test specimens (unit:mm)

表1 试件设计

Table 1 Design of specimens

试件编号	试件类型	钢材牌号	厚度/mm	冷弯角度/°	数量/个
F-2.3/3.0	狗骨平板试件	Q355	2.3/3.0	0	3
NP-2.3/3.0	开槽平板试件				2
SP-2.3/3.0	0°剪切平板试件				2
45SP-2.3/3.0	45°剪切平板试件				2
HP-2.3/3.0	开孔平板试件				2
C-70-2.3/3.0	狗骨圆角试件	Q355	2.3/3.0	70	3
NC-70-2.3/3.0	开槽圆角试件				2
SC-70-2.3/3.0	0°剪切圆角试件				2
C-90-2.3/3.0	狗骨圆角试件			90	3
NC-90-2.3/3.0	开槽圆角试件				2
SC-90-2.3/3.0	0°剪切圆角试件				2

所有试件均取自对应厚度的冷弯 Q355 钢板,取样构件截面如图 2 所示。所有单调拉伸试验加载速率均为 $0.3\text{ mm}\cdot\text{min}^{-1}$,加载过程采用 50 mm 引伸计记录试件全过程应变,试验装置如图 3a)所示。其中,剪切平板试件通过销轴加载以释放端部弯矩(图 3b));圆角试件拉伸试验采用楔形夹具配合金属小圆棒夹持(图 3c))。

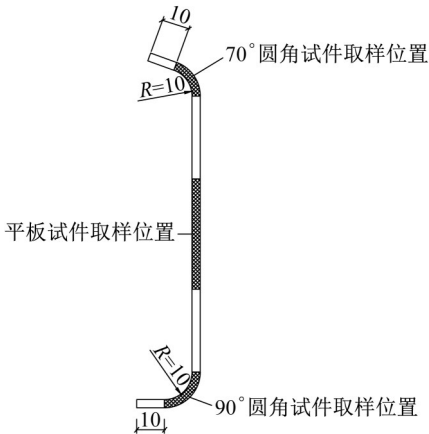


图 2 取样构件截面(单位:mm)

Fig. 2 Sample member cross-section (unit:mm)

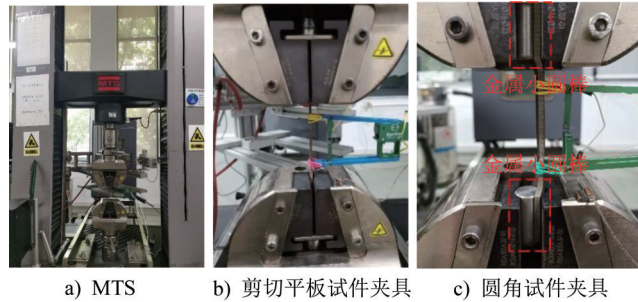


图 3 试验装置

Fig. 3 Testing setup

1.2 断口破坏形态分析

选取典型试件进行宏观断口形态观察与分析,典型试件宏观断口形态见图 4。

断口破坏形态可分为三类,不同应力三轴度试件的断口特征差异明显:狗骨平板试件与狗骨圆角试件(图 4a)、d))存在明显纤维区和剪唇区,初始断裂发生于试件中部,呈纤维状特征,裂缝逐步向边缘扩展直至贯通,形成剪唇区;开槽试件(图 4b)、e))断口中部分布大量初窝,呈灰色,四周剪切唇区较小,符合典型延性断裂断口特征;剪切试件断裂最早出现在上下面削弱处,逐步向内扩展,最终断裂面与加载方向约呈 45° ,断口表面光滑,见图 4c)、f)。

1.3 金相观察

材料微观组织决定其材料性质,有助于解析材性试

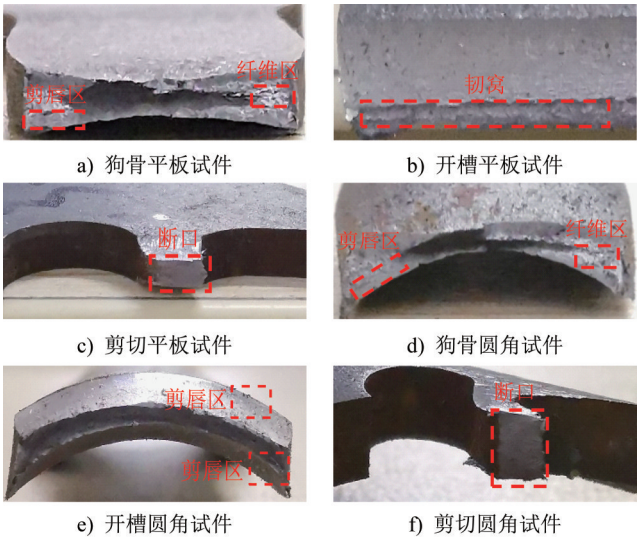


图 4 典型试件断口形态

Fig. 4 Typical specimen fracture morphology

验的宏观现象。为明确冷弯程度对材料性能的影响,对 3.0 mm 厚的平板和圆角试件进行金相观察。观测前从试件夹持端截取约 15 mm 的试样,经镶嵌、粗磨、细磨、抛光与腐蚀后进行观测。选取典型试件的金相观察结果进行分析,见图 5,放大倍数为 500 倍。

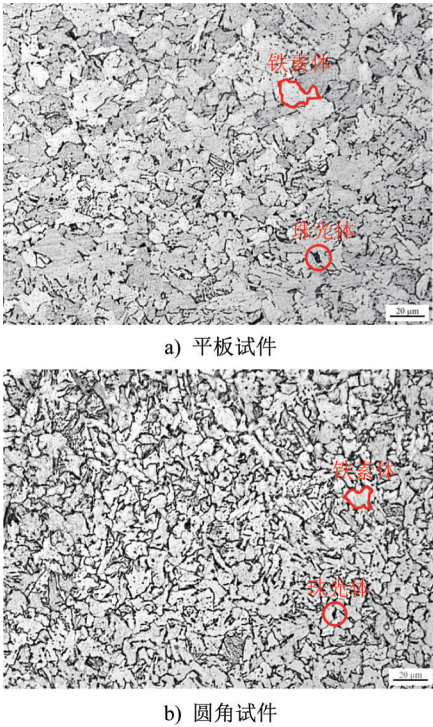


图 5 金相观察结果(放大 500 倍)

Fig. 5 Metallographic observation results
(magnified by 500 times)

金相观察结果表明:平板试件组织由大量铁素体与少量珠光体组成;与平板试件相比,圆角试件金相图谱中铁素体含量减少、珠光体含量增加。铁素体塑性与韧性

优良,珠光体的强度、硬度显著高于铁素体的强度与硬度,但塑性、韧性低于铁素体的塑性、韧性,这合理解释了试件经冷弯加工后强度提升、韧性下降的现象。

1.4 真实应力-应变曲线

试验中难以直接获取试件断裂核心区的应力状态,当前金属断裂模型校准普遍采用试验结合数值模拟的方法,因此仿真所用材料的真实应力-应变曲线至关重要。基于狗骨试件材性试验数据,按式(1)、(2)可得平板与圆角试件的工程应力(σ_{eng})-工程应变(ϵ_{eng})曲线。

$$\sigma_{\text{eng}} = \frac{P}{A_0} \quad (1)$$

$$\epsilon_{\text{eng}} = \frac{L - L_0}{L_0} \quad (2)$$

式中: P 、 A_0 、 L 、 L_0 分别为MTS记录的荷载、试件初始截面积、标距段变形及引伸计标距段长度。

颈缩前假设试件均匀变形,工程应力和工程应变可通过式(3)、(4)转换为真实应力 σ 和真实应变 ϵ ;颈缩发生后,试件的变形集中于颈缩区域,上述公式不再适用。理论上,颈缩后真实应力-真实应变曲线应按式(5)、(6)计算,但试件加载过程中实际面积(A)难以直接测得。参考YAN等^[11]的研究,假定颈缩后真实应力-应变曲线斜率为定值,本文采用有限元反复试错法获取材料真实应力-真实应变曲线,即颈缩前由试验数据计算,颈缩后通过调整假设斜率,使有限元模拟结果与试验数据高度吻合。最终用于数值模拟的平板与圆角试件真实应力-真实应变曲线,见图6。

$$\sigma = \sigma_{\text{eng}} (1 + \epsilon_{\text{eng}}) \quad (3)$$

$$\epsilon = \ln(1 + \epsilon_{\text{eng}}) \quad (4)$$

$$\sigma = \frac{P}{A} \quad (5)$$

$$\epsilon = \ln \frac{A_0}{A} \quad (6)$$

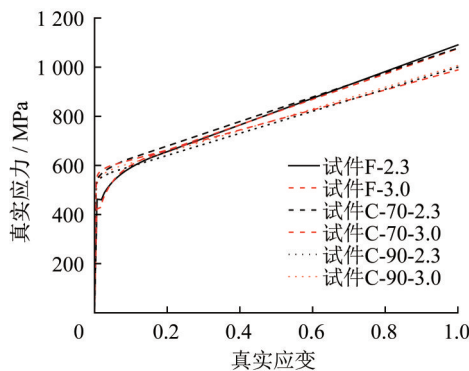


图6 平板与圆角试件真实应力-应变曲线

Fig. 6 True stress-strain curves of flat and corner specimens

2 有限元模拟

2.1 有限元模拟方法

试验中难以直接获取试件断裂核心区的应力状态与应变分布,需采用有限元方法提取断裂核心区域的应力与应变张量。利用ABAQUS有限元软件建立与单调拉伸材性试验完全一致的有限元模型:狗骨平板、开孔平板、开槽平板模型采用1/8模型;0°剪切、45°剪切模型采用1/2模型;圆角模型均采用完整模型,模型的边界条件与网格划分见图7。

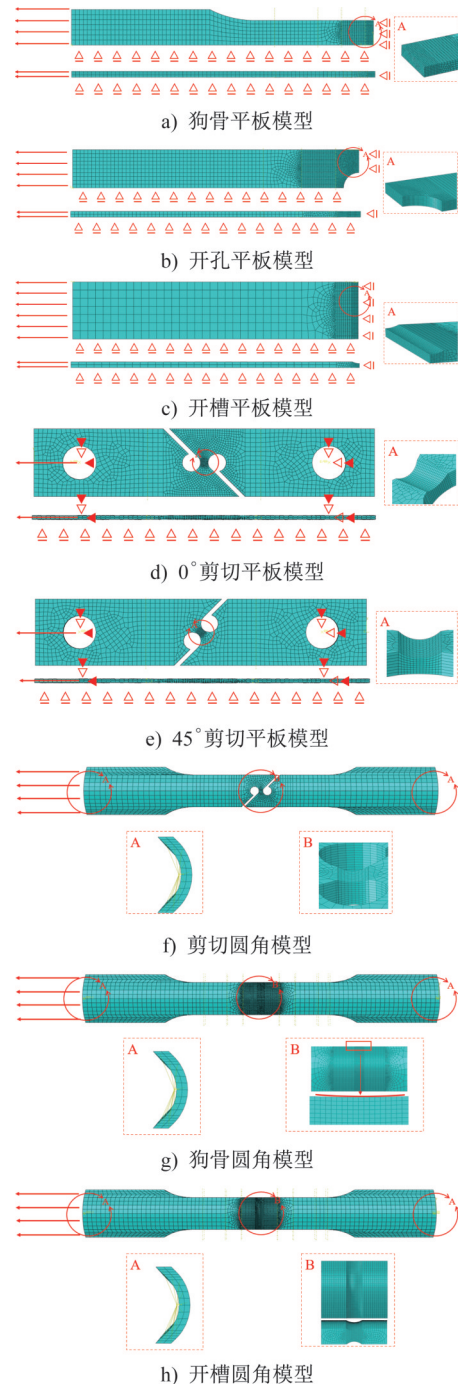


图7 各类试件有限元模型

Fig. 7 Finite element models of various specimens

所有模型均采用位移加载:狗骨平板、开孔平板、开槽平板模型的加载端仅允许轴向位移,对称面施加对应对称约束(图7a)~c)); 0° 剪切、 45° 剪切模型的厚度方向对称面施加对称约束,固定端仅允许平面内转动,加载端额外释放加载方向位移(图7d、e));简化销轴加载模拟,假设销轴与孔洞间无间隙,模型两侧孔洞分别耦合至对应圆心点,荷载与边界条件施加于耦合点;圆角模型一端固定,一端仅允许轴向位移,荷载和边界条件施加于端部截面形心耦合点(图7f)~h))。

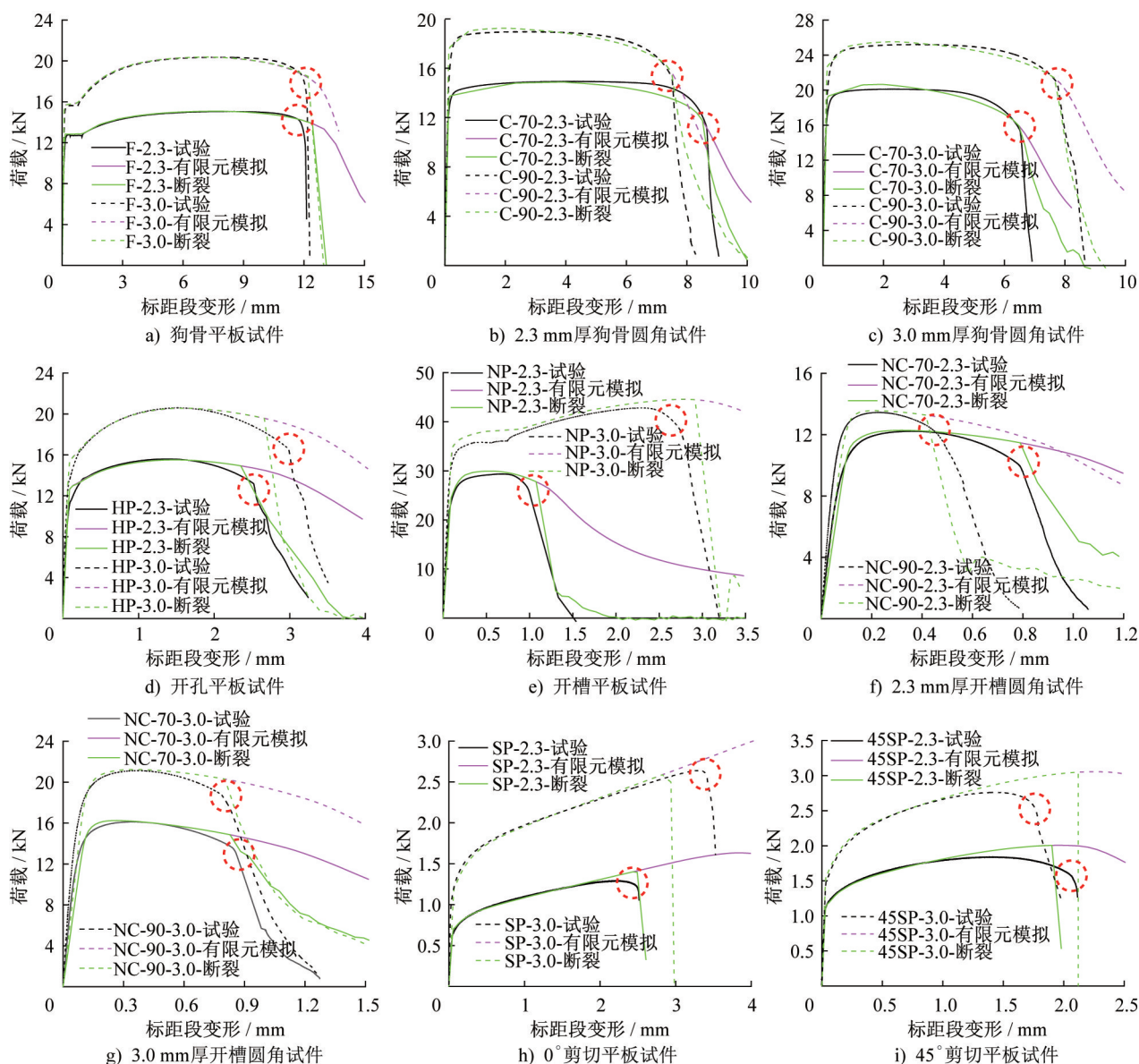
模型均采用C3D8R单元模拟,核心区网格尺寸为0.2 mm。为避免狗骨圆角模型颈缩偏离中部,参考QUACH等^[16]的方法引入人工几何缺陷,如图7g)所示:模型中部沿宽度方向削弱,削弱半径为3倍试件宽度,削弱深度为0.002倍模型宽度。

2.2 试验及有限元分析结果

材性试验与有限元模拟的荷载-位移曲线如图8所示,二者吻合度较高。以试验曲线斜率突变时刻作为断裂时刻,图中已用红色虚线圈标注。图中包含3种曲线:试验曲线、有限元模拟(FEM)曲线、考虑断裂的有限元模拟曲线。

狗骨平板试件与狗骨圆角试件的荷载-位移曲线见图8a)~c),原材料经不同程度冷加工,平板试件的荷载-位移曲线存在不同长度的屈服平台;狗骨圆角试件均经冷弯加工,故不存在屈服平台。相同厚度下,平板试件经冷弯后承载力提高、延性降低。

开孔平板试件的荷载-位移曲线见图8d),因试件中心开孔引发应力集中,变形能力较狗骨平板试件显著下降。开槽平板试件的荷载-位移曲线见图8e),断裂发生



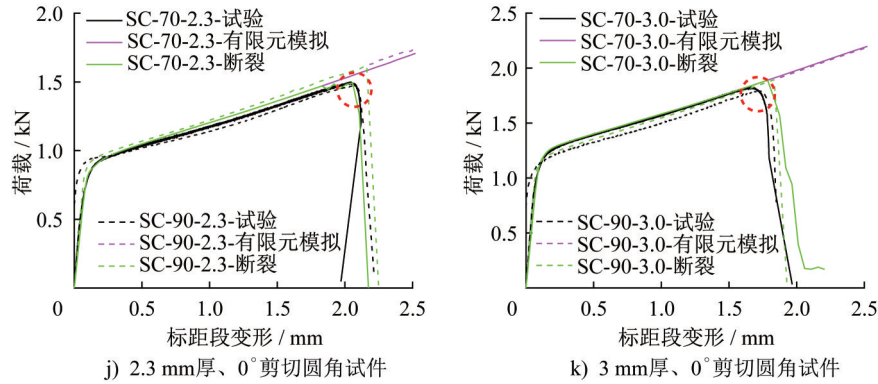


图8 材性试验与有限元模拟结果对比

Fig. 8 Comparison of results between property test and finite element simulation

迅速且断裂位移较小;厚度增加后,承载力与延性明显提升,原因是该类试件宽度较大,厚度增加使截面面积增幅显著。开槽圆角试件的荷载-位移曲线见图8f)、g),同类试件厚度增大或冷弯角度增大时,承载能力会有不同程度提升。对比开槽平板与开槽圆角试件,平板试件的承载能力更高,原因是开槽平板试件核心区域截面面积更大。此外,开槽试件核心区处于高应力三轴度状态,变形能力较差。

剪切平板试件的荷载-位移曲线见图8h)、i),由图可知,0°剪切平板试件荷载达到峰值后迅速断裂,为剪切破坏;45°剪切平板试件受拉力和剪力共同作用,峰值荷载后存在缓慢下降段,延性优于纯剪试件的延性。

剪切圆角试件的荷载-位移曲线见图8j)、k),由图可知,试件厚度增大,承载力相应提高;但冷弯程度增大,对纯剪圆角试件承载能力无明显提升作用。冷弯70°与90°的同厚度圆角剪切试件,极限荷载与断裂位移十分接近。原因一是试件较薄且核心区经厚度削弱,加工精度难以控制;二是冷弯程度对纯剪切试件的断裂性能影响较小。

有限元模拟对试件断裂的模拟整体准确,但部分试件存在误差,误差主要来源于:试件几何形状越复杂(开口、开槽)、厚度越大、冷弯角度越大,有限元模拟误差越明显。对于有限元模型来说,几何复杂度增加使应力集中与变形模拟难度提升;厚度增大需要更多的单元来模拟应力梯度;冷弯角度增大使塑性变形区扩大,裂缝尖端塑性行为更复杂。相同建模方法下,上述因素会降低有限元断裂模拟的精度。

3 断裂模型校准

3.1 断裂模型

基于Rice-Tracey解析式的相关准则可较好预测金属韧性断裂,如VGM模型^[5],SMCS模型^[6]等。本文采用改进的Rice-Tracey模型(这里称为RT2模型),增加了

指数段待校准的参数,见式(7):

$$\epsilon_f = C_1 e^{-C_2 T} \quad (7)$$

式中: ϵ_f 为断裂应变; T 为应力三轴度; C_1 和 C_2 为需要校准的材料参数。应力三轴度 T 综合反映了复杂应力状态对材料断裂的影响,其定义为静水压力 σ_m 与等效应力(von Mises应力) σ_{eq} 的比值,如式(8)所示。在式(8)中,静水压力 σ_m 和等效应力 σ_{eq} 可以进一步通过材料受力状态下的三个主应力来表示,其计算方法分别见式(9)、(10):

$$T = \frac{\sigma_m}{\sigma_{eq}} \quad (8)$$

$$\sigma_m = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3} \quad (9)$$

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\frac{1}{2} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2]} \quad (10)$$

式中: σ_m 为静水压力; σ_{eq} 为等效应力; σ_1 、 σ_2 、 σ_3 分别为第一、二、三主应力。

基于SMITH^[18]的研究成果,陈爱国等^[19]推导得到适用于单调荷载下韧性金属断裂预测的模型,文中称为RT3模型,见式(11):

$$\epsilon_f = C_1 e^{C_2 T + C_3 \xi} \quad (11)$$

式中: C_1 、 C_2 和 C_3 为需要校准的材料参数。为了更全面地描述复杂应力状态对材料断裂的影响,引入了罗德角参数 ξ ,其计算方法见式(12):

$$\xi = \frac{27}{2} \cdot \frac{J_3}{\sigma_{eq}^3} \quad (12)$$

式中: J_3 为偏应力张量第三不变量。

最大剪应力模型(MSS模型)^[20]机理明确、应用简便,已沿用数十年,断裂准则见式(13);将偏应力张量第二不变量 J_2 和应变强化指数 n 带入,可得式(14):

$$\tau_{max}^f = \tau_s \quad (13)$$

$$\epsilon_f = \left[\frac{\sqrt{3}}{3} \frac{A}{C_1} \cos\left(\frac{\theta\pi}{6}\right) \right]^{-\frac{1}{n}} \quad (14)$$

$$\bar{\theta} = 1 - \frac{2}{\pi} \arccos \xi \quad (15)$$

式中: A 为塑性强化常数 ($\sigma = A\epsilon^n$); C_1 为需要校准的材料参数; $\bar{\theta}$ 为一个罗德角相关参数, 与 ξ 存在转化关系 (式(15))。

CrashFEM 断裂模型 (CF 模型) 将断裂准则分为延性断裂与剪切断裂两类, 适用于薄板金属断裂预测。延性断裂准则仅与应力三轴度相关, 见式(16); 剪切断裂准则为断裂应变随剪应比变化的函数, 见式(17):

$$\epsilon_p^{\text{ductile}} = C_1 e^{(-C_2 T)} + C_3 e^{(C_2 T)} \quad (16)$$

$$\epsilon_p^{\text{shear}} = C_4 e^{(-C_5 \theta)} + C_6 e^{(C_5 \theta)} \quad (17)$$

$$\theta = \frac{\sigma_e + k_s \sigma_m}{\tau_{\max}} \quad (18)$$

式中: θ 为剪应比; $\tau_{\max}$ 为最大剪应力; k_s 、 C_1 、 C_2 、 C_3 、 C_4 、 C_5 和 C_6 为需要校准的材料参数。

YAN 等^[11] 提出的 VNISFM 模型引入了罗德参数 (L), 与 CF 模型形式类似, 高、低应力三轴度区间采用不同断裂准则, 具体见式(19)~(21):

$$\epsilon_f = \begin{cases} +\infty & T \leq -1 \\ \min(\epsilon_f^s, \epsilon_f^t) & T > -1 \end{cases} \quad (19)$$

$$\epsilon_f^s = \frac{C_1 n + n - 1 + e^{C_1 T - 0.4L}}{C_2 (T + 1)^{1/n}} \quad C_1 > \frac{1}{n} - 2 \quad (20)$$

$$\epsilon_f^t = C_1 e^{-C_2 T} \quad (21)$$

式中: L 为罗德参数, 其具体定义公式见式(22); ϵ_f^s 为低应力三轴度区域的断裂应变; ϵ_f^t 为高应力三轴度区域的断裂应变; C_1 和 C_2 为需要校准的材料参数。

$$L = \frac{2\sigma_2 - \sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3} \quad (22)$$

可以发现, VNISFM 模型高应力三轴度的断裂准则

与 RT2 模型一致, 区别在于低应力三轴度区间采用适用于剪切破坏的断裂准则。

3.2 断裂参数计算及分析

为完成断裂模型参数校准, 提取上述所有有限元模型断裂核心区应力-应变历程, 并计算相关参数。有限元参数提取位置为: 1/8 模型 (狗骨平板、开孔平板、开槽平板) 直接提取对称轴交点单元数据; 其余模型 (剪切平板、狗骨圆角、开槽圆角、剪切圆角) 提取断裂时刻等效塑性应变最大单元数据。

基于提取结果计算断裂模型相关参数, 包括 L 、 ξ 、 θ , 得到 T 、 L 、 ξ 、 θ 随等效塑性应变 (ϵ_p 为等效塑性应变) 的变化历程。由于 L 、 ξ 与 θ 作用类似, 后面仅分析 L 。 T 、 L 随 ϵ_p 变化曲线见图 9、10, 二者随 ϵ_p 增大不断变化。为反映加载全过程参数变化, 断裂模型校准时采用等效应力三轴度 $\tilde{T}$ 、等效罗德参数 $\tilde{L}$ 、等效罗德角参数 $\tilde{\xi}$ 和等效剪应比 $\tilde{\theta}$, 定义式见式(23)~(26)。最终得到的 Q355 断裂参数见表 2。

$$\tilde{T} = \frac{\int_0^{\epsilon_p} T d\epsilon}{\epsilon_p} \quad (23)$$

$$\tilde{L} = \frac{\int_0^{\epsilon_p} L d\epsilon}{\epsilon_p} \quad (24)$$

$$\tilde{\xi} = \frac{\int_0^{\epsilon_p} \xi d\epsilon}{\epsilon_p} \quad (25)$$

$$\tilde{\theta} = \frac{\int_0^{\epsilon_p} \theta d\epsilon}{\epsilon_p} \quad (26)$$

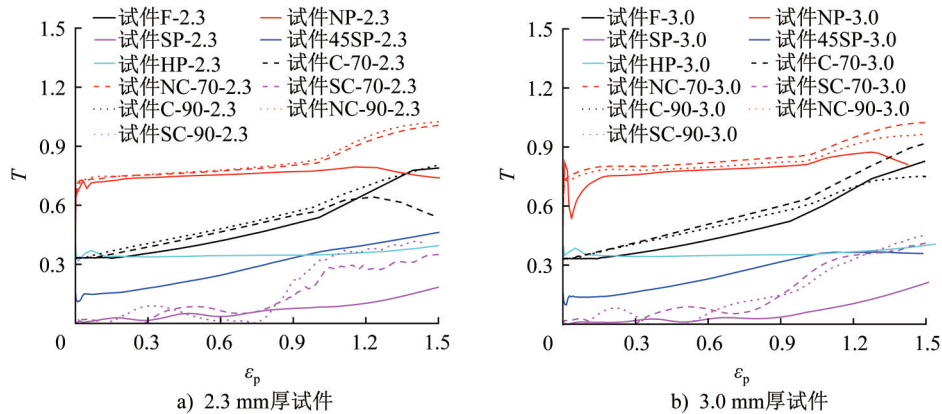


图 9 各厚度试件应力三轴度随等效塑性应变的变化曲线

Fig. 9 Curves of stress triaxiality versus equivalent plastic strain for specimens of different thicknesses

图 11 为各试件的应力状态及其 ϵ_p 分布。结合表 2 与图 11, 可得到冷弯试件应力状态及冷弯程度对断裂应变的影响规律。

对于 Q355 钢, 狗骨试件经冷弯后存在残余应力且几何形状改变, T 与 L 呈上升趋势; 狗骨圆角试件断裂位置靠近冷弯受压侧, 从而导致试件核心区应力状态改变, 起

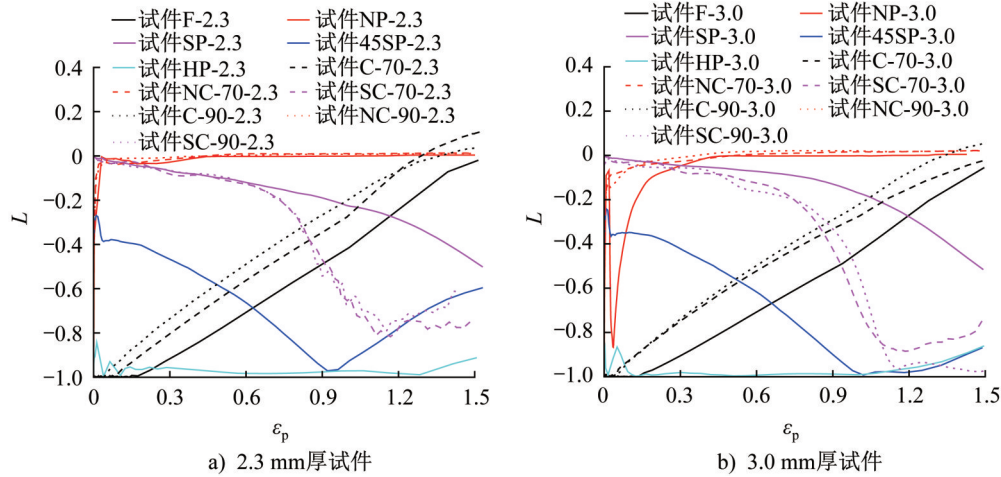


图 10 各厚度试件罗德参数随等效塑性应变的变化曲线

Fig. 10 Curves of lode parameter versus equivalent plastic strain for specimens of different thicknesses

表 2 试件断裂参数

Table 2 Specimen fracture parameters

试件编号	ϵ_p	T	L	ξ	θ
F-2.3	0.782	0.381	-0.837	0.955	1.906
HP-2.3	1.061	0.344	-0.970	0.999	1.884
NP-2.3	0.887	0.743	-0.019	0.031	1.965
SP-2.3	0.878	0.036	-0.091	0.156	1.970
45SP-2.3	0.844	0.211	-0.566	0.783	1.694
C-70-2.3	1.346	0.487	-0.508	0.656	1.728
NC-70-2.3	0.765	0.758	-0.014	0.022	1.722
SC-70-2.3	0.872	0.042	-0.119	0.200	1.721
C-90-2.3	1.455	0.535	-0.420	0.560	1.819
NC-90-2.3	0.431	0.747	-0.019	0.031	1.793
SC-90-2.3	0.912	0.046	-0.133	0.220	1.803
F-3.0	0.939	0.405	-0.784	0.927	1.884
HP-3.0	1.147	0.352	-0.983	0.999	1.965
NP-3.0	0.259	0.711	-0.261	0.388	1.970
SP-3.0	0.946	0.021	-0.063	0.108	1.694
45SP-3.0	0.747	0.185	-0.487	0.715	1.728
C-70-3.0	1.432	0.564	-0.472	0.634	1.722
NC-70-3.0	0.718	0.802	-0.028	0.047	1.721
SC-70-3.0	0.816	0.038	-0.095	0.163	1.819
C-90-3.0	1.154	0.485	-0.535	0.710	1.793
NC-90-3.0	0.567	0.777	-0.029	0.048	1.803
SC-90-3.0	0.854	0.046	-0.110	0.188	1.785

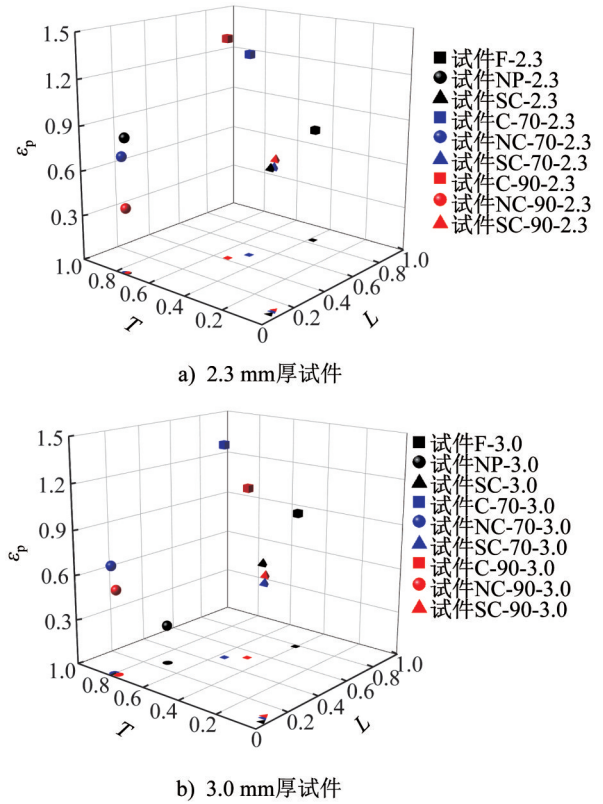


图 11 各试件应力状态及等效塑性应变
Fig. 11 Stress state and equivalent plastic strain of specimens

裂核心区残余压应力使断裂单元的断裂应变增大。开槽试件:平板和圆角试件的 T 、 L 接近, T 为 0.7~0.8, L 接近

0,表明开槽圆角试件仍处于平面应变状态。2.3 mm 开槽试件断裂应变随冷弯程度增大而减小;3.0 mm 开槽试件中,平板试件的 ϵ_p 最低,原因是开槽深度较浅导致试件的罗德参数不为 0,较浅槽深导致局部应力集中效应较弱,进而削弱应力集中区域的应力梯度,使得塑性变形积累较少;3.0 mm 开槽试件中 70° 与 90° 冷弯试件的应变变化规律与 2.3 mm 厚试件的应变变化规律一致,即随冷弯

程度的提升断裂应变随之减小。综上,开槽试件断裂应变随冷弯程度增大而减小。对于纯剪试件: T 与 L 均接近0, ϵ_p 对于冷弯程度变化不敏感,均在0.8~0.9左右。剪应力作用下试件 $T\approx 0$ 、 $L\approx 0$,可以推断出试件的变形以纯剪切变形为主,塑性应变积累主要取决于剪应力场,而非正应力或偏应力,因此 ϵ_p 对冷弯角度不敏感,符合纯剪应力状态下金属延性断裂的典型特征。

综上,Q355钢冷弯程度增大时,狗骨试件断裂应变不断增大,开槽试件断裂应变减小,剪切试件断裂应变无明显变化。

3.3 材料参数校准及断裂模拟

采用MATLAB优化工具箱对表2数据进行拟合优化,获取最优断裂面,断裂模型参数校准结果见表3。其中:RT2、RT3、MSS模型分别需校准2个、3个、1个参数;CF模型按两类断裂准则分别校准,共需校准7个参数,延性断裂准则校准3个参数,而剪切断裂准则原本需要校准4个参数,参考BAI等^[21]取 $k_s=0.03$,仅需校准3个参数;VNISFM模型高应力三轴度准则与RT2模型一致,校准仅采用低应力三轴度区间式(20),需校准2个参数。三维断裂面示意图如图12所示。

表3 断裂模型参数
Table 3 Fracture model parameters

断裂模型	材料参数	2.3 mm厚试件			3.0 mm厚试件		
		F	C-70	C-90	F	C-70	C-90
RT2	C_1	0.885	1.005	1.070	1.053	0.955	0.976
	C_2	-0.019	0.025	0.318	0.852	-0.074	0.304
RT3	C_1	0.858	0.726	0.588	0.758	0.673	0.734
	C_2	0.036	0.042	-0.503	-1.422	0.011	-0.389
	C_3	0.043	0.910	2.101	0.768	1.183	0.903
MSS	C_1	439.6	451.1	388.8	434	403.5	391.9
CF	C_1	-2.222	-22.270	-9.632	0.305	18.330	-28.000
	C_2	0.003	-0.001	-0.018	0.851	-0.002	-0.005
	C_3	3.106	23.270	10.730	0.747	-17.380	28.990
	C_4	2 430.00	1.10×10^6	2.30×10^6	17.99	1.36×10^6	-11.33
	C_5	4.824	9.366	16.920	-0.017	12.380	0.369
	C_6	6.4×10^{-5}	7.5×10^{-8}	1.8×10^{-13}	-18.27	4.4×10^{-10}	3.595
VNISFM	C_1	3.335	7.382	15.810	8.404	12.050	14.210
	C_2	0.104	0.053	0.019	-0.012	0.035	0.019

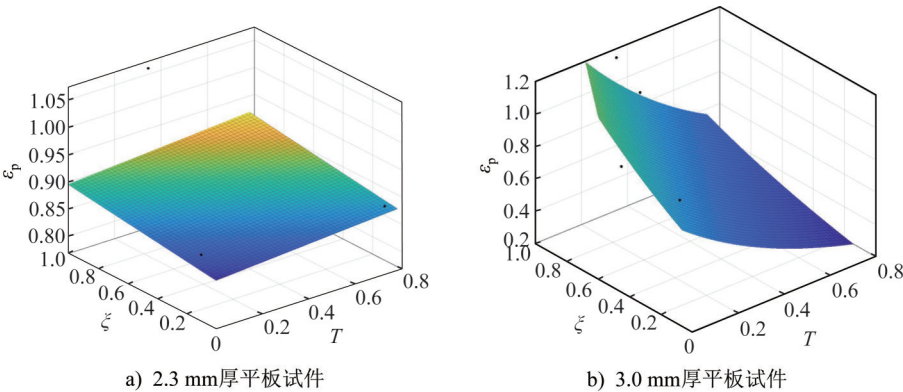


图12 三维断裂面示意
Fig. 12 Diagram of 3D fracture surface

对比所有校准完成的断裂模型,选取拟合最优模型用于后续断裂模拟,验证模型适用性。Q355试件各断裂

模型决定系数(R^2)对比见表4,其中CF3、CF4分别代表CF模型的延性断裂准则与剪切断裂准则。结果表明:

RT2模型与CF模型延性断裂准则仅考虑应力三轴度,拟合效果较差;考虑罗德角或剪应力相关参数的模型全区间拟合效果更优。其中,RT3模型与试验数据拟合度极高,圆角试件决定系数为1,试验点完全落在断裂面上(主要因试验数据量较少);平板试件拟合精度略低,但仍满足工程要求。值得注意的是,2.3 mm平板试件RT3模

型决定系数较低,但其对应方差也较小。将RT3模型编写为Usdflld子程序,通过ABAQUS完成数值验证,RT3模型断裂预测结果见表5,预测值与试验值吻合良好。综上,RT3模型可作为Q355冷弯薄壁型钢平板与角部材料的优选断裂模型。

表4 试件断裂模型决定系数对比

Table 4 Comparison of R^2 of fracture model of specimens

断裂模型	2.3 mm厚试件			3.0 mm厚试件		
	F系列	C-70系列	C-90系列	F系列	C-70系列	C-90系列
RT2	0.002	0.001	0.055	0.324	0.006	0.127
RT3	0.029	1.000	1.000	0.680	1.000	1.000
MSS	-7.553	0.923	0.666	0.323	0.989	0.618
CF3	0.002	0.001	0.068	0.401	0.008	0.148
CF4	0.684	0.955	0.941	0.244	0.879	0.929
VNISFM	0.122	0.088	0.118	0.770	0.022	0.301

表5 RT3断裂模型预测结果

Table 5 Prediction results of RT3 fracture model

试件编号	试验断裂位移/mm	预测断裂位移/mm	误差/%	试件编号	试验断裂位移/mm	预测断裂位移/mm	误差/%
F-2.3	11.71	12.41	5.98	F-3.0	11.92	12.24	2.68
HP-2.3	2.53	2.35	7.11	HP-3.0	2.98	2.66	10.74
NP-2.3	0.98	1.08	10.20	NP-3.0	2.75	2.92	6.18
SP-2.3	2.49	2.44	2.01	SP-3.0	3.39	2.94	13.27
45SP-2.3	2.07	1.90	8.21	45SP-3.0	1.79	2.12	18.44
C-70-2.3	8.66	8.53	1.50	C-70-3.0	6.52	6.49	0.46
NC-70-2.3	0.79	0.80	1.27	NC-70-3.0	0.85	0.83	2.35
SC-70-2.3	2.08	2.06	0.96	SC-70-3.0	1.69	1.78	5.32
C-90-2.3	7.52	7.51	0.13	C-90-3.0	7.75	7.66	1.16
NC-90-2.3	0.45	0.42	6.67	NC-90-3.0	0.79	0.80	1.27
SC-90-2.3	2.08	2.16	3.85	SC-90-3.0	1.75	1.83	4.57

注:误差=|预测断裂位移-试验断裂位移|÷试验断裂位移×100%。

4 结论

本文对Q355冷弯薄壁型钢开展材性试验与分析,揭示了冷弯加工对其延性断裂的影响规律;通过58个平板与角部试件材性试验,结合有限元反演获取断裂参数,校准并对比5种常用断裂模型,确定了适用于冷弯薄壁型钢的断裂模型。主要结论如下:

(1) 试件断口形态按应力三轴度可分为三类:狗骨试件具有明显纤维区与剪唇区,中部起裂出现纤维区并

向边缘扩展,形成剪唇区直至贯通;开槽试件断口中上部密布韧窝,呈灰色,且裂缝逐步向边缘发展直至贯通,为典型延性断裂特征;剪切试件断裂始于上下削弱面,扩展后断裂面与加载方向约呈45°,断口光滑。

(2) 狗骨圆角试件的应力三轴度与罗德参数高于狗骨平板试件的相应值,冷弯70°、90°试件应力三轴度 T 约为0.5,罗德参数 L 约为-0.5;开槽试件平板与圆角的 T 和 L 非常接近, T 为0.7~0.8, L 接近0;纯剪试件 T 、 L 均

接近0。Q355钢冷弯程度增大时:狗骨试件断裂应变增大,开槽试件断裂应变减小,纯剪试件断裂应变对冷弯程度不敏感。

(3) 5种断裂模型对比表明:RT2模型与CF模型延性断裂准则仅考虑应力三轴度,拟合效果较差;考虑罗德角或剪应力的模型全区间拟合更优;RT3模型对平板与角部试件均能实现精准断裂预测。

参考文献:

- [1] 金玉芬,杨庆山,李启.轻钢房屋围护结构的台风灾害调查与分析[J].建筑结构学报,2010,31(增刊2):197-201,231. DOI:10.14006/j.jzjgxb.2010.s2.017.
- JIN Yufen, YANG Qingshan, LI Qi. Typhoon damage investigation of claddings of light steel buildings[J]. Journal of Building Structures, 2010, 31(Suppl.2): 197-201, 231. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2010.s2.017. (in Chinese)
- [2] 王元清,胡宗文,石永久,等.门式刚架轻型房屋钢结构雪灾事故分析与反思[J].土木工程学报,2009,42(3):65-70. DOI:10.15951/j.tmgxcb.2009.03.011.
- WANG Yuanqing, HU Zongwen, SHI Yongjiu, et al. Analysis and reflection on snow disaster accidents of steel structures of light-weight buildings with portal frames [J]. China Civil Engineering Journal, 2009, 42(3): 65-70. DOI: 10.15951/j.tmgxcb.2009.03.011. (in Chinese)
- [3] MCCLINTOCK F A. A criterion for ductile fracture by the growth of holes [J]. Journal of Applied Mechanics, 1968, 35(2):363-371. DOI:10.1115/1.3601204.
- [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. DOI: 10.1016/0022-5096(69)90033-7.
- [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 and Physics of Solids, 1976, 24 (2/3) : 147-160. DOI: 10.1016/0022-5096 (76)90024-7.
- [6] 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. DOI: 10.1061/(ASCE)0733-9445(2006)132:12(1907).
- [7] JOHNSON G R, COOK W H. Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures [J]. Engineering Fracture Mechanics, 1985, 21(1):31-48. DOI:10.1016/0013-7944(85)90052-9.
- [8] BAO Y B, WIERZBICKI T. A comparative study on various ductile crack formation criteria [J]. Journal of Engineering Materials and Technology, 2004, 126 (3) : 314-324. DOI: 10.1115/1.1755244.
- [9] HOOPUTRA H, GESE H, DELL H, et al. A comprehensive failure model for crashworthiness simulation of aluminium extrusions [J]. International Journal of Crashworthiness, 2004, 9(5):449-464. DOI:10.1533/ijcr.2004.0289.
- [10] BAI Y L, 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. DOI:10.1016/j.ijplas.2007.09.004.
- [11] YAN S, ZHAO X Z. A fracture criterion for fracture simulation of ductile metals based on micro-mechanisms [J]. Theoretical and Applied Fracture Mechanics, 2018, 95: 127-142. DOI:10.1016/j.tafmec.2018.02.005.
- [12] LOU Y S, CHEN L, CLAUSMEYER T, et al. Modeling of ductile fracture from shear to balanced biaxial tension for sheet metals [J]. International Journal of Solids and Structures, 2017, 112: 169-184. DOI: 10.1016/j.ijsolstr.2016.11.034.
- [13] 王俊杰,王伟.考虑罗德角参数的钢材薄板延性断裂标定方法[J].工程力学,2019,36(5):37-43. DOI:10.6052/j.issn.1000-4750.2018.03.0150.
- WANG Junjie, WANG Wei. Ductile fracture locus validation method of thin steel plates considering the lode angle parameter [J]. Engineering Mechanics, 2019, 36 (5) : 37-43. DOI:10.6052/j.issn.1000-4750.2018.03.0150. (in Chinese)
- [14] ZHANG H J, XU S H, ZHANG Z X, et al. Fracture analysis of corroded cold-formed thin steel plates based on actual morphology using micromechanical models [J]. Construction and Building Materials, 2021, 267: 120899. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2020.120899.
- [15] RAHNAVAR R, CRAVEIRO H D, SIMÕES R A, et al. Fracture behaviour of thin-walled cold-formed steel at elevated temperatures [J]. Construction and Building Materials, 2024, 429: 136446. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2024.136446.
- [16] QUACH W M, QIU P. Strength and ductility of corner materials in cold-formed stainless steel sections [J]. Thin-Walled Structures, 2014, 83: 28-42. DOI: 10.1016/j.tws.2014.01.020.
- [17] GB/T 228.1—2021 金属材料 拉伸试验 第1部分:室温试验方法[S].
- GB/T 228.1—2021 Metallic materials—Tensile testing: Part 1: Method of test at room temperature [S]. (in Chinese)
- [18] SMITH C M. A stress-weighted damage model for ductile fracture initiation in structural steel under cyclic loading and generalized stress states [D]. Palo Alto: Stanford University, 2013.
- [19] 陈爱国,王开明,邢估慧,等.单调荷载下Q345钢焊缝金属

的延性断裂性能研究[J]. 工程力学, 2020, 37(1): 88-97. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2019.01.0028.

CHEN Aiguo, WANG Kaiming, XING Jihui, et al. Ductile fracture behavior of weld metal for Q345 steel under monotonic loading[J]. Engineering Mechanics, 2020, 37(1): 88-97. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2019.01.0028. (in Chinese)

[20] COULOMB C. Essai sur une application des regles de maximis et minimis a quelques problemes de statique relatifs a l'architecture[J]. Engineering, 1973, 7: 343-382.

[21] BAI Y L, WIERZBICKI T. A comparative study of three groups of ductile fracture loci in the 3D space[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2015, 135: 147-167. DOI: 10.1016/j.engfractmech.2014.12.023.

(上接第10页)

[24] 路博, 崔燕, 方勇, 等. 双壁波纹钢管混凝土构件短柱轴压力学性能[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2025, 57(1): 1-9. DOI: 10.11918/202311039.

LU Bo, CUI Yan, FANG Yong, et al. Axial behavior of concrete-filled double-skin corrugated steel tubular columns[J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2025, 57(1): 1-9. DOI: 10.11918/202311039. (in Chinese)

[25] 王威, 甄国凯, 权超超, 等. 竖向梯形波纹腹板PEC柱轴压性能研究[J]. 工程科学与技术, 2022, 54(4): 29-38. DOI: 10.15961/j.jsuese.202100425.

WANG Wei, ZHEN Guokai, QUAN Chaochao, et al. Bearing performance of PEC column with vertical trapezoidal corrugated web under axial compression [J]. Advanced Engineering Sciences, 2022, 54(4): 29-38. DOI: 10.15961/j.jsuese.202100425. (in Chinese)

[26] 王威, 陈乐乐, 苏三庆, 等. 波形腹板部分包覆组合柱强轴偏心受压试验分析[J]. 建筑结构学报, 2023, 44(5): 252-263. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2021.0901.

WANG Wei, CHEN Lele, SU Sanqing, et al. Eccentric compression test and analysis of partially encased composite columns strong axis with corrugated webs [J]. Journal of Building Structures, 2023, 44(5): 252-263. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2021.0901. (in Chinese)

[27] GB/T 50152—2012 混凝土结构试验方法标准[S].

GB/T 50152—2012 Standard for test method of concrete structures[S]. (in Chinese)

[28] GB/T 228.1—2021 金属材料 拉伸试验 第1部分: 室温试验方法[S].

GB/T 228.1—2021 Metallic materials—Tensile testing: Part

1: Method of test at room temperature[S]. (in Chinese)

[29] JGJ/T 101—2015 建筑抗震试验规程[S].

JGJ/T 101—2015 Specification for seismic test of buildings [S]. (in Chinese)

[30] 过镇海. 钢筋混凝土原理[M]. 3版. 北京: 清华大学出版社, 2013: 311-316.

GUO Zhenhai. Principle of reinforced concrete [M]. 3rd ed. Beijing: Tsinghua University Press, 2013: 311-316. (in Chinese)

[31] GB 50010—2012 混凝土结构设计标准[S].

GB 50010—2012 Standard for design of concrete structures[S]. (in Chinese)

[32] 石永久, 王萌, 王元清. 结构钢材循环荷载下的本构模型研究[J]. 工程力学, 2012, 29(9): 92-98, 105. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2010.09.0711.

SHI Yongjiu, WANG Meng, WANG Yuanqing. Study on constitutive model of structural steel under cyclic loading [J]. Engineering Mechanics, 2012, 29(9): 92-98, 105. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2010.09.0711. (in Chinese)

[33] T/CECS 719—2020 部分包覆钢-混凝土组合结构技术规范[S].

T/CECS 719—2020 Technical specification for partially-encased composite structures of steel and concrete [S]. (in Chinese)

[34] 郭彦林, 张庆林. 波折腹板工形构件截面承载力设计方法[J]. 建筑科学与工程学报, 2006, 23(4): 58-63.

GUO Yanlin, ZHANG Qinglin. Design method of section bearing capacity of I-type member of corrugated web [J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2006, 23(4): 58-63. (in Chinese)