

汽车安全碰撞仿真的材料断裂卡片对比研究

姜子涵¹ 梁宾¹ 姜亚洲² 范吉富¹ 赵岩¹

(1.北京理工大学重庆创新中心,重庆 401120;2.重庆长安汽车股份有限公司,重庆 400020)

摘要:为研究不同硬化和断裂模型对汽车材料仿真精度的影响,设计并进行了DP590板材在多种应力状态下的材料级别力学试验。根据试验结果标定了路德维克(Ludwik)、斯威夫特(Swift)、沃斯(Voce)、霍克特-谢尔比(H-S)、斯威夫特-霍克特谢尔比(S-HS)5种硬化模型和修正摩尔库仑(MMC)、损伤起始和演化模型(DIEM)、约翰逊-库克(J-C)3种断裂模型。使用上述模型进行了试样级仿真和防撞梁落锤试验及仿真。对比结果表明,S-HS硬化模型和MMC断裂模型对于材料的变形行为和断裂行为的预测结果最精确。结合其他研究成果,推荐使用S-HS硬化模型结合MMC断裂模型预测高强钢板材塑性变形和断裂行为。

关键词:有限元 硬化模型 断裂模型

中图分类号:U465.1

文献标识码:A

DOI: 10.19710/J.cnki.1003-8817.20230178

Comparative Research on Material Fracture Cards for Automobile Safety Collision Simulation

Jiang Zihan¹, Liang Bin¹, Jiang Yazhou², Fan Jifu¹, Zhao Yan¹

(1. Chongqing Innovation Center, Beijing Institute of Technology, Chongqing 401120; 2. Chongqing Changan Automobile Co., Ltd., Chongqing 400020)

Abstract: In order to study the influence of different hardening and fracture models on the simulation accuracy of automotive materials, the material-level mechanical tests of DP590 sheet under various stress states were designed and carried out. According to the test results, 5 hardening models of Ludwik, Swift, Voce, Hockett-Sherby (H-S), Swift-Hockett-Sherby (S-HS) and 3 fracture models of Modified Mohr-Coulomb (MMC), Damage Initiation and Evolution Model (DIEM) and Johnson-Cook (J-C) were calibrated. The above models were applied to conduct specimen-level simulation and anti-collision beam drop weight test and simulation. The comparison results show that the S-HS hardening model and MMC fracture model have the most accurate prediction results for the deformation behavior and fracture behavior of materials. Combined with other research results, it is recommended to utilize the S-HS hardening model combined with the MMC fracture model to predict the plastic deformation and fracture behavior of high-strength steel plates.

Key words: Finite Element, Hardening Model, Fracture Model

1 前言

当前随着汽车碰撞标准法规的日益完善和汽车轻量化的指标提高,汽车结构件的选材和设计优化也迎来了新的挑战。这使得能在前期指导车身结构设计的计算机有限元技术得到了快速发

展,Abaqus、LS_DYNA等多种商业软件被逐渐用于汽车碰撞仿真分析。由于汽车结构件在服役工况下受力状态复杂,采用固定临界应变值或成形极限图(Forming Limit Diagram, FLD)难以准确预测车身结构件的断裂,需采用高精度的塑性本构及断裂模型进行研究^[1]。

作者简介:姜子涵(1997—),男,助理工程师,学士学位,研究方向为材料本构与断裂模型开发。

参考文献引用格式:

姜子涵,梁宾,姜亚洲,等.汽车安全碰撞仿真的材料断裂卡片对比研究[J].汽车工艺与材料,2023(8):7-14.

JIANG Z H, LIANG B, JIANG Y Z, et al. Comparative Research on Material Fracture Cards for Automobile Safety Collision Simulation[J]. Automobile Technology & Material, 2023(8): 7-14.

在对材料的断裂行为进行高精度模拟时,硬化模型及断裂模型并不存在唯一选择,不同的研究人员往往会选择多样的硬化和断裂模型。Hung 等^[2]针对 6061 铝合金型材采用金-团(Kim-Tuan)硬化模型和洪-杨(Hung-Young)断裂模型描述其塑性行为和断裂行为;妥之彧^[3]对比了斯威夫特(Swift)、路德维克(Ludwik)和约翰逊-库克(Johnson-Cook, J-C)硬化模型对于 DP900 板材塑性行为的预测;鄂宏伟等^[4]采用多种硬化模型模拟 DC56D+Z 超深冲钢的汽车后背门内板成形,发现采用霍克特-谢尔比(Hockett-Sherby, H-S)模型的仿真结果和试验冲压结果最为一致。即便对于同种材料,往往也会采用不同的模型进行参数标定。同样针对 DP780 板材,Christian 等^[5]采用了斯威夫特-沃斯(Swift-Voce)混合硬化模型和霍斯福德-库仑(Hosford-Coulomb)断裂准则描述材料的塑性变形及断裂行为;曾龙^[6]采用修正 Swift 硬化模型及修正摩尔库仑(Modified Mohr-Coulomb, MMC)断裂模型也获得和试验较为一致的结果;Yanshan 等^[7]则是使用 Swift 硬化模型和 DF2012 断裂模型预测了材料的变形及断裂。多种多样的硬化模型和断裂模型衍生出更多的组合,工程应用人员很难从文献中选出精度最高的硬化模型及断裂模型。

以 1.2 mm 厚冷轧 DP590 板材为例,通过试样设计、试验测试和数据处理等步骤,标定了 Ludwik、Swift、沃斯(Voce)、H-S、斯威夫特-霍克特谢尔比(Swift-Hockett Sherby, S-HS)5 种硬化模型和 MMC 模型、损伤起始和演化模型(Damage Initiation and Evolution Model, DIEM)、J-C 模型 3 种断裂模型。进行了对应模型的试样级数值仿真,将试验结果与多种仿真结果对比分析。

2 试验设备及试验方法

采用 ZWICK 100KN Allround table top 准静态万能拉伸试验机(图 1)对 DP590 材料进行材料力学性能测试。试验按照 GB/T 228.1—2021《金属材料 拉伸试验 第 1 部分:室温试验方法》,采用 A50 准静态单向拉伸试样(图 2)进行材料力学性能测试,获取材料力学性能数据(力位移、屈服强度、抗拉强度、弹性模量等)。



图 1 ZWICK 准静态万能拉伸试验机

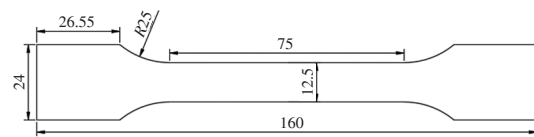


图 2 A50 准静态单向拉伸试样

材料断裂性能测试中,设计了表征材料多种应力状态断裂试验试样(图 3)进行断裂性能测试。使用数字图像相关(Digital Image Correlation, DIC)技术的 GOM ARAMIS Adjustable 全场应变测量分析设备(图 4)测量试样的位移场与应变场分布。采用 25 mm 虚拟引伸计进行试验过程中的变形测量,通过 ZWICK 100 kN Allround table top 准静态万能拉伸试验机进行载荷采集。处理并得到材料断裂性能数据(力位移曲线、应变分布云图、断裂应变)。

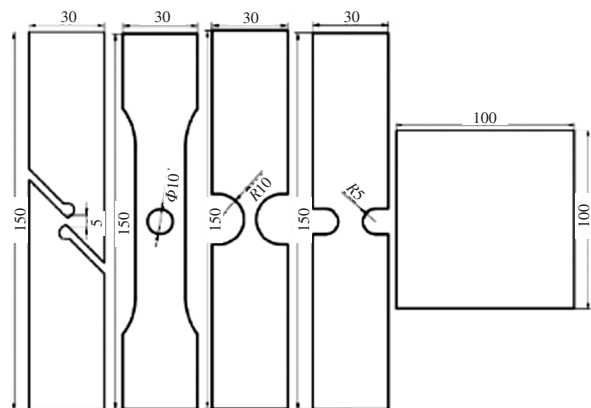


图 3 表征多种应力状态的试样

3 不同塑性本构模型标定及对比

3.1 试验数据处理

在拉伸试验机获取的准静态单向拉伸力-位移曲线,通过式(1)和式(2)计算得到工程应力及

工程应变。通过式(3)及式(4)计算材料的真应力及真应变。删去颈缩点以后的数据,通过式(5)计算材料的塑性应变,最终获得屈服到颈缩段的真应力-塑性应变曲线见图5。

$$\sigma = F/A \quad (1)$$

$$\varepsilon = l/l_0 \quad (2)$$

$$\sigma_T = \sigma(1 + \varepsilon) \quad (3)$$

$$\varepsilon_T = \ln(1 + \varepsilon) \quad (4)$$

$$\varepsilon_p = \ln(1 + \varepsilon_T - \frac{\sigma}{E}) \quad (5)$$

式中, σ 为工程应力; F 为测得的载荷; A 为试样平行段初始截面积; ε 为工程应变; l 为引伸计在试验过程中伸长量; l_0 为引伸计原始长度; σ_T 为真应力, ε_T 为真应变; ε_p 为塑性应变; E 为弹性模量。

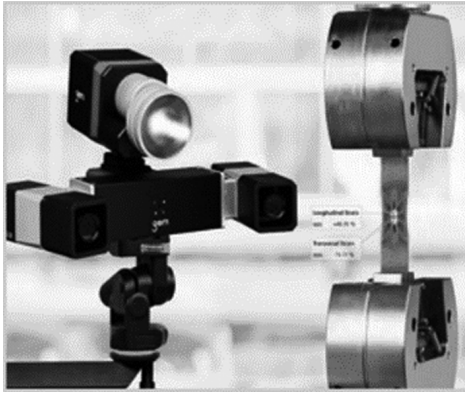


图4 全场应变测量分析设备

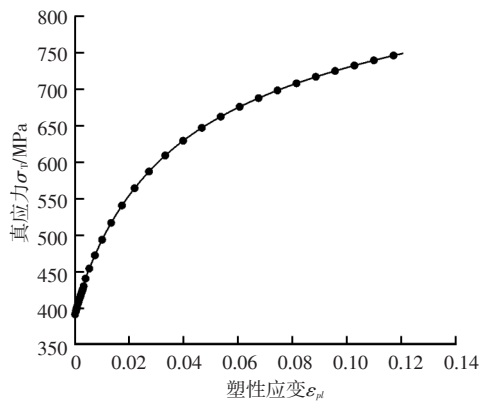


图5 准静态单向拉伸试验数据处理

3.2 硬化模型拟合

上述方法只适用于材料从屈服到颈缩之间的应力应变关系,对于高应变下的塑性行为,一般采用硬化模型进行拟合外延。根据高应变外延真应力是否有上限值而将硬化模型分为非饱和硬化模型和饱和硬化模型。其中,非饱和硬化模型被广

泛使用的有 Ludwik^[8]模型式(6)和 Swift^[9]模型式(7):

$$\sigma_T = \sigma_0 + K^*(\varepsilon_p)^n \quad (6)$$

$$\sigma_T = K^*(\varepsilon_p + \varepsilon_0)^n \quad (7)$$

式中, σ_T 为真应力; σ_0 为屈服强度; ε_0 为屈服强度等效得到的初始等效塑性应变; ε_p 为塑性应变; K 和 n 为材料常数。

饱和硬化模型中常用的有 Voce^[10]模型见式(8)和 H-S^[11]模型式(9):

$$\sigma_T = \sigma_0 + a(1 - e^{-b\varepsilon_p}) \quad (8)$$

$$\sigma_T = \sigma_0 + a(1 - e^{-b(\varepsilon_p)^c}) \quad (9)$$

式中, σ_T 为真应力; ε_p 塑性应变; σ_0 为屈服强度; a 、 b 、 c 为材料常数。

用上述4种硬化模型拟合试验获得的真应力-塑性应变曲线以得到模型中的材料常数,即标定模型。而后采用 Swift 模型和 H-S 模型进行加权调整得到混合硬化模型,使其在曲线形貌有更大的自由调节度,最后基于标定后的模型将塑性应变外延到1。S-HS 混合硬化模型如式10所示:

$$\sigma_T = p[K(\varepsilon_p + \varepsilon_0)^n] + (1 - p)[\sigma_0 + a(1 - e^{-b(\varepsilon_p)^c})] \quad (10)$$

式中, σ_T 为真应力; ε_p 为塑性应变; ε_0 为进入塑性变形时初始应变; σ_0 为屈服强度; a 、 b 、 c 、 K 、 n 为材料常数; p 为由优化得到的加权系数。

5种硬化模型外延结果和原始数据的对比如图6所示,各模型拟合得到参数如表1所示。

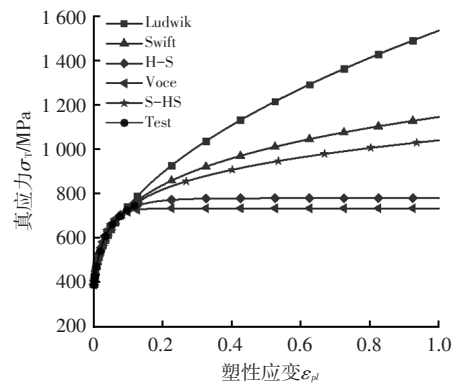


图6 不同硬化模型拟合结果对比

3.3 不同塑性本构模型数值仿真对比

根据试样形状及相应的试验条件,构建相同

工况下的数值模型,采用 von Mises 关联本构结合不同硬化模型进行数值仿真验证,构建的数值模型如图7所示。提取仿真结果中的力-位移曲线与试验曲线对比如图8所示。对比仿真结果和试验结果的载荷差异,其相对精度如表2所示。可见,采用非饱和硬化模型的仿真结果普遍在颈缩发生

后载荷偏高,饱和硬化模型的仿真结果则相反。结合了二者的S-HS模型从曲线形貌对比和相对精度两个维度上与试验最符合,说明其更能反应材料在多种应力状态下的塑性变形行为。因此在后续的断裂模型数值仿真中采用S-HS混合硬化模型。

表1 不同硬化模型拟合参数表

硬化模型	σ_0 屈服强度/MPa	ϵ_0 屈服应变	a 材料常数/MPa	b 材料常数	c 材料常数	K 材料常数/MPa	n 材料常数	p 加权系数
Ludwik	391					1 143	0.51	
Swift		3.98×10^{-3}				1 144	0.19	
H-S	391		389	13.29	0.82			
Voce	391		343	31.63				
S-HS	391	3.98×10^{-3}	389	13.29	0.82	1 144	0.19	0.71

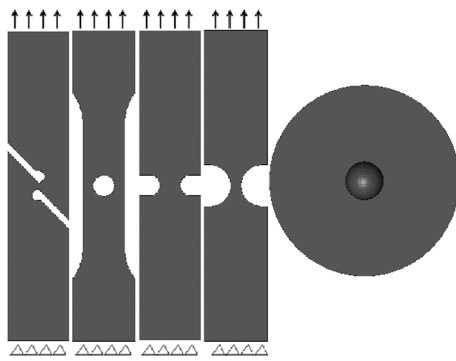
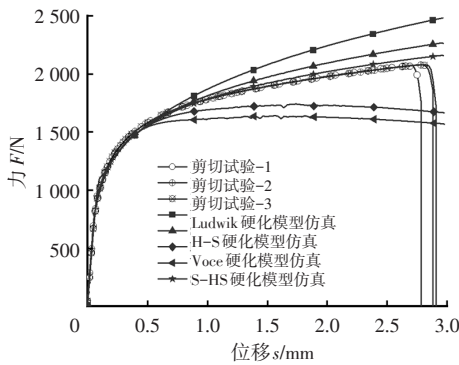
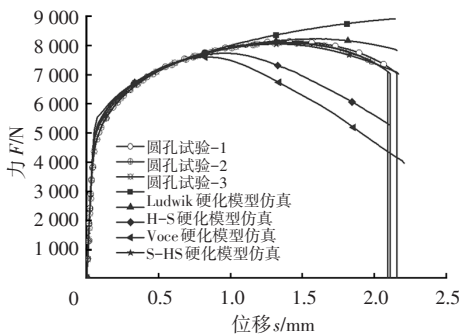


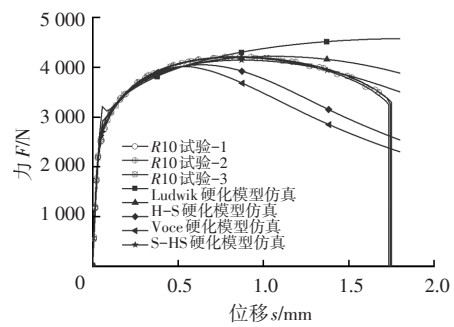
图7 断裂试验数值模型



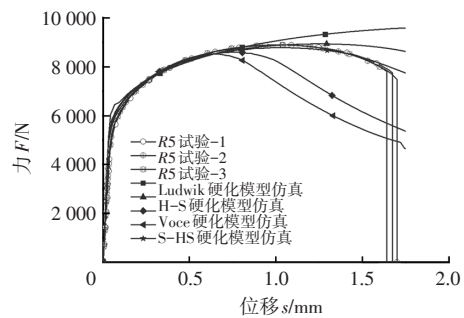
(a)剪切试验



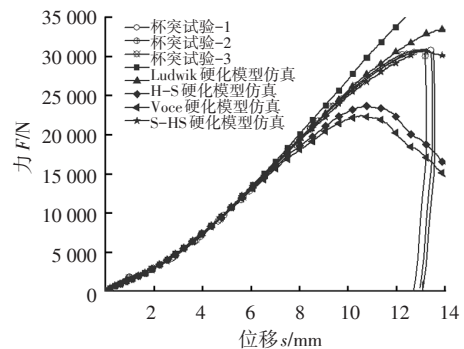
(b)圆孔试验



(c)R10试验



(d)R5试验



(e)杯突试验

图8 不同硬化模型力与位移数值仿真结果

4 不同断裂模型标定及对比

4.1 断裂模型介绍

汽车结构件在发生断裂前会产生较大的塑性变形,属于韧性断裂。在有限元软件LS_DYNA中,一般采用断裂模型预测材料的韧性断裂。多年来,研究人员提出了多种断裂模型如常应变模型、Cockcroft-Latham^[12]断裂模型、Rice-Tracey^[13]断裂模型、Brozzo^[14]断裂模型、Oh^[15]断裂模型、J-C^[16]断裂模型、MMC^[17]断裂模型、DIEM^[18]断裂模型。其中基于损伤理论的J-C、MMC和DIEM断裂模型,因其考虑了不同应力状态对材料断裂性能的差异,被广泛应用于汽车行业中预测结构件的失效行为。

J-C断裂模型是一种基于材料孔洞增长理论的断裂模型,考虑了应力状态,温度,应变速率对于材料断裂性能的影响。在进行准静态试样标定时,不考虑模型的温度项和应变速率项,此时J-C断裂模型简化为式(11):

$$\varepsilon_f = [D_1 + D_2 e^{(D_3 \eta)}] \quad (11)$$

式中, D_1 、 D_2 、 D_3 为材料常数; η 为应力三轴度; ε_f 为断裂应变。

MMC断裂模型由 Bai, Y 基于 Mohr-Coulomb 断裂机理,转化为应力空间的物理量得到。平面应力状态的 MMC 断裂模型如式(12)所示:

$$\varepsilon_f = \left\{ \begin{aligned} & \left[\frac{K}{C} \left[C_\theta^* + \frac{\sqrt{3}}{2 - \sqrt{3}} (1 - C_\theta^*) \right. \right. \\ & \left. \left. \left(\sec \left(\frac{\pi \left(1 - \frac{2}{\pi} \arccos - \frac{27}{2} \eta \left(\eta^2 - \frac{1}{3} \right) \right)}{6} \right) - 1 \right) \right]^* \right. \\ & \left. \left[\frac{1 + f^2}{3} \cos \left(\frac{\pi \left(1 - \frac{2}{\pi} \arccos - \frac{27}{2} \eta \left(\eta^2 - \frac{1}{3} \right) \right)}{6} \right) \right]^+ \right. \\ & \left. \left. \left. f \left(\eta + \frac{1}{3} \sin \left(\frac{\pi \left(1 - \frac{2}{\pi} \arccos - \frac{27}{2} \eta \left(\eta^2 - \frac{1}{3} \right) \right)}{6} \right) \right) \right] \right] \right\}^{-\frac{1}{n}} \quad (12)$$

式中, K 、 C 、 C_θ^* 、 f 、 n 为材料参数; η 为应力三轴度, ε_f 为断裂应变。

DIEM断裂模型假设材料的断裂是由损伤产生和损伤演化导致。损伤产生准则分为正向准则

和剪切准则,需将2种准则组合使用。其中,DIEM正向准则公式如式(13)所示,DIEM剪切准则公式如式(14)所示。

$$\varepsilon_{f_n} = d e^{\frac{1 - k_{NF} \eta}{q \frac{\sigma_1}{\sigma}}} \quad (13)$$

$$\varepsilon_{f_s} = \frac{\varepsilon_{SF}^+ \sinh \left(f \left(\frac{1 - k_{SF} \eta}{\frac{\tau_{max}}{\sigma}} - \theta^- \right) \right)}{\sinh \left(f \left(\theta^+ - \theta^- \right) \right)} + \frac{\varepsilon_{SF}^- \sinh \left(f \left(\theta^+ - \frac{1 - k_{SF} \eta}{\frac{\tau_{max}}{\sigma}} \right) \right)}{\sinh \left(f \left(\theta^+ - \theta^- \right) \right)} \quad (14)$$

式中, d 、 q 、 k_{NF} 、 ε_{SF}^+ 、 ε_{SF}^- 、 f 、 k_{SF} 为材料参数; σ_1 为第一主应力; σ 为等效应力; τ_{max} 为最大剪应力; ε_{f_n} 为正向准则下断裂应变; ε_{f_s} 为剪切准则下断裂应变。

表2 不同硬化模型仿真结果精度 %

硬化模型	剪切试验精度	圆孔试验精度	R10试验精度	R5试验精度	杯突试验精度	模型综合精度
Ludwik	81.47	90.23	91.25	92.50	73.62	85.81
Swift	92.32	88.03	79.66	86.35	93.94	88.06
H-S	81.29	68.94	77.23	72.35	54.68	70.90
Voce	76.48	59.01	69.90	64.34	49.49	63.84
S-HS	97.13	97.42	90.67	96.39	95.86	95.49

在3种断裂失效模型中,均假设损伤按照线性进行积累,当损伤因子 D 等于1时,材料失效,裂纹产生。损伤因子的计算如式15所示:

$$D = \int \frac{d\varepsilon_p}{\varepsilon_f} \quad (15)$$

式中, D 为损伤因子; ε_p 为等效塑性应变; ε_f 为断裂应变。

4.2 断裂参数获取

从不同断裂试验的仿真结果中获取断裂单元的应力三轴度 η 。由于试验过程中应力三轴度 η 随试样变形而发生变化,因此最终按照式(16)计算应力三轴度 η 的平均值。不同断裂试验的断裂应变 ε_f 从断裂试验 DIC 全场应变分析结果中获取。获得材料在不同应力状态下的断裂参数值如表3所示。

$$\eta = \frac{1}{\varepsilon_f} \int_0^{\varepsilon_f} \eta(\varepsilon_p) d\varepsilon_p \quad (16)$$

式中, η 为应力三轴度; ε_f 为断裂应变; ε_p 为等效塑性应变。

表3 不同应力状态下DP590断裂参数

断裂试验	剪切试验	圆孔试验	R10试验	R5试验	杯突试验
应力三轴度 η	0.025	0.370	0.445	0.531	0.638
断裂应变	0.829	0.827	0.627	0.535	1.080

4.3 不同断裂模型拟合及仿真结果对标

基于表3中断裂参数信息,根据式(11)~式(14)进行MMC、DIEM、J-C断裂模型的曲线拟合优化,最终得到的3种断裂模型的二维断裂曲线如图9所示。

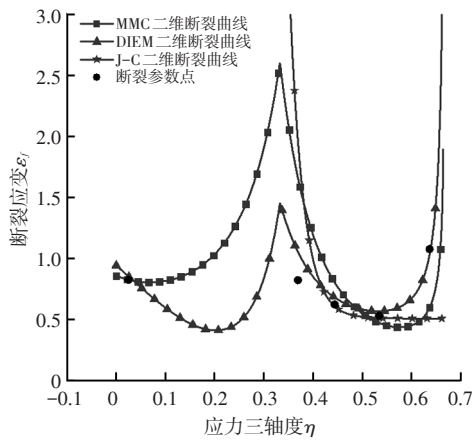
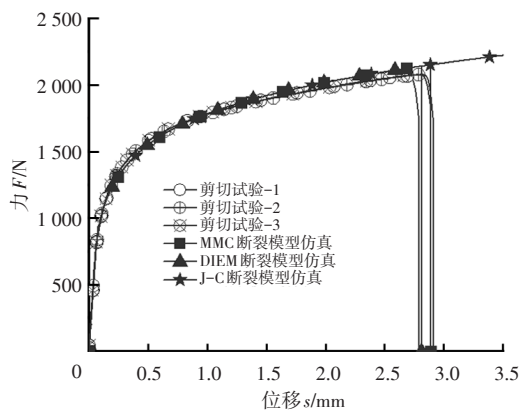
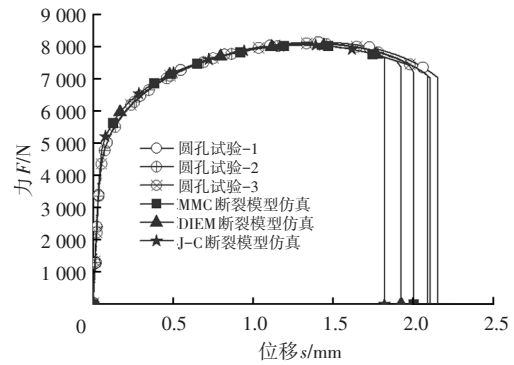


图9 不同断裂模型拟合获得二维断裂曲线

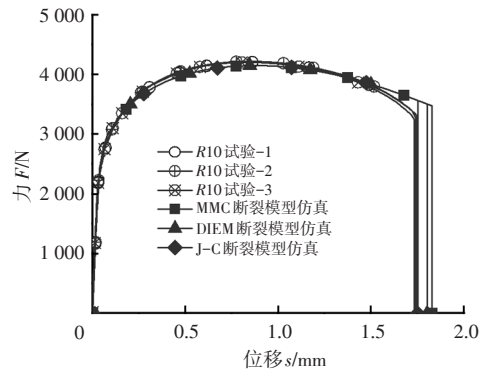
按照5种断裂试验条件进行数值建模并采用3种断裂模型进行仿真模拟预测试样的断裂行为。最终得到的试验与仿真载荷-位移曲线对比结果如图10所示。不同断裂模型下试样的断裂位移与试验值对比差异如表4所示。从曲线结果对比及断裂位移误差结果综合比较,MMC断裂模型对于材料的断裂行为预测最准确。



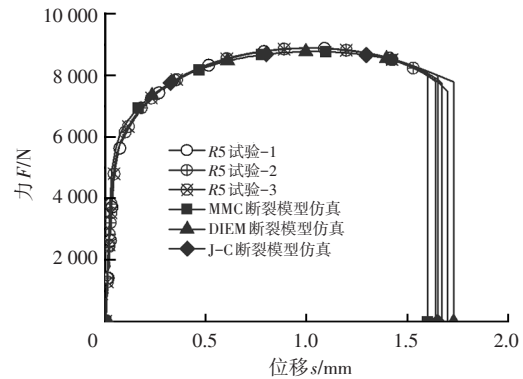
(a)剪切试验



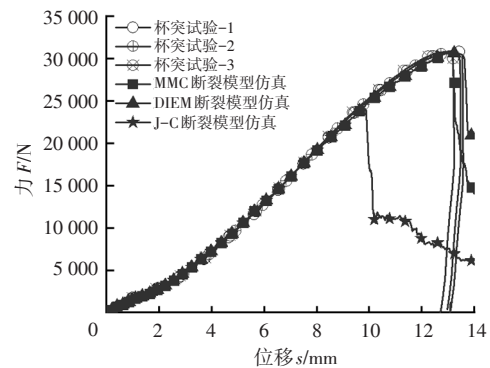
(b)圆孔试验



(c)R10试验



(d)R5试验



(e)杯突试验

图10 不同断裂模型力与位移数值仿真结果

5 部件对标结果与分析

对DP590板材成型的后防撞梁进行了落锤

冲击试验如图 11 所示,落锤高度为 1.2 m,落锤总质量为 274 kg。并建立条件一致的几何模型与边界条件,代入 S-HS 硬化模型和 MMC 断裂模型进行仿真模拟,如图 11 所示。由图 12 可见,试验和仿真的断口形貌较为一致,试验和仿真加速度-时间曲线(图 13)也有很高的重合度。表明采用 S-HS 硬化模型和 MMC 断裂模型能准确预测材料在大变形和复杂应力状态下的变形及断裂行为。

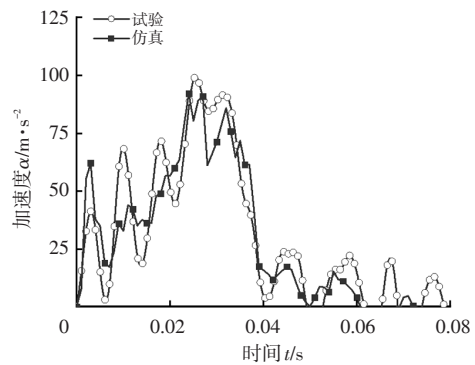


图 13 零部件试验和模型仿真加速度-时间

断裂模型	剪切试验精度	圆孔试验精度	R10 试验精度	R5 试验精度	杯突试验精度	模型综合精度
MMC	98.61	94.21	95.08	95.42	97.23	96.11
DIEM	97.78	89.78	96.55	96.59	98.44	95.83
J-C	未断裂	86.00	99.42	98.22	73.65	

6 结论

针对冷轧 DP590 板材进行了准静态单向拉伸试验和多种应力状态下的断裂试验,优化了不同的硬化模型和断裂模型。使用这些模型的仿真结果与试验结果的比对分析,得出如下结论。

a. Ludwik、Swift、Voce、H-S、S-HS 中,S-HS 混合硬化模型因其比例分配因子的柔性,使得预测材料在多种应力状态下的塑性变形行为的精度最高。

b. 在 DIEM、J-C 与 MMC 三种断裂模型中,MMC 模型对于 DP590 板材的材料试验的断裂行为预测精度最佳。

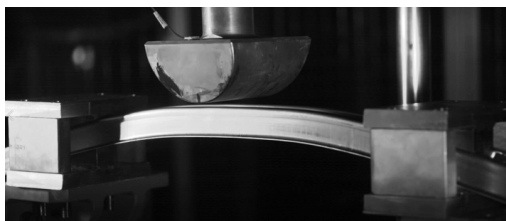
c. 采用 S-HS 硬化模型和 MMC 断裂模型,针对 DP590 防撞梁落锤试验的仿真结果中的断口形貌和时间-加速度曲线与试验中的结果有着高重合性,这证实该硬化模型与断裂模型组合在预测 DP590 板材的塑性变形与断裂行为有着非常高的精度。

d. 对其他高强钢板材如 DP780、DP980、QP980 进行了不同硬化及断裂模型对比,也获得了相近的结论。因此,对于高强钢板材,推荐使用 S-HS 硬化模型和 MMC 断裂模型进行数值仿真模拟。

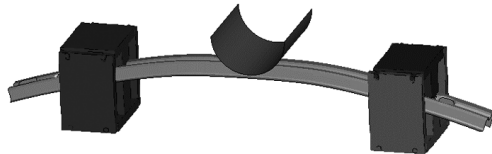
参考文献:

[1] 梁宾,赵岩,赵清江. 基于 GISSMO 失效模型的 6016 铝合金板材断裂行为研究及应用[J]. 机械工程学报, 2019, 55(18): 53-62.

[2] HUNG Q, KIM Y S. Effect of non-associated flow rule on fracture prediction of metal sheets using a novel anisotropic ductile fracture criterion[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2021(195): 1-21.



(a)落锤冲击试验

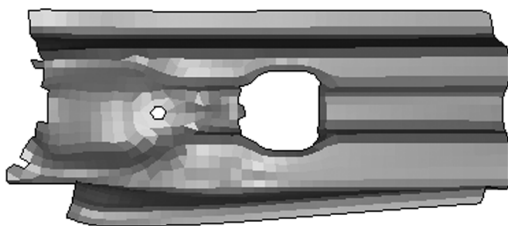


(b)落锤冲击试验数值模型

图 11 落锤冲击试验与数值模型



(a)试验零件断口



(b)模型仿真断口

图 12 零部件试验和模型仿真断口形貌

- [3] 妥之或. 考虑应变路径与应变速率的DP900板材损伤行为实验及仿真研究[D]. 济南: 山东大学, 2021.
- [4] 鄂宏伟, 李亚东, 郑学斌, 等. 屈服准则和硬化模型对DC56D+Z钢汽车后背门内板成形仿真精度的影响[J]. 机械工程材料, 2021, 45(10): 91-96+103.
- [5] CHRISTIAN C R, DIRK M. Ductile fracture experiments with locally proportional loading histories[J]. International Journal of Plasticity, 2016, 79: 328-35.
- [6] 曾龙. 高强钢点焊接头失效行为及仿真模型研究[D]. 北京: 清华大学, 2013.
- [7] YANSHAN L, HOON H. New ductile fracture criterion for prediction of fracture forming limit diagrams of sheet metals[J]. International Journal of Solids and Structures, 2012(49): 3605-3615.
- [8] LUDWIK P. Elemente der technologischen Mechanik[M]. Berlin: Springer-Verlag, 1909.
- [9] SWIFT H W. Plastic instability under plane stress[J]. Mech. Phy. Solid, 1952(1): 1-18.
- [10] VOCE E. The relationship between stress and strain for homogeneous deformation[J]. Journal of the Institute Metals, 1948(74): 537-562.
- [11] HOCKETT J E, SHERBY O D. Large strain deformation of polycrystalline metals at low homologous temperatures [J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1975: 87-98
- [12] COCKCROFT, M G, LATHAM D J. Ductility and the workability of metals[J]. Journal of the Institute of Metals, 1968(96): 33-39.
- [13] 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): 201-217.
- [14] BROZZO P, DELUCA B, RENDINA R. A new method for the prediction of formability in metal sheets[C]// Proceedings of the 7th Biennial Conference of the International Deep Drawing Research Group on Sheet Metal Forming and Formability, 1972.
- [15] OH S I, CHEN C C, KOBAYASHI S. Ductile fracture in axisymmetric extrusion and drawing: Part 2, workability in extrusion and drawing[J]. ASME Journal of Engineering for Industry, 1979(101): 36 - 44.
- [16] 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.
- [17] BAI Y, WIERZBICKI T. Application of extended Mohr - Coulomb criterion to ductile fracture[J]. International Journal of Fracture, 2010, 161(1): 1-20.
- [18] BORRVALL T. A General Damage Initiation and Evolution Model (DIEM) in LS-DYNA[C]// European Ls-dyna Conference, 2013.