

# 基于 MMC 准则的双相高强钢 HC820/1180DPD+Z 断裂失效模型分析

郭 鹤<sup>1,2</sup>, 张玉华<sup>1</sup>

(1. 郑州科技学院 机械工程学院, 河南 郑州 450064; 2. 河南省数字化智能装备工程研究中心, 河南 郑州 450064)

**摘要:** 对超高强双相钢 HC820/1180DPD+Z 的断裂失效模型开展研究, 并分析了其微观组织和力学性能。基于 MMC 断裂失效准则, 设计了 5 种失效试样, 采用万能试验机和 DIC 获得了 5 种试验的断裂临界塑性应变和力-位移曲线, 采用 Swift 和 Hockett-Sherby 混合硬化模型拟合并获取了材料的外延硬化曲线, 并得到混合模型的最佳加权系数和 5 种试样的仿真模型, 基于仿真模型获得 5 种应力状态下的应力三轴度和临界塑性应变。最后, 基于 MMC 断裂失效模型拟合获得材料的失效曲线, 并采用防撞梁落锤冲击试验与仿真对比分析, 验证了断裂失效模型的准确性和精度。结果表明: 混合硬化模型对材料硬化曲线的拟合精度较高, 加权系数  $\alpha$  为 0.3 时各断裂失效试样的最大力值误差小于 3%; 未应用断裂失效模型的加速度-时间曲线与试验曲线明显不符, 误差较大, 而应用 MMC 断裂失效模型的断裂形貌与试验结果相符, 断裂时刻和加速度最大值时的误差分别为 2.5% 和 1.7%, 说明模型的精度较高, 可以应用于整车碰撞仿真分析。

**关键词:** 双相高强钢; MMC 准则; 断裂失效模型; 落锤冲击; 应力三轴度; 塑性应变

**DOI:** 10.13330/j.issn.1000-3940.2023.10.034

中图分类号: U463.83; U461.91

文献标志码: A

文章编号: 1000-3940 (2023) 10-0235-10

## Analysis on fracture failure model for dual-phase high-strength steel HC820/1180DPD+Z based on MMC criterion

Guo He<sup>1,2</sup>, Zhang Yuhua<sup>1</sup>

(1. College of Mechanical Engineering, Zhengzhou University of Science & Technology, Zhengzhou 450064, China;

2. Henan Digital Intelligent Equipment Engineering Research Center, Zhengzhou 450064, China)

**Abstract:** The fracture failure model of ultra-high-strength dual-phase steel HC820/1180DPD+Z was studied, and the microstructure and mechanical properties were analyzed. Then, based on MMC fracture failure criterion, five failure samples were designed. Furthermore, the fracture critical plastic strain and force-displacement curves of five samples were obtained by universal testing machine and DIC, the epitaxial hardening curve of material was fit and obtained by Swift and Hockett-Sherby hybrid hardening models, and the optimal weight coefficient of hybrid hardening model and the simulation models of five samples were obtained, based on the simulation models, the stress triaxiality and the critical plastic strain under five stress states were obtained. Finally, the failure curve of the material was obtained based on the MMC fracture failure model, and the anti-collision beam drop hammer impact test and simulation comparison analysis were used to verify the accuracy and accuracy of the model. The results show that the hybrid hardening model has a high accuracy in fitting the hardening curve of the material. When the weighting coefficient  $\alpha$  is 0.3, the error in the maximum force value of each fracture failure sample is less than 3%. The acceleration-time curve without applying the fracture failure model is obviously inconsistent with the test curve, and the error is large. With the MMC fracture failure model, the fracture morphology is consistent with the experimental results, and the errors at the moments of fracture and reaching the maximum acceleration value are 2.5% and 1.7% respectively.

**Key words:** dual-phase high-strength steel; MMC criterion; fracture failure model; drop test; stress triaxiality; plastic strain

超高强钢在汽车车身的应用, 在实现轻量化的同时, 也提升了整车的碰撞安全性。HC820/1180DPD+

Z 是一种典型的双相高强钢材料, 主要应用在门槛加强板、座椅横梁等零件, 是一种重要的轻量化材料。车辆碰撞过程中, 金属材料呈现出大应变复杂应力状态的承载过程, 受力和失效过程均比较复杂<sup>[1]</sup>。碰撞安全仿真分析是车身设计和选材的重要依据, 材料性能参数输入是影响分析结果的重要因

收稿日期: 2023-07-19; 修订日期: 2023-09-22

基金项目: 河南省高等学校重点科研项目 (22B460029)

作者简介: 郭 鹤 (1989-), 女, 硕士, 讲师

E-mail: he\_guo@zit.edu.cn

素,其中断裂失效参数直接影响零件的失稳和失效<sup>[2]</sup>。随着仿真分析精度要求越来越高,传统定义材料的应力或者应变失效的方法,已无法满足高精度仿真分析的要求,因此,开展高精度断裂失效模型研究具有重要的应用价值。

国内外学者针对材料的失效和模型开展了一定的研究,李鹤飞等<sup>[3]</sup>从尺寸效应和能量准则等方面系统地阐述了估算小试样断裂韧性的方法,并探讨了高强钢中拉伸性能、冲击韧性与断裂韧性的定量关系研究进展;翟雁等<sup>[4]</sup>通过对 5 种不同强度级别的低合金高强钢材料开展疲劳特性研究发现,施加循环载荷后,样品表面发生侵入或挤出进而形成初始的微裂纹,并最终产生宏观裂纹导致开裂;王雪松<sup>[5]</sup>针对超高强钢复杂截面薄壁构件辊弯成形开展研究,对成形过程中的断裂行为进行预测,并提出控制方案;Luo M 等<sup>[6]</sup>采用了 Modified Mohr-Coulomb 延性断裂准则,分析了双相钢板在拉伸弯曲过程中的失效行为,并研究不同因素对失效模式和载荷-位移响应的影响;张骥超等<sup>[7]</sup>采用 MMC 断裂失效模型对 QP1180 钢不同应力状态下的失效进行描述,采用帽型梁三点弯曲测试进行验证;陈自凯等<sup>[8]</sup>采用 GISSMO 失效模型对 DP980 钢不同应力状态下的失效进行分析,获取失效模型,并采用矩形截面梁折弯进行验证标定;周佳等<sup>[9]</sup>采用 GISSMO 断裂失效模型对热成形高强钢板的断裂性能进行研究,设计了 5 种典型试样,拟合获取断裂失效模型,并采用 B 柱静态加载失效测试进行模型精度验证;余立等<sup>[10]</sup>以 DP780 双相钢为研究对象,研究了其在典型应变状态下的断裂失效行为,并对试样的微观组织和断口形貌进行了观察和表征,分析了 DP780 双相钢在不同应变下的断裂机理。分析发现,模型分析过程中的硬化曲线和应力三轴度提取过程存在较大差异,同时采用准静态加载验证模型精度与实际动态加载过程存在一定的差异,这里对提取过程和对标分析进行优化改进。

本文针对超高强双相钢 HC820/1180DPD+Z 的断裂失效性能和失效模型开展研究;对材料的微观组织和静态力学性能进行分析;基于 MMC 断裂失效模型,设计了 5 种失效测试试样,包括纯剪切、中心孔拉伸、R10 缺口拉伸、R5 缺口拉伸及杯突试样等;采用万能试验机开展测试,通过 DIC 获得断裂临界塑性应变,并获得力-位移曲线;采用 Swift 和 Hockett-Sherby 混合硬化模型拟合获取材料的外延硬化曲线,将其作为断裂试样的有限单元仿真模

型参数输入,获取力-位移曲线误差最小时的最佳加权系数和试样的仿真模型;从仿真模型获取各试样断裂单元的应力三轴度,进而获得 5 种应力状态下的应力三轴度和临界塑性应变;基于 MMC 断裂失效模型拟合获得材料的失效曲线;采用防撞梁落锤冲击试验与仿真对比分析,验证 MMC 断裂失效模型、不定义失效模型等的仿真结果与实测结果的差异,验证模型的准确性和精度。

## 1 MMC 断裂失效准则

MMC 断裂失效准则是 MIT 在 2007 年基于 Mohr-Coulomb 断裂机理而提出的<sup>[11]</sup>,采用应力三轴度  $\eta$ 、洛德角参数  $\xi$  或者归一化洛德角参数  $\bar{\theta}$  共同表征。应力三轴度  $\eta$  表示某一测试点的静水压力和 Mises 等效应力的比值,可以写为:

$$\eta = \frac{-p}{q} = \frac{\frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)}{q} = \frac{\frac{1}{3}I_1}{\sqrt{3}J_2} \quad (1)$$

式中:  $p$  为静水压力;  $I_1$  为第一应力不变量;  $\sigma_1$ 、 $\sigma_2$ 、 $\sigma_3$  分别为 3 个方向的应力分量;  $J_2$  为第二偏应力张量不变量;  $q$  为 Mises 等效应力,  $q = \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}$ 。

洛德角参数  $\xi$  可以写为:

$$\xi = \frac{27}{2} \times \frac{J_3}{q^3} = \frac{3\sqrt{3}}{2} \times \frac{J_3}{J_2^{3/2}} \quad (2)$$

式中:  $J_3$  为第三偏应力张量不变量。

归一化洛德角参数  $\bar{\theta}$  可以写为:

$$\bar{\theta} = 1 - \frac{6\theta}{\pi} = 1 - \frac{2}{\pi} \arccos \xi \quad (3)$$

式中:  $\theta$  为洛德角因子。

MMC 断裂失效模型中,断裂时刻的等效塑性应变  $\hat{\varepsilon}_f$  可表示为应力三轴度  $\eta$ 、归一化洛德角参数  $\bar{\theta}$  的函数:

$$\hat{\varepsilon}_f = \left\{ \frac{K}{C} \left[ C_\theta^s + \frac{\sqrt{3}}{2 - \sqrt{3}} (1 - C_\theta^s) \left( \sec\left(\frac{\pi\bar{\theta}}{6}\right) - 1 \right) \right] \times \left[ \sqrt{\frac{1+f^2}{3}} \cos\left(\frac{\pi\bar{\theta}}{6}\right) + f\left(\eta + \frac{1}{3} \sin\left(\frac{\pi\bar{\theta}}{6}\right)\right) \right] \right\}^{-\frac{1}{n}} \quad (4)$$

式中:  $K$ 、 $C$ 、 $C_\theta^s$ 、 $f$ 、 $n$  为 5 个待拟合系数,其数值可通过试验与有限元仿真相结合的方法进行标定。

材料的断裂时刻由塑性损伤积累因子  $D$  决定,

如式 (5) 所示, 当  $D=1$  时, 单元失效。

$$D = \frac{\varepsilon}{\hat{\varepsilon}_f} \quad (5)$$

$$dD = \frac{d\varepsilon_p}{\hat{\varepsilon}_f(\eta, \bar{\theta})} \quad (6)$$

式中:  $\varepsilon$  为应变;  $\varepsilon_p$  为等效塑性应变。

平面应力状态下, 即仿真分析采用壳单元分析时, 不考虑厚度方向的影响作用, 材料某单元的归一化洛德角参数是该单元应力三轴度的函数, 如式 (7) 所示, 即断裂失效时刻的等效塑性应变是应力三轴度  $\eta$  的函数, 即  $\varepsilon_f = \varepsilon_p(\eta)$ 。

$$\bar{\theta} = 1 - \frac{2}{\pi} \times \arccos \left[ -\frac{27}{2} \times \eta \times \left( \eta^2 - \frac{1}{3} \right) \right] \quad (7)$$

因此, 可以通过测试不同失效状态下的应力三轴度和断裂时刻的等效塑性应变, 对公式 (7) 的参数进行拟合, 获取断裂失效方程, 并对模型参数进行标定和优化, 获得的 MMC 断裂失效模型能准确表征材料在复杂受力状态下的断裂失效行为。

因此, 根据 MMC 模型原理, 设计纯剪切试验、R5 缺口拉伸试验、R10 缺口拉伸试验、中心孔拉伸试验及杯突试验, 各试验所采用的试样设计尺寸如图 1 所示。

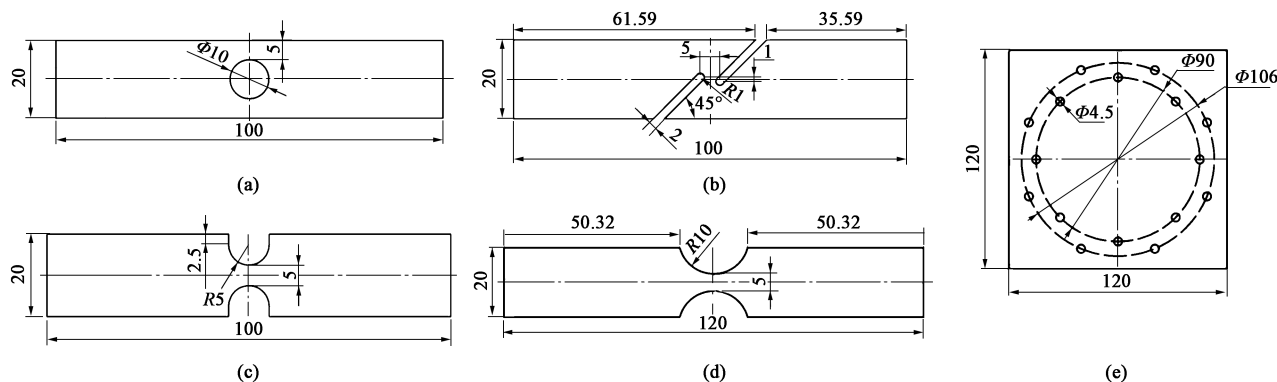


图 1 各试验的试样尺寸设计

(a) 中心孔拉伸试验 (b) 纯剪切试验 (c) R5 缺口拉伸试验 (d) R10 缺口拉伸试验 (e) 杯突试验

Fig. 1 Design of sample sizes in each test

(a) Center hole tensile test (b) Pure shear test (c) R5 notch tensile test (d) R10 notch tensile test (e) Cupping test

## 2 断裂失效测试及模型拟合

### 2.1 试验材料

试验材料为汽车车身结构件用双相高强钢 HC820/1180DPD+Z, 典型的 GPa 级高强钢, 主要应用于车身重要的承载安全件, 如门槛边梁外板、座椅横梁和 A 柱加强板等, 其显微组织结构如图 2 所示。

由材料的金相组织可以看出, 其主要由马氏体和铁素体组成, 马氏体组织以马岛状弥散分布在铁素体基体上, 其中马氏体属于硬质强化相, 使得材料具备较高的强度, 而铁素体则属于软相组织, 使得材料具有一定的塑性; 同时, 马氏体含量明显较高, 马氏体与铁素体的界限分明, 说明此时的马氏体的含碳量也比较高。双相钢的强度随着基体组织中马氏体含量的提高而增强。

选取 1.4 mm 厚度的双相高强钢 HC820/1180DPD+Z, 根据 GB/T 228.1—2021<sup>[12]</sup>, 采用万

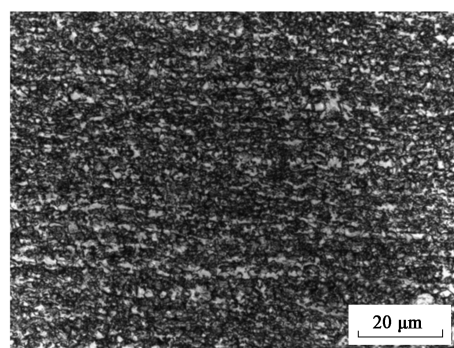


图 2 双相高强钢 HC820/1180DPD+Z 的微观组织

Fig. 2 Microstructure of dual-phase high-strength steel HC820/1180DPD+Z

能拉伸试验机开展力学性能测试, 获得材料力学性能曲线, 并提取关键参数, 如图 3 和表 1 所示, 其中 0°、45°和 90°方向分别为材料的轧制方向、与轧制方向呈 45°夹角方向、垂直于轧制方向。

由测试曲线和关键特征参数可知, 材料的屈服强度 > 820 MPa, 抗拉强度 > 1180 MPa, 屈强比 (屈服强度/抗拉强度) 达到了 0.80, 断后伸长率 > 9%;

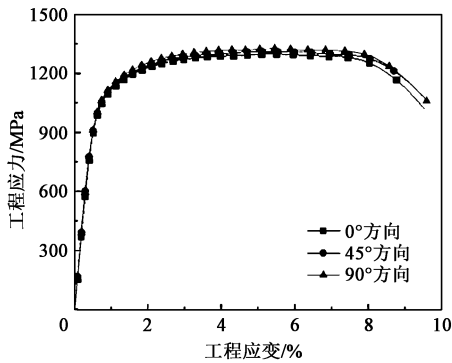


图 3 双相高强度钢 HC820/1180DPD+Z 的工程应力-工程应变曲线  
Fig. 3 Engineering stress-engineering strain curves of dual-phase high-strength steel HC820/1180DPD+Z

表 1 双相高强度钢 HC820/1180DPD+Z 的力学性能参数  
Table 1 Mechanical property parameters of dual-phase high-strength steel HC820/1180DPD+Z

方向	屈服强度/ MPa	抗拉强度/ MPa	伸长率/ %	应变硬化 指数 $n$	塑性应变比
0°	993	1252.0	9.5	0.05	0.550
45°	1007	1276.0	8.5	0.05	0.650
90°	1003	1229.0	10.0	0.05	0.850
平均值	1001	1252.3	9.3	0.05	0.675

塑性应变比平均值  $r = (r_{0^\circ} + 2r_{45^\circ} + r_{90^\circ})/4$ ，达到

0.675，表明材料具有一定的塑性变形能力。

2.2 断裂失效试样测试

根据图 1 所示加工试样，对断裂失效试样开展测试，采用 CMT5305 电子万能试验机和非接触式应变测量系统 (DIC)<sup>[13]</sup>，记录材料在拉伸试验过程中的力和变形，并计算和分析试样的应力和应变。纯剪切试验、R5 缺口拉伸试验、R10 缺口拉伸试验和中心孔拉伸试验均选用 50 mm 的引伸计，测试的拉伸速率均设置为  $0.3 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ ，整个测试过程保持不变；而杯突试验的冲头速率设置为  $1 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ 。测试过程中，需要获得各试样拉伸全过程的力-位移曲线，如图 4 所示。同时，通过 DIC 图像获得断裂临界时刻的等效塑性应变，结果如图 5 所示。

由图 4 可知，各失效试样测试结果的重复度较高，各曲线的断裂位移和最大力的偏差较小，最大偏差不超过 2.5%。依次获得纯剪切试验、R5 缺口拉伸试验、R10 缺口拉伸试验、中心孔拉伸试验、杯突试验等断裂时刻的等效塑性应变分别为 0.565、0.303、0.326、0.350 和 0.666。

2.3 应力三轴度获取

各断裂失效试样的应力三轴度无法通过试验测

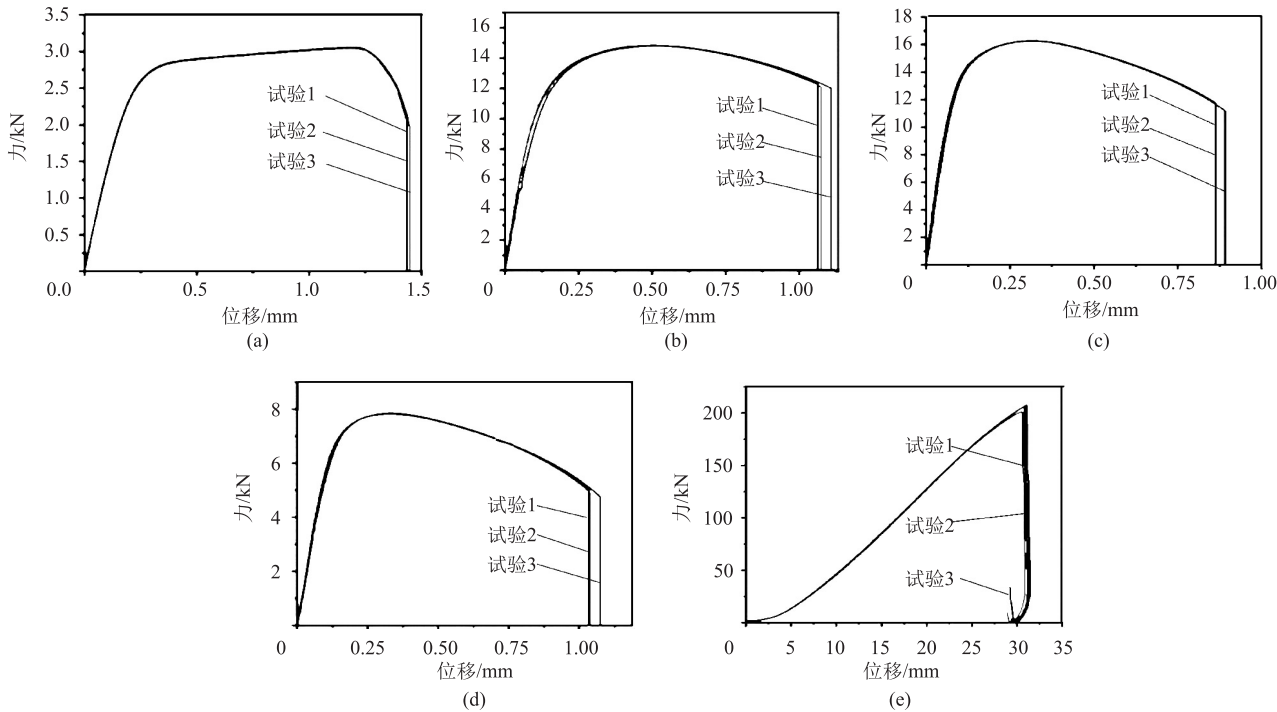


图 4 各试样的力-位移曲线  
(a) 纯剪切试验 (b) 中心孔拉伸试验 (c) R5 缺口拉伸试验 (d) R10 缺口拉伸试验 (e) 杯突试验

Fig. 4 Force-displacement curves of each specimen

(a) Pure shear test (b) Center hole tensile test (c) R5 notch tensile test (d) R10 notch tensile test (e) Cupping test



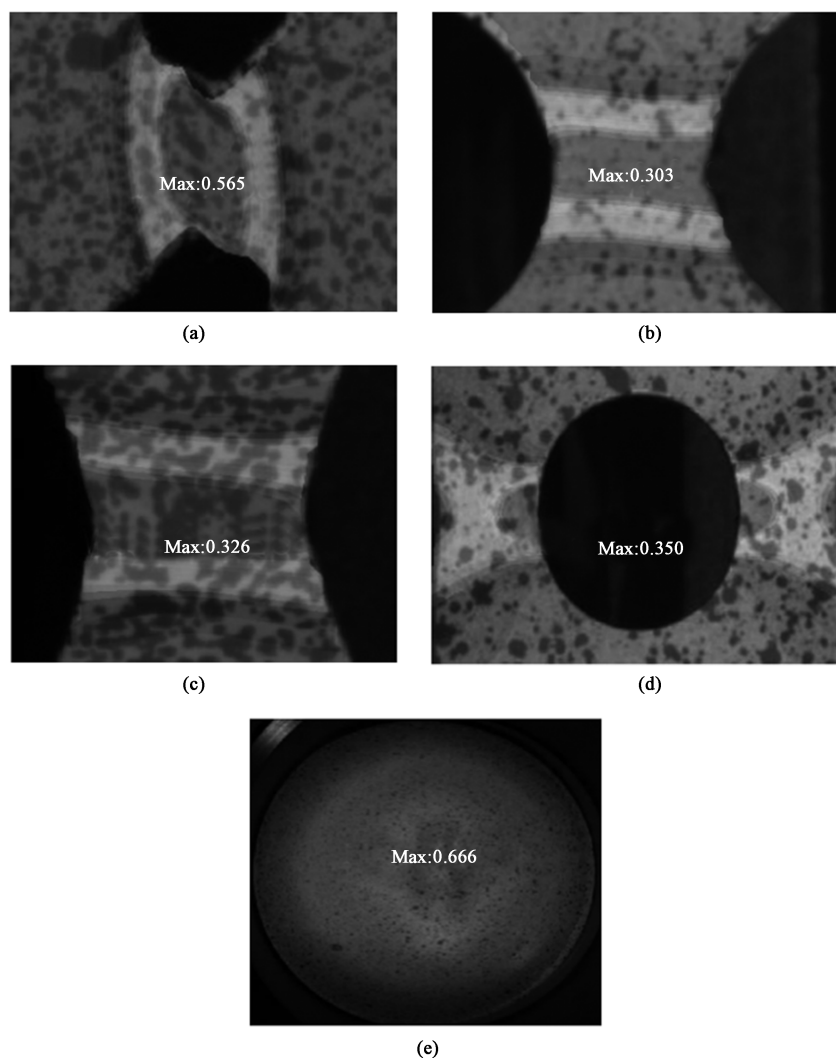


图 5 断裂临界时刻的等效塑性应变

(a) 纯剪切试验 (b) 中心孔拉伸试验 (c) R5 缺口拉伸试验 (d) R10 缺口拉伸试验 (e) 杯突试验

Fig. 5 Equivalent plastic strains at fracture critical moment

(a) Pure shear test (b) Center hole tensile test (c) R5 notch tensile test (d) R10 notch tensile test (e) Cupping test

试直接获得, 需要采用仿真与试验结合的方法获取。首先, 需要获得材料的硬化外延曲线, 作为仿真分析材料性能输入参数<sup>[14]</sup>。在静态单向拉伸 0° 方向的工程应力-工程应变曲线的基础上, 去掉弹性段和颈缩点之后的数据, 转换获得的真应力-真应变曲线如图 6 所示。

采用 Swift、Gosh、Voce++、Hockett-Sherby 和 Voce 这 5 种硬化模型对静态单向拉伸试验的真应力-真应变曲线进行拟合, 并外推至应变 1.0, 结果如图 7 所示。

采用最小二乘法误差分析, 获取各硬化模型的误差, 其中, Swift、Gosh 和 Voce++ 三者属于非饱和硬化模型<sup>[15-16]</sup>, 并且 Swift 模型的误差最小; 而 Hockett-Sherby 和 Voce 属于饱和模型, 并且 Hockett-

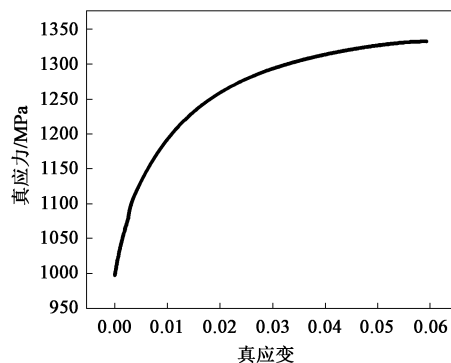


图 6 真应力-应变曲线

Fig. 6 True stress-true strain curve

Sherby 模型的误差最小, 选择拟合误差最小的 Swift 和 Hockett-Sherby 两种硬化模型组成混合硬化模型:

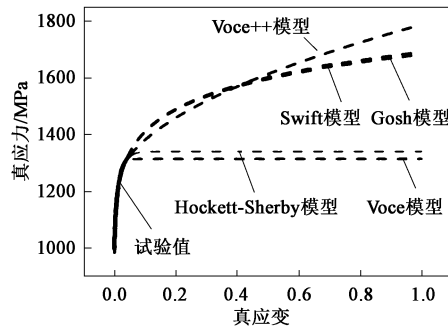


图 7 不同硬化模型的拟合结果

Fig. 7 Fitting results of different hardening models

$$\sigma = \alpha K(\varepsilon + a)^e + (1 - \alpha) \{ R_{el} + b \times [1 - \exp(-c \times \varepsilon^d)] \} \quad (8)$$

式中:  $\alpha$  为加权系数;  $\sigma$  为应力值;  $\varepsilon$  为应变值;  $R_{el}$  为材料的屈服强度;  $K$ 、 $a$ 、 $e$ 、 $b$ 、 $c$ 、 $d$  为待拟合系数。

采用优化迭代方式, 通过迭代优化混合硬化模型的加权系数  $\alpha$ , 并将获得的硬化曲线应用到 LS-DYNA 中的 MAT-24 材料本构模型中, 然后依次进行剪切试验、中心孔拉伸试验、R5 缺口拉伸试验、R10 缺口拉伸试验和杯突试验的仿真, 仿真模型如图 8 所示。

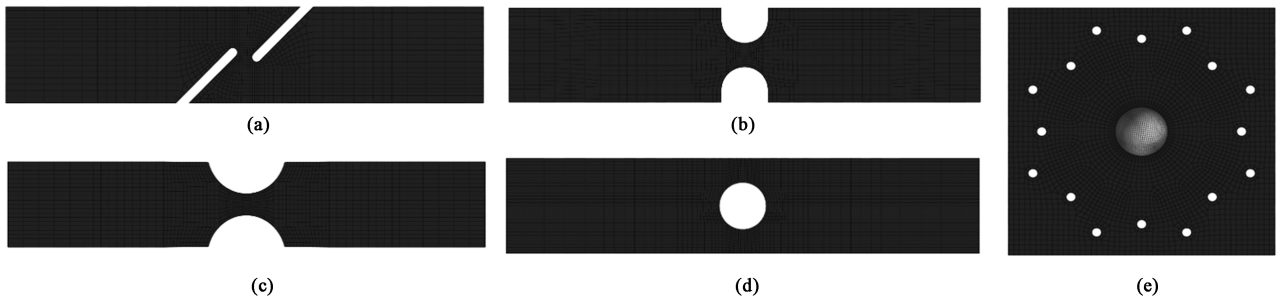


图 8 断裂试验仿真模型

(a) 纯剪切试验 (b) 中心孔拉伸试验 (c) R5 缺口拉伸试验 (d) R10 缺口拉伸试验 (e) 杯突试验

Fig. 8 Simulation models for fracture test

(a) Pure shear test (b) Center hole tensile test (c) R5 notch tensile test (d) R10 notch tensile test (e) Cupping test

仿真过程中, 各模型的约束条件和加载条件与试验测试过程保持一致。将仿真获得的力-位移曲

线与试验结果进行对比, 对比结果如图 9 所示, 并对误差进行分析, 误差统计数据如表 2 所示。

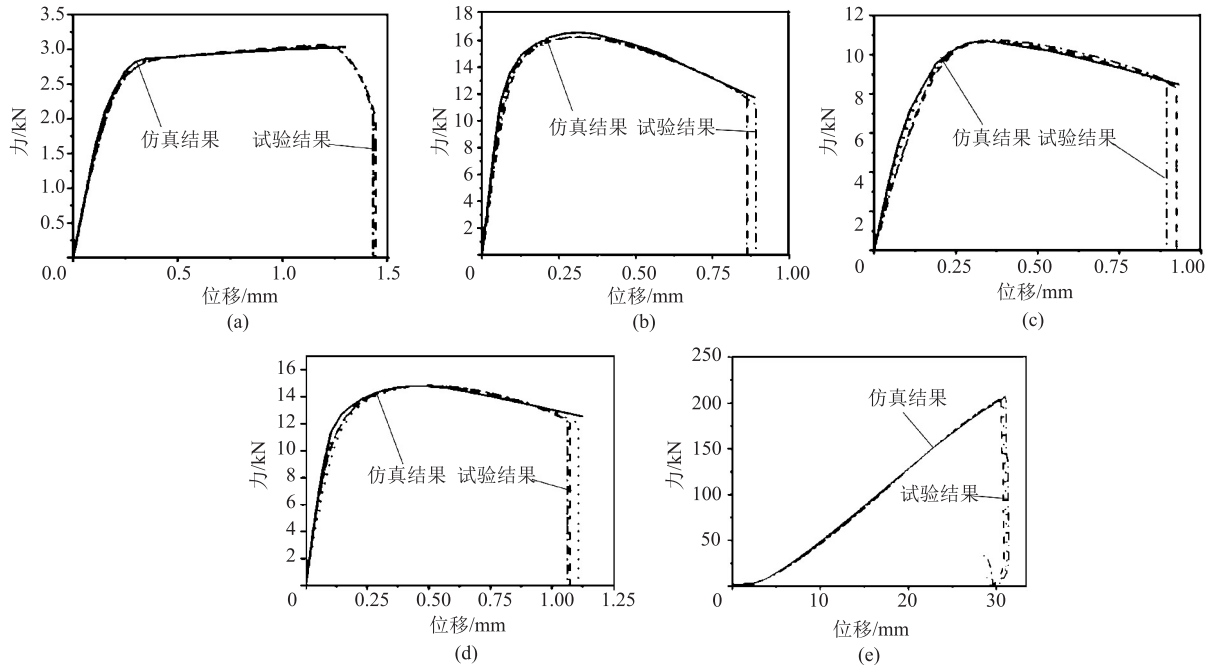


图 9 力-位移曲线的仿真与试验结果对比

(a) 纯剪切试验 (b) R5 缺口拉伸试验 (c) R10 缺口拉伸试验 (d) 中心孔拉伸试验 (e) 杯突试验

Fig. 9 Comparison of force-displacement curves between simulation and experimental results

(a) Pure shear test (b) R5 notch tensile test (c) R10 notch tensile test (d) Center hole tensile test (e) Cupping test

表 2 各试样的关键参数误差

Table 2 Key parameter errors of each specimen

试样	曲线最大力偏差/%
纯剪切试样	1.50
中心孔拉伸试样	1.72
R10 缺口拉伸试样	1.46
R5 缺口拉伸试样	2.08
杯突试样	0.86

由图 9 中各曲线对比可知，模型拟合结果精度较高，最大力值误差<3%，此时加权系数  $\alpha$  的值为 0.3，待拟合系数  $K$ 、 $a$ 、 $b$ 、 $c$ 、 $d$  和  $e$  的值分别为 1717.6369、 $2.382 \times 10^{-4}$ 、488.3733、23.6239、0.66185 和 0.08683。在此参数下，从不同断裂试验仿真结果中提取断裂单元的应力三轴度  $\eta$ ，如图 10 所示。

由图 10 中曲线可知，各试样失效单元的应力三轴度并非固定值，是随着试验进程而发生波动的，因此，需要计算应力三轴度  $\eta$  的平均值  $\eta_{\text{avg}}^{[17]}$ ：

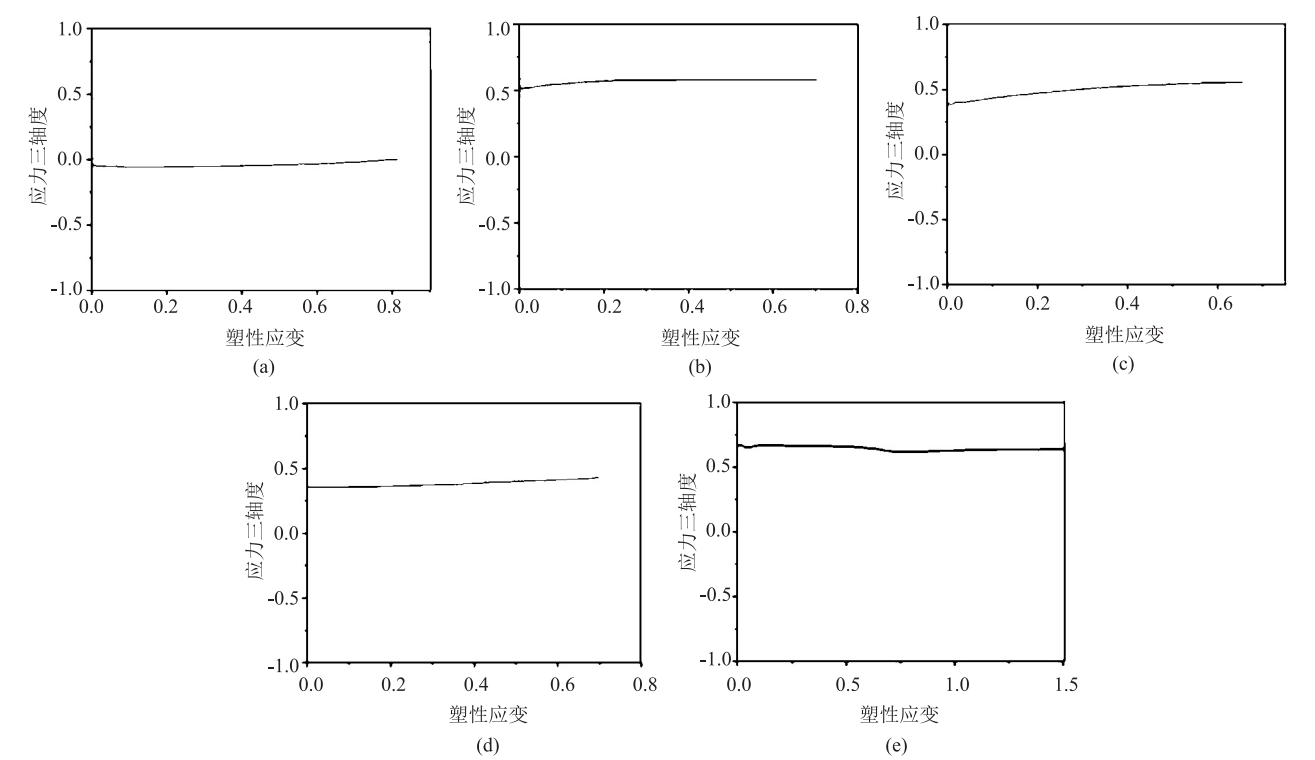


图 10 各试样的应力三轴度

(a) 纯剪切试验 (b) R5 缺口拉伸试验 (c) R10 缺口拉伸试验 (d) 中心孔拉伸试验 (e) 杯突试验

Fig. 10 Stress triaxiality of each specimen

(a) Pure shear test (b) R5 notch tensile test (c) R10 notch tensile test (d) Center hole tensile test (e) Cupping test

$$\eta_{\text{avg}} = \frac{1}{\varepsilon_f} \int_0^{\varepsilon_f} \eta(\varepsilon) d\varepsilon \tag{9}$$

式中： $\varepsilon_f$  为断裂时的临界塑性应变。

通过仿真与 DIC 分析的结果进行对标，提取断裂时刻失效单元的应力三轴度、归一化洛德角参数和等效塑性断裂应变，如表 3 所示。

将表 3 测试获得的 5 种试样的结果，代入式 (4) 所示 MMC 断裂失效模型，即可拟合获得相关参数的数值，其中， $K/C$  为 2.02921， $C_\theta^s$  为 0.89318， $f$  为 0.06147， $n$  为 0.08683。根据分析结果，即可得到基于 MMC 的断裂失效三维模型，如图 11a 所示，对于常用的壳单元，不考虑厚度的作

用，对洛德角参数进行归一化处理，如式 (6) 所示，获得二维断裂失效曲线，如图 11b 所示。

表 3 各试样断裂时的参数值

Table 3 Parameter values of each specimen at fracture time

试样	应力三轴度	洛德角参数	等效塑性应变
纯剪切	0.009	0.148	0.563
中心孔拉伸	0.392	0.993	0.35
R10 缺口拉伸	0.477	0.884	0.325
R5 缺口拉伸	0.531	0.75	0.303
杯突	0.666	-0.999	0.456

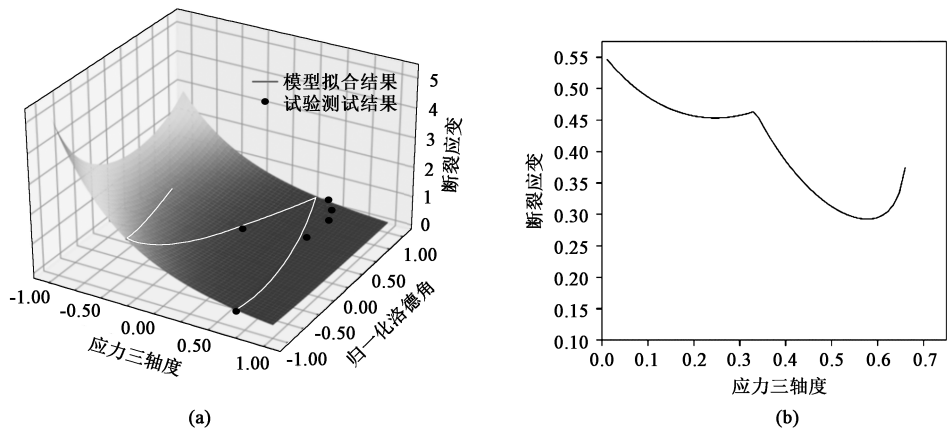


图 11 材料的断裂失效模型  
(a) 断裂失效曲面 (b) 断裂失效曲线  
Fig. 11 Fracture failures models of material  
(a) Fracture failure surface (b) Fracture failure curve

### 3 防撞梁落锤冲击验证

为了验证材料断裂失效模型的精度，选用车身防撞梁开展动态冲击测试。防撞梁所采用的材料为双相高强钢 HC820/1180DPD+Z，厚度为 1.4 mm，采用辊压成形工艺生产。测试所采用的设备为落锤

压溃试验机，通过将一定重量的锤头提升至设定高度，自由落下冲击测试试样<sup>[18-19]</sup>。测试过程中，锤头的总质量为 274 kg，落锤自由落体高度为 1.2 m，冲击的总能量为 3.22 kJ，试验过程采用加速度传感器采集落锤的加速度-时间变化曲线，试验设备及试验前后零件形貌对比如图 12 所示。

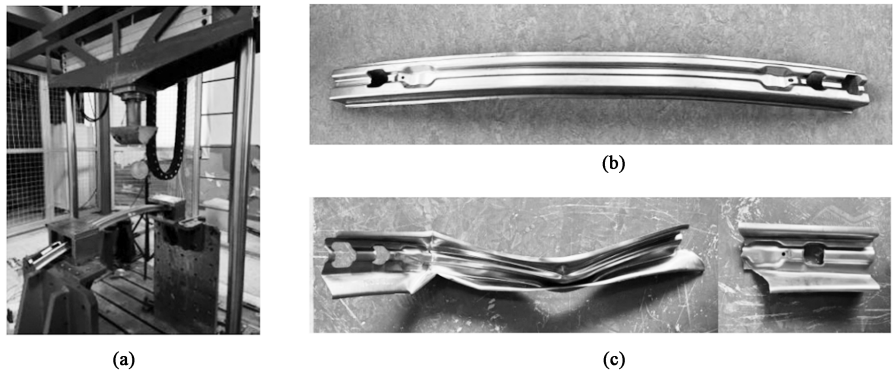


图 12 防撞梁落锤试验  
(a) 试验设备 (b) 试验前零件 (c) 试验后零件  
Fig. 12 Drop test of anti-collision beam  
(a) Test equipment (b) Part before test (c) Part after test

基于 HyperMesh 搭建防撞梁落锤冲击试验仿真模型，如图 13 所示。根据试验测试条件，防撞梁的约束形式、加载工况和试验测试保持一致，将锤头和工装设置为刚体，防撞梁的单元划分为 5 mm 大小的网格。材料参数设置方面，分别开展未应用断裂失效模型、应用 MMC 断裂失效模型两种参数对比，断裂形貌及加速度曲线如图 14 所示。

由图 14 所示的断裂形貌仿真结果可知，应用断裂失效模型仿真获得的断裂形貌均与试验结果相符。试验获得加速度最大值为  $99.6 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ ，断裂时刻则

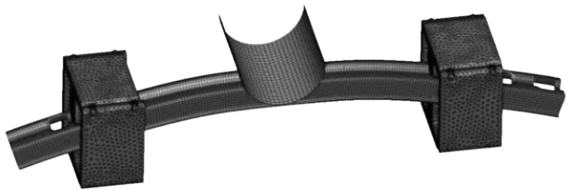


图 13 落锤冲击仿真分析模型  
Fig. 13 Simulation analysis model for drop hammer impact  
为 0.0279 s。对比图 14 中不同断裂失效模型仿真获得的加速度-时间曲线：未应用断裂失效模型进行仿真时零件不会发生断裂，因此，获得的图 14b 中



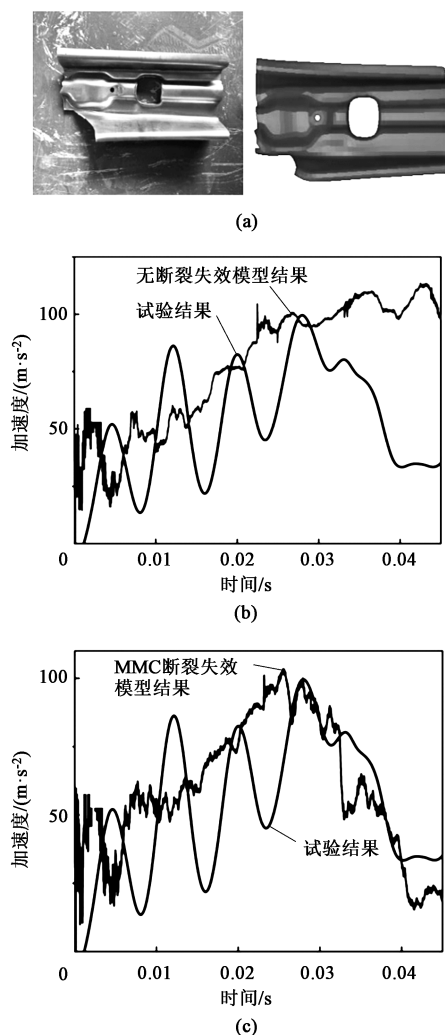


图 14 试验与仿真结果对比

(a) 断裂形貌 (b) 无断裂失效模型 (c) MMC 断裂失效模型

Fig. 14 Comparison of test and simulation results

(a) Fracture morphology (b) Without fracture failure model  
(c) MMC fracture failure model

的加速度-时间曲线与试验曲线明显不符, 误差较大; 应用 MMC 断裂失效模型后, 曲线的变化趋势与试验结果基本保持一致, 断裂时刻出现在 0.0272 s, 与试验测试的误差为 2.5%, 而获得的最大加速度值为  $101.3 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ , 与试验结果的误差为 1.7%。关键参数和曲线变化表明, 材料断裂失效模型的精度较高, 可以应用于整车碰撞仿真分析。

## 4 结论

(1) Swift 和 Hockett-Sherby 混合硬化模型对双相高强钢 HC820/1180DPD+Z 硬化曲线的拟合精度较高, 加权系数  $\alpha$  的值为 0.3 时, 各断裂失效试样的最大力值误差小于 3%。

(2) 各断裂试样失效单元的应力三轴度并非固定值, 而是随着塑性应变增加而发生波动, 5 种断裂失效试样包含了纯剪切、单轴拉伸、平面应变和双轴拉伸, 应力三轴度范围为  $0 \sim 2/3$ 。

(3) 应用 MMC 断裂失效模型后, 断裂形貌与试验结果相符, 曲线的变化趋势与试验结果基本保持一致, 断裂时刻和加速度最大值时的误差分别为 2.5% 和 1.7%。关键参数和曲线变化表明, 材料断裂失效模型的精度较高, 可以应用于整车碰撞仿真分析。

### 参考文献:

- [1] 王智文, 冯昌川. 新能源汽车轻量化技术路径及开发策略 [J]. 汽车工艺与材料, 2021, (6): 1-12.  
Wang Z W, Feng C C. New energy vehicle lightweight technology path and development strategy [J]. Automobile Technology & Material, 2021, (6): 1-12.
- [2] 冯毅, 万鑫铭, 周佳, 等. 汽车用先进高强钢板材断裂性能研究进展 [J]. 汽车工程学报, 2023, 13 (3): 273-297.  
Feng Y, Wan X M, Zhou J, et al. Research progress on fracture properties of advanced high-strength steel sheet for automobiles [J]. Chinese Journal of Automotive Engineering, 2023, 13 (3): 273-297.
- [3] 李鹤飞, 张鹏, 张哲峰. 高强钢断裂韧性与疲劳裂纹扩展评价方法研究进展 [J]. 机械工程学报, 2023, (16): 1-14.  
Li H F, Zhang P, Zhang Z F. Research progress on evaluation methods of fracture toughness and fatigue crack propagation of high strength steel [J]. Journal of Mechanical Engineering, 2023, (16): 1-14.
- [4] 翟雁, 郭晓波, 丁再超, 等. 不同强度级别低合金高强钢疲劳断裂行为分析 [J]. 塑性工程学报, 2023, 30 (7): 145-150.  
Zhai Y, Guo X B, Ding Z C, et al. Analysis of fatigue fracture behavior of low alloy high strength steel with different strength grades [J]. Journal of Plasticity Engineering, 2023, 30 (7): 145-150.
- [5] 王雪松. 超高强钢复杂截面薄壁构件辊弯成形断裂预测与控制研究 [D]. 北京: 北京科技大学, 2023.  
Wang X S. Roll forming of Complex Cross-section Thin-walled Components of Ultra-high Strength Steel [D]. Beijing: University of Science and Technology Beijing, 2023.
- [6] Luo M, Wierzbicki T. Numerical failure analysis of a stretch-bending test on dual-phase steel sheets using a phenomenological fracture model [J]. International Journal of Solids & Structures, 2010, 47 (22-23): 3084-3102.
- [7] 张骥超, 连昌伟, 韩非. 第三代超高强钢 QP1180 硬化与失效行为研究 [J]. 机械工程学报, 2022, 58 (8): 117-125.  
Zhang J C, Lian C W, Han F. Study on hardening and failure behavior of the 3rd generation ultra-high strength steel QP1180 [J]. Journal of Mechanical Engineering, 2022, 58 (8): 117-125.
- [8] 陈自凯, 张骥超, 徐晨阳. 考虑成形损伤的 DP980 钢板 GISSMO 失效模型开发及试验验证 [J]. 锻压技术, 2022, 47 (4): 110-118.  
Chen Z K, Zhang J C, Xu C Y. Development on failure model

- GISSMO of DP980 steel sheet and experimental verification considering forming damage [J]. Forging & Stamping Technology, 2022, 47 (4): 110–118.
- [9] 周佳, 梁宾, 赵岩, 等. 复杂应力状态下车用高强钢断裂失效行为表征与应用研究 [J]. 塑性工程学报, 2021, 28 (3): 153–163.
- Zhou J, Liang B, Zhao Y, et al. Research on characterization and application of fracture failure behavior of automotive high-strength steel under complex stress state [J]. Journal of Plasticity Engineering, 2021, 28 (3): 153–163.
- [10] 余立, 刘静, 葛锐, 等. DP780 双相钢在不同应变状态下的断裂特性及机理 [J]. 锻压技术, 2022, 47 (10): 48–55.
- Yu L, Liu J, Ge R, et al. Fracture characteristics and mechanism on DP780 dual-phase steel under different strain states [J]. Forging & Stamping Technology, 2022, 47 (10): 48–55.
- [11] Bai Y L, Wierzbicki T. Application of extended Mohr-Coulomb criterion to ductile fracture [J]. International Journal of Fracture, 2010, 161: 1–20.
- [12] 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 test [S].
- [13] 纪登鹏, 连昌伟, 刘兵. 基于 DIC 技术的不同汽车用板材成形性能评估 [J]. 机械工程材料, 2023, 47 (6): 78–85.
- Ji D P, Lian C W, Liu B. Formability evaluation of different automotive sheets based on DIC technology [J]. Materials for Mechanical Engineering, 2023, 47 (6): 78–85.
- [14] 张骥超, 纪登鹏, 韩非. HC800LA 超高强钢各向异性断裂失效行为表征 [J]. 塑性工程学报, 2022, 29 (5): 178–184.
- Zhang J C, Ji D P, Han F. Characterization of anisotropic fracture failure behavior of HC800LA ultra-high strength steel [J]. Journal of Plasticity Engineering, 2022, 29 (5): 178–184.
- [15] 杨婷, 张青, 杨西鹏, 等. 基于应力修正的高强钢韧性断裂失效模型 [J]. 河北冶金, 2022, (5): 24–30.
- Yang T, Zhang Q, Yang X P, et al. Fracture failure model based on stress correction of high strength steel [J]. Hebei Metallurgy, 2022, (5): 24–30.
- [16] 段永川, 孙莉莉, 张芳芳, 等. 高强钢变模量随动强化本构模型匹配与解耦标定策略研究 [J]. 机械工程学报, 2023, 59 (2): 80–95, 103.
- Duan Y C, Sun L L, Zhang F F, et al. Research on matching of variable modulus kinematic hardening constitutive models and decoupling calibration strategy for high-strength steel [J]. Journal of Mechanical Engineering, 2023, 59 (2): 80–95, 103.
- [17] 张骥超, 连昌伟, 韩非. 第三代超高强钢 QP1180 硬化与失效行为研究 [J]. 机械工程学报, 2022, 58 (8): 117–125.
- Zhang J C, Lian C W, Han F. Study on hardening and failure behavior of the 3rd generation ultra-high strength steel QP1180 [J]. Journal of Mechanical Engineering, 2022, 58 (8): 117–125.
- [18] 吴文明, 千志科, 田晓光, 等. 采用动态冲击汽车零部件材料承载特性分析 [J]. 机械设计与制造, 2023, (5): 117–120, 125.
- Wu W M, Qian Z K, Tian X G, et al. Analysis of load bearing characteristics of parts material based on drop hammer impact [J]. Machinery Design & Manufacture, 2023, (5): 117–120, 125.
- [19] 童泽奇, 刘杨, 刘书田. 面向变厚度柔性轧制工艺的帽型梁横向冲击吸能优化设计 [J]. 力学学报, 2019, 51 (2): 462–472.
- Tong Z Q, Liu Y, Liu S T. Design optimization of top-hat beam for energy absorption under transverse crash based on variable gauge rolling [J]. Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics, 2019, 51 (2): 462–472.

## 《锻压技术》杂志敬告新老广告客户

2024 年广告征集工作已经开始。本刊主要承接锻造、冲压、旋压、辊锻、摆辗、斜轧、横轧和楔横轧设备及锻压辅助设备, 仪器、仪表、模具工业、工业加热设备、热处理设备、加热技术、摩擦与润滑、工艺材料和锻件、冲压件、管件及其特种成形件 (旋压、辊锻、摆辗、斜轧、横轧和楔横轧) 等广告; 各科研院所科技成果转让、企业介绍等与本行业相关的广告。您选择《锻压技术》进行广告宣传的理由:

### (1) 平台大, 宣传效果好:

- 全国中文核心期刊, 全国锻压行业会刊, 是锻压领域知名、精品期刊;
- 与中国机械总院集团北京机电研究所有限公司、中国机械工程学会塑性工程分会、全国锻压标准化技术委员会密切合作;
- 报道内容全, 发行量大。

### (2) 服务全, 广告费用低:

立体式全方位宣传, 杂志、网站和微信等纸媒和数字媒体宣传渠道。

请登录本刊网站, 点击“广告合作”查询具体广告价目。

为了使您的产品能够保持畅销的势头, 不断占领国内外市场, 请您抓紧时间安排贵公司在本刊刊登的广告计划。欢迎广大新老客户踊跃咨询、积极预定。需刊登广告者, 敬请与本刊联系。愿我们真诚的服务能为您创造良好的效益。

地址: 北京市海淀区学清路 18 号《锻压技术》编辑部 广告部 邮编: 100083

联系人: 林玉彤 手机: 18811346037 E-mail: fst\_linyutong@163.com

电话: 010-62920652 Http: //www.fstjournal.net

