

# 基于 GISSMO 断裂失效模型的高强钢落锤压溃仿真分析

孔玉强, 张晓莹, 段 朋, 王桂录

(郑州科技学院 机械工程学院, 河南 郑州 450064)

**摘要:** 选取不同性能的 DP980 钢开展落锤压溃测试过程失效分析。基于 GISSMO 断裂失效模型, 设计了 5 种不同的断裂失效试样, 获取了断裂时刻的等效塑性应变, 并搭建了仿真分析模型, 提取了各试样断裂时的应力三轴度, 拟合获得了断裂失效曲线和塑性失稳曲线。采用仿真和试验相结合的方法, 对材料的承载和吸能、不同位置单元的失效过程及相同位置单元的损伤进行了对比分析。研究表明: 高扩孔性能 DP980 钢的扩孔率达到了 77.6%, 明显高于普通 DP980 钢, 其局部延展性也大于普通 DP980 钢; 高扩孔性能 DP980 钢单位压溃位移吸收能量比普通 DP980 钢提升了 21.74%, 表现出更好的吸能特性。

**关键词:** 高扩孔钢; 断裂失效; 落锤压溃; 应力三轴度; 失稳曲线

**DOI:** 10.13330/j.issn.1000-3940.2024.03.029

中图分类号: TG386; TG146

文献标志码: A

文章编号: 1000-3940 (2024) 03-0230-10

## Simulation analysis on drop hammer crush of high-strength steel based on GISSMO fracture failure model

Kong Yuqiang, Zhang Xiaoying, Duan Peng, Wang Guilu

(College of Mechanical Engineering, Zhengzhou University of Science and Technology, Zhengzhou 450064, China)

**Abstract:** The DP980 steels with different properties were selected to carry out the failure analysis of drop hammer crushing test process. Based on the GISSMO fracture failure model, five different fracture failure samples were designed, and the equivalent plastic strain at the fracture time was obtained. The simulation analysis model was built, the stress triaxiality of each sample at the fracture time was extracted, and the fracture failure curve and the plastic instability curve were obtained by fitting. The comparative analysis on the bearing and energy absorption for materials, the failure processes of elements at different positions and the damage of elements at the same position were carried out by the combination method of simulation and experiment. The research results show that the hole expansion rate of DP980 steel with high hole-expanding performance reaches 77.6%, which is significantly higher than that of ordinary DP980 steel, and its local extensibility is larger than that of ordinary DP980 steel. The unit crushing displacement energy absorption of DP980 steel with high hole-expanding performance is 21.74% higher than that of ordinary DP980 steel, which showing better energy absorption characteristics.

**Key words:** steel with high hole-expanding ratio; fracture failure; drop hammer crush; stress triaxiality; instability curve

汽车轻量化是实现节能减排的重要路径之一, 而通过提高材料强度以实现所用材料的厚度减薄是最重要的轻量化设计方法。高强减薄还可以提高碰撞安全性, 随着各种碰撞法规和评价规程的日趋严苛, 汽车车身的承载强度和能量吸收特性的要求也逐渐提高。为了实现汽车车身的轻量化和确保碰撞安全性提升, 越来越多的更高强度级别的材料逐渐

得到应用<sup>[1]</sup>。随着材料的高强度化, 其延展性和断后伸长率则逐渐降低, 在制作成车身零件后, 由于轻量化设计的需要, 零件壁变薄, 当车辆发生碰撞时, 部件的断裂形式会影响车辆的安全性。由于实车碰撞测试的成本较高, 主机厂往往选用替代方案进行评价, 帽形截面梁落锤压溃测试成为一种重要的评价方法, 用来对材料进行承载和吸能等安全性评价。因此, 从材料和结构两方面充分研究, 通过试验和数值分析相结合的方法, 对碰撞时零件的变形和断裂失效等开展研究具有重要意义。

对于材料断裂失效模型的研究, 学者们开展了一定的研究: 余立等<sup>[2]</sup>采用 Nakajima 成形方法对 DP780 双相钢在典型应变状态下的断裂失效行为进行了研究, 并分析了 DP780 双相钢在不同应变状态下的断裂微观机理; Luo M 等<sup>[3]</sup>采用 MMC (Modi-

收稿日期: 2023-07-12; 修订日期: 2023-10-13

基金项目: 河南省科技厅科技攻关项目 (232102220076); 河南省高等学校重点科研项目 (24B413011); 郑州科技学院科技攻关项目 (2022XJKY09)

作者简介: 孔玉强 (1989-), 男, 硕士, 讲师

E-mail: sxymtxy@163.com

通信作者: 张晓莹 (1985-), 女, 硕士, 副教授

E-mail: funworldzxy@163.com

fied Mohr-Coulomb) 断裂失效准则对 DP 钢的失效行为进行分析, 分析了圆角半径、间隙、加载力等对失效位置及载荷的影响; 陈自凯等<sup>[4]</sup>采用 GISSMO (Generalized Incremental Stress State Dependent Damage Model) 失效模型对 DP980 钢不同应力状态下的失效进行分析, 获取了失效模型, 并采用矩形截面梁折弯进行验证标定; 周佳等<sup>[5]</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, 拟合获取了断裂失效模型, 并采用 B 柱静态加载失效测试进行了模型精度验证。对于落锤压溃的研究, 张伟等<sup>[6]</sup>对比分析了 DP590D+Z、DP780D+Z、DP980D+Z 等钢材的落锤压溃性能的差异; 王文龙等<sup>[7]</sup>对 QP980 钢加工硬化对材料力学性能主要特征参数的影响规律进行了研究, 拟合获得了动态特性本构模型。分析发现, 对于断裂失效的研究, 主要以单一材料为对象, 进行断裂失效模型开发, 采用某一试验进行模型精度的验证和标定, 而对落锤压溃的研究则以对比验证材料承载吸能特性为主。

本文在断裂失效模型研究的基础上, 依托于不同材料的落锤压溃试验差异, 与仿真分析相结合, 分析差异现象产生的主要原因。选取普通 DP980 钢和高扩孔性能 DP980 钢开展研究, 对两种材料的力学性能和扩孔性能进行对比; 基于 GISSMO 断裂失效模型, 设计了 5 种不同的断裂失效试样, 并开展试验测试, 获取了力-位移曲线和断裂时刻的等效塑性应变; 搭建了各失效试样的仿真分析模型, 其加载工况与实测时保持一致, 以保证力-位移曲线的关键参数误差小于 5%, 提取模型中各试样断裂时的应力三轴度; 拟合获得两种材料的断裂失效曲线和塑性失稳曲线; 采用仿真和试验相结合的方法开展两种材料的落锤压溃分析, 对材料的承载和吸能性能进行了对比; 分别选取两种材料压溃过程中不同位置单元的应力三轴度变化, 对不同位置单元的失效过程进行分析; 获取两种材料相同位置单元的损伤变化, 对比两种材料性能的差异。

## 1 GISSMO 断裂失效模型

高强钢的静态拉伸过程可以分为弹性段、屈服段、均匀变形段、颈缩段及失效段等。图 1 为高强薄板金属材料拉伸试验中的工程应力-工程应变曲线, 其中  $\sigma_{\max}$  为最大应力。

由图 1 可知: 试样开始拉伸后进入弹性变形阶

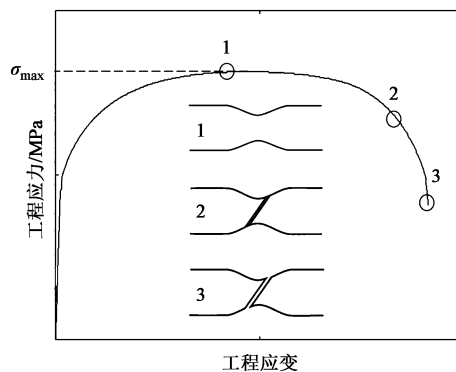


图 1 拉伸工程应力-工程应变曲线

Fig. 1 Curve of engineering stress-engineering strain for tensile

段, 达到屈服点后进入塑性变形, 继续拉伸达到最大应力点 1 前, 试样处于均匀变形阶段; 之后开始进入颈缩变形阶段, 继续拉伸, 达到点 2 时, 试样受到局部剪切作用, 出现局部颈缩, 塑性变形开始不稳定; 继续拉伸作用后, 导致试样延展性破坏, 到达点 3, 试样断裂失效。

开展碰撞仿真分析时, 需要对材料的断裂失效进行定义, 若采用单一的应变或者应力失效, 当材料达到定义失效点时, 单元网格即失去作用, 这与材料失稳、失效的渐进过程是不符的。为了描述这种失效, 近年来出现了多种断裂失效模型, 其中 GISSMO 是近年来应用最为普遍的损伤失效模型。该模型由 Neukamm F 等<sup>[8]</sup>提出, 并在有限元分析软件 LS-DYNA 上应用, 该模型考虑在不同形式的应力三轴度和极限等效塑性应变状态下的非线性损伤累积, 当损伤累积达到限定值时, 仿真单元即失效。

高强钢材料的延展性损伤和失效受到静水压力分量的作用, 应力三轴度  $\eta$  作为表示静水压力分量的影响指标, 可写作:

$$\eta = \frac{\sigma_m}{\sigma_e} \quad (1)$$

$$\sigma_m = \frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) \quad (2)$$

$$\sigma_e = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2]} \quad (3)$$

式中:  $\sigma_1$ 、 $\sigma_2$ 、 $\sigma_3$  为测试点 3 个方向的主应力;  $\sigma_m$  为静水压力;  $\sigma_e$  为 Mises 等效应力。

在 GISSMO 失效模型中, 材料损伤累积为非线性的<sup>[9]</sup>, 可以写作:

$$\Delta D = \frac{n}{\varepsilon_f(\eta)} \cdot D^{(1-\frac{1}{n})} \cdot \Delta \varepsilon_p \quad (4)$$

式中:  $D$  为损伤累积量, 从 0 累积至 1, 材料失效, 对应网格单元删除;  $\Delta D$  为损伤累积量增量;  $\Delta \varepsilon_p$  为等效塑性应变的增量;  $\varepsilon_i(\eta)$  为发生断裂失效时对应的等效塑性应变值, 其与应力三轴度有关;  $n$  为非线性损伤累积指数。

由式 (4) 可知, 材料断裂失效与应力三轴度对应的等效塑性应变  $\varepsilon_i$  和等效塑性应变增量  $\Delta \varepsilon_p$  有关, 通过损伤累积量的增量  $\Delta D$  来实现对失效的判断。即使等效塑性应变增量相同、应力三轴度不同的情况下, 由于不同材料断裂曲线对应的等效塑性应变不同,  $\Delta D$  也不相同。因此, 随着应力三轴度变化的断裂极限反映在断裂失效的判定中。此外, 根据材料的拉伸工程应力-工程应变曲线可知, 材料的失效过程是从失稳到失效的渐进过程, 存在塑性不稳定和局部软化的过程, 因此, 断裂失效模型也需要对此进行描述。材料的失稳软化可以写作:

$$\Delta F = \frac{n}{\varepsilon_i(\eta)} \cdot F^{(1-\frac{1}{n})} \cdot \Delta \varepsilon_p \quad (5)$$

式中:  $F$  为失稳指标;  $\Delta F$  为失稳指标增量;  $\varepsilon_i(\eta)$  为发生颈缩失稳时材料的等效塑性应变值, 此时材料的变形进入了局部变形阶段, 为了保证仿真分析所采用的壳单元也能对此过程进行描述, 定义了随应力三轴度变化的临界失稳曲线, 以此对材料的颈缩失稳进行描述。

根据图 1 的拉伸曲线可知, 材料进入失稳软化阶段后, 应力值发生了衰减<sup>[10]</sup>, 因此, 需要对应力-应变曲线进行修正, 可写作:

$$\sigma_x = \sigma_y \left[ 1 - \left( \frac{D - D_c}{1 - D_c} \right)^m \right] \quad (6)$$

式中:  $\sigma_y$  为不考虑损伤的应力值;  $\sigma_x$  为考虑损伤的应力值;  $m$  为应力衰退指数;  $D_c$  为  $F$  达到 1 时对应的损伤累积量。

## 2 材料断裂失效曲线测试

### 2.1 试验材料性能

本文选取车身最常用的双相高强钢材料 DP980 进行分析, 选取两种强度级别一致而具有不同成形特性的材料进行分析。高扩孔性能 DP980 钢具有较高的局部延展性, 材料的折弯性能和扩孔性能优良, 而普通 DP980 钢则具有良好的拉深成形性能, 具有较高的均匀伸长率和总伸长率, 两者的化学成分相同, 但生产工艺存在一定的差异。普通 DP980 钢采用传统双相钢工艺, 高温加热的终点温度为两相区,

而高扩孔性能 DP980 钢再加热的终点温度为 840~870 ℃, 保证钢板充分完全奥氏体化, 通过高温加热、快速冷却后的加热回火, 有效避免了常规技术中两相区加热和缓冷段导致的显微组织中含有大量软相铁素体, 获得包含贝氏体、铁素体和马氏体及回火马氏体的显微组织, 能有效地提高钢板的扩孔性能。此外, 通过合理设计冷轧压下率, 能保证晶粒大小和钢板的完整, 同时获得较好的有利织构, 并且纤维织构  $\gamma$  值可达最大, 其增量  $\Delta \gamma$  也可实现较低控制, 有利于提升扩孔性能和折弯性能。

根据 GB/T 228.1—2021<sup>[11]</sup> 和 GB/T 15825.4—2008<sup>[12]</sup>, 选取厚度为 1.4 mm 的两种材料, 分别采用万能拉伸试验机和液压成形试验机, 开展力学性能和扩孔性能测试。获得两种材料的力学特征参数和扩孔率, 结果如表 1 所示。

表 1 两种材料力学性能关键参数对比

Table 1 Comparison of key parameters for mechanical performance of two materials

材料	厚度/ mm	屈服强度	抗拉强度	断后伸	扩孔
		$R_{eL}/\text{MPa}$	$R_m/\text{MPa}$	长率/%	率/%
高扩孔性能 DP980 钢	1.4	792.4	1048.4	13.3	77.6
普通 DP980 钢	1.4	669.5	1006.0	18.0	21.8

从表 1 中的力学性能可知: 普通 DP980 钢的屈强比 (屈服强度/抗拉强度) 为 0.67, 低于高扩孔性能 DP980 钢的 0.76, 而断后伸长率则达到了 18.0%, 明显高于高扩孔性能 DP980 的 13.3%; 扩孔率方面, 高扩孔性能 DP980 钢的扩孔率达到了 77.6%, 明显高于普通 DP980 钢的 21.8%, 表现出明显的高扩孔性能。

### 2.2 断裂失效试验测试及模型拟合

由前述断裂失效模型分析可知, 材料的延展性破坏与静水压力分量的影响有关, 可以通过不同形式的应力三轴度和等效塑性应变表示材料的断裂失效曲线<sup>[13]</sup>, 如图 2 所示。

对材料断裂失效性能的描述需要包括纯剪切、单轴拉伸、平面应变和双轴拉伸, 通过试验测试获取不同形式的应力三轴度和断裂失效应变。因此, 设计了如图 3 所示的 5 种测试试样, 包括纯剪切试验、小  $R5$  和大  $R10$  两种缺口拉伸试验、中心孔拉伸试验和杯突试验。分别对纯剪切 ( $\eta=0$ )、单轴拉伸 ( $\eta \approx 1/3$ )、平面应变 ( $\eta \approx 1/\sqrt{3}$ ) 和双轴拉伸 ( $\eta \approx 2/3$ ) 的应力状态下的断裂应变进行测试。



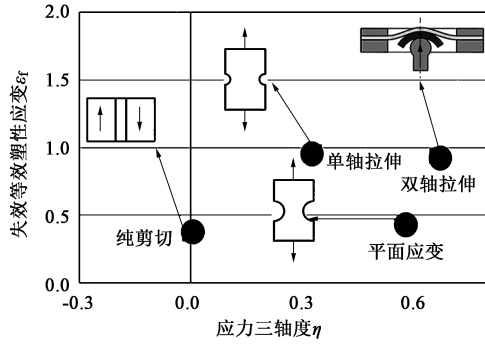


图2 断裂失效试验分布

Fig. 2 Distribution of fracture failure experiments

根据图3中所设计的尺寸进行试样加工,并在试样表面喷涂黑白散斑,利用万能拉伸试验机和DIC (Digital Image Correlation) 非接触应变测量系统开展测试。电子万能试验机主要用于准静态断裂试样测试,拉伸速度为  $0.3 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ , DIC 系统用于记录材料在拉伸试验过程中的变形,并计算分析试样的全场变形<sup>[14]</sup>。应力三轴度无法直接通过测试获得,因此,需要采用仿真与试验相结合的方式获取。基于 LS-DYNA 搭建各失效试样的仿真模型,设置与试验相同的仿真加载工况,一端固定,另一端拉伸,提取整个过程的力-位移曲线、断裂失效应

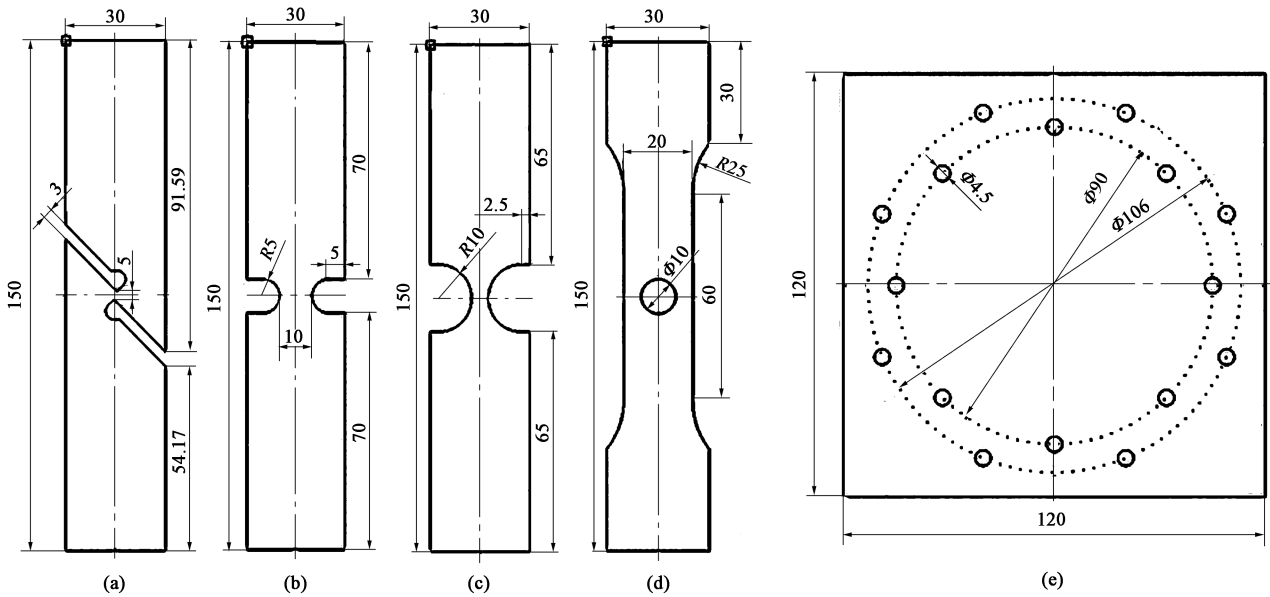


图3 不同断裂失效测试试样

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

Fig. 3 Specimens of different fracture failure tests

(a) Pure shear (b) R5 notch tension (c) R10 notch tension (d) Samples center hole tension (e) Cupping

变和应力三轴度。材料的本构模型采用 Swift 和 Hockett-Sherby 混合硬化模型<sup>[15]</sup>, 具体为:

$$\sigma = \alpha [K(\epsilon + a)^e] + (1 - \alpha) \{R_{eL} + b[1 - \exp(-c\epsilon^d)]\} \quad (7)$$

式中:  $\sigma$  为应力;  $\alpha$  为加权系数;  $\epsilon$  为应变;  $K$ 、 $a$ 、 $e$ 、 $b$ 、 $c$ 、 $d$  为待拟合系数。

其中, 中心孔拉伸试验的分析模型和结果如图4所示。

由图4中结果可知: 仿真获取的力-位移曲线, 与试验测试结果重合度较高, 两种方式获得的曲线的断裂位移误差为 1.17%, 曲线积分面积误差为 2.13%, 最大力误差则为 1.02%, 误差较小; 试验和仿真获得的试样断裂时的等效塑性应变值分别为 0.702 和 0.706, 由此表明仿真模型精度较高。采用

相同的建模方式, 对两种材料所有失效试样的应力三轴度和断裂时的等效塑性应变进行提取, 结果如表2所示。

由表2获取得不同应力状态的失效点, 根据式(4)和式(6)拟合获得材料的断裂失效曲线; 而材料的塑性失稳曲线, 则可以通过式(8)获得:

$$\begin{cases} \epsilon_f = d_1 e^{-f\theta} + d_2 e^{\theta} \\ \theta = \frac{\sigma_c}{\tau_{\max}} (1 - k_s \eta) \end{cases} \quad (8)$$

式中:  $\tau_{\max}$  为最大剪应力;  $\theta$ 、 $d_1$ 、 $d_2$ 、 $f$ 、 $k_s$  为待拟合参数。

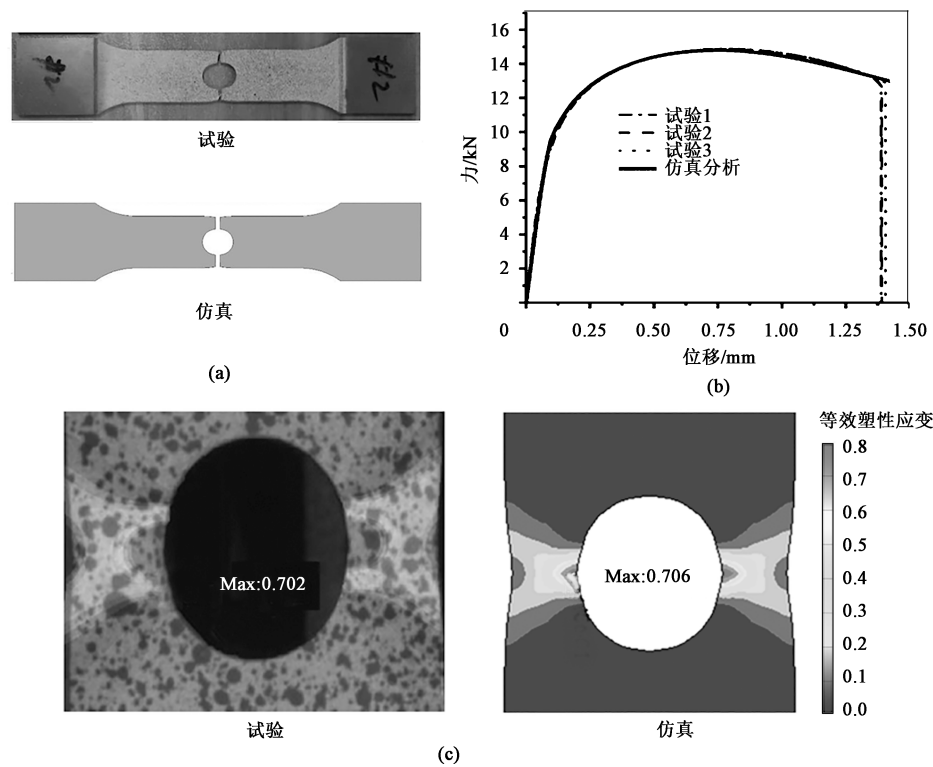


图 4 中心孔拉伸试验与仿真对比

(a) 试样 (b) 力-位移曲线 (c) 等效塑性应变

Fig. 4 Comparison between experiment and simulation for central hole tensile

(a) Sample (b) Force-displacement curve (c) Equivalent plastic strain

表 2 不同应力状态下断裂参数值

Table 2 Fracture parameter values under different stress states

试验	高扩孔性能 DP980 钢		普通 DP980 钢	
	应力三轴度	等效塑性应变	应力三轴度	等效塑性应变
纯剪切	0.006	0.772	0.005	0.422
中心孔拉伸	0.385	0.699	0.389	0.583
R10 缺口拉伸	0.500	0.797	0.502	0.555
R5 缺口拉伸	0.561	0.754	0.563	0.481
杯突	0.657	0.953	0.655	0.707

根据表 2 的测试结果和式 (8) 获得两种材料的断裂失效曲线和塑性失稳曲线, 结果如图 5 所示。图 5 中的曲线分为判据为  $\varepsilon_f$  的断裂失效曲线和判据为  $\varepsilon_i$  的塑性失稳曲线。对比可以看到, 高扩孔性能 DP980 钢的断裂失效应变明显高于普通 DP980 钢; 在压缩 ( $\eta \leq 0$ ) 和双轴拉伸 ( $\eta \geq 2/3$ ) 的应力状态下, 不会发生塑性不稳定。将断裂失效曲线和失稳曲线作为材料的失效判据, 嵌入基于 LS-DYNA 搭建的 R5 和 R10 缺口拉伸仿真模型中, 获取

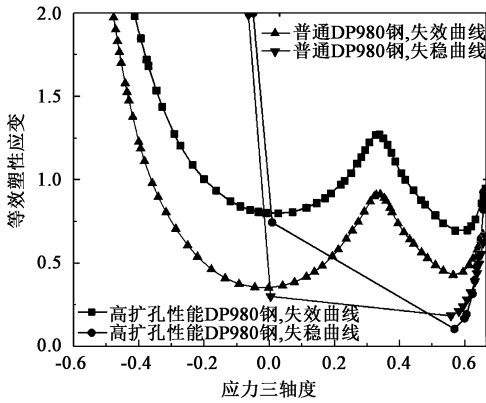


图 5 断裂失效曲线和失稳曲线

Fig. 5 Fracture failure and instability curves

力-位移曲线, 并将其与实测结果进行对比, 结果如图 6 所示。

根据图 6 中结果可知, 两种缺口拉伸试验的结果与仿真分析结果的力-位移曲线吻合度较高, 断裂位移误差小于 1.25%, 最大力误差小于 0.98%, 而整个曲线的积分面积误差小于 2.13%, 表明断裂失效曲线和失稳曲线可以较为准确地对材料的失效过程进行描述。

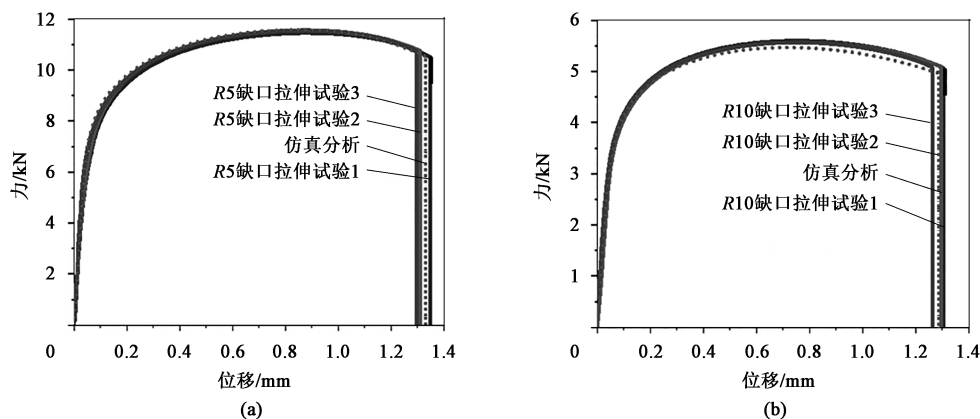


图6 不同试样的力-位移曲线的试验和仿真对比分析

(a) R5 缺口拉伸试验 (b) R10 缺口拉伸试验

Fig. 6 Comparative analysis on force-displacement curves for different samples between experiment and simulation

(a) R5 notch tension experiment (b) R10 notch tension experiment

高扩孔性能 DP980 钢和普通 DP980 钢具有相同的化学成分和拉伸强度，但二者的断后伸长率、扩孔率存在较大差异。从图 1 和图 5 可知，材料拉伸进入塑性失稳后，由均匀变形转化为局部变形，因此，材料的局部延展性的差异可以定量地表示为断裂失效曲线判据  $\varepsilon_f$ 、塑性失稳曲线判据  $\varepsilon_i$  的差异。在图 5 中，两种材料  $\varepsilon_f$  和  $\varepsilon_i$  之间面积的差异表明了材料局部延展性的差异，此部分面积是从应力软化开始到断裂为止增加的等效塑性应变。因此，由图 5 可知，在应力三轴度  $0 \leq \eta \leq 2/3$  的区域中，由断裂失效曲线和塑性失稳曲线包围的面积为高扩孔性能 DP980 钢大于普通 DP980 钢，这与局部延展性相关的扩孔率的大小关系相匹配，前者明显高于后者，这与前述测试结果一致。

### 3 材料落锤压溃测试分析

#### 3.1 试验和仿真分析模型

高强钢承载吸能特性评价是设计选材和实车应用的重要依据，目前最常用的测试方法为落锤压溃试验<sup>[16]</sup>，通过将一定重量的锤头提升至设定高度，自由落体释放，轴向冲击具有帽形截面的梁体，获取压溃位移、能量及载荷等参数，对高强钢的吸能特性进行评价。根据我国汽车技术规范 J0709—2013<sup>[17]</sup>，对以上两种材料进行帽形截面梁轴向落锤压溃测试。待测试样的板厚为 1.4 mm，测试试样的截面尺寸如图 7a 所示，为保证试样产生一定的压缩位移，设置冲击锤头的质量为 350 kg，锤头提升高度为 5 m，保证初始的冲击速度为  $10 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ ，冲击能量达到 17.5 kJ。同时，基于 LS-DYNA 搭建测试

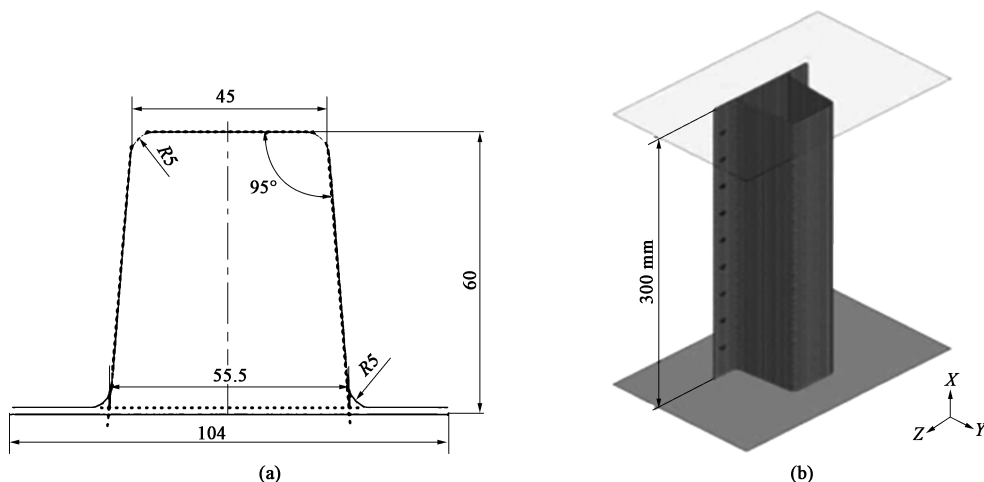


图7 帽形截面梁尺寸参数 (a) 和试样模型 (b)

Fig. 7 Size parameters of cap-shaped cross-section beam (a) and sample model (b)

试样的仿真分析模型, 三维模型如图 7b 所示。

搭建仿真分析模型时, 整体网格采用壳单元, 网格尺寸为 2.0 mm, 板材厚度方向的积分形式选用完全积分。在帽形截面梁轴向落锤压溃分析时, 将帽形板材和盖板的端部节点设为上板, 刚性连接至下板, 上板承受的冲击能量与试验测试保持一致。在定义材料参数时, 采用图 5 所示断裂失效曲线和塑性失稳曲线对帽形截面梁的主要零件进行材料性

能定义, 用于轴向压溃试验的断裂预测分析。为验证 GISSMO 失效模型的准确性, 选取应变失效准则进行对比, 其他条件与实际测试时保持一致, 包括零件的形状尺寸和连接点位置, 落锤质量为 350 kg, 冲击速度为  $10 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 。

### 3.2 分析结果对比

提取试验测试和仿真分析结束后的承载力-压溃位移变化曲线, 两种材料的分析结果如图 8 所示。

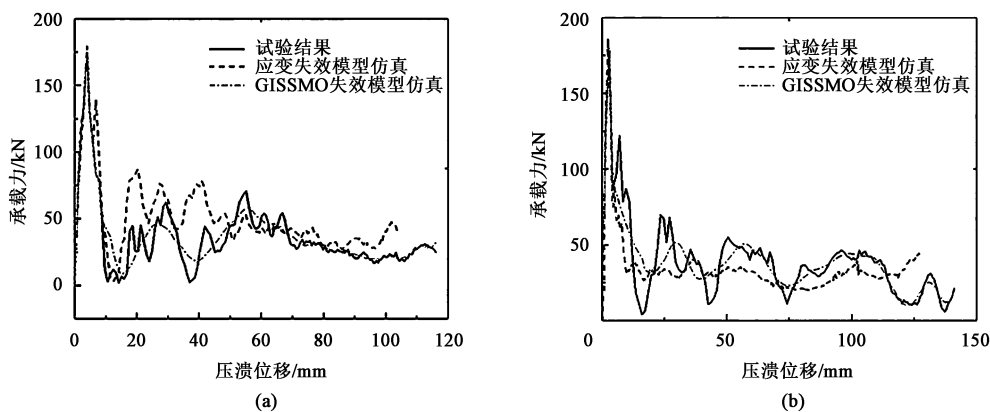


图 8 承载力-压溃位移变化曲线对比

(a) 高扩孔性能 DP980 钢 (b) 普通 DP980 钢

Fig. 8 Comparison of bearing-crushing displacement variation curves

(a) DP980 steel with high hole-expanding performance (b) Ordinary DP980 steel

由图 8 可知, 高扩孔性能 DP980 钢的压溃位移为 118 mm, 而普通 DP980 钢的压溃位移为 141 mm, 前者的最大承载力为 177 kN, 后者达到了 156 kN; 系统的输入能量为 17.5 kJ, 因此, 两种材料单位压溃位移吸收能量分别为  $152.2$  和  $125 \text{ J} \cdot \text{mm}^{-1}$ , 高扩孔性能 DP980 钢比普通 DP980 钢提升了 21.74%。两种材料的仿真与试验对比表明, 高扩孔性能 DP980 钢应变失效和 GISSMO 失效的压溃位移误差分别为 12.7% 和 2.1%, 普通 DP980 钢则分别为 8.5% 和 2.3%; 高扩孔性能 DP980 钢应变失效和 GISSMO 失效的最大承载力误差分别为 2.0% 和 1.8%, 普通 DP980 钢则分别为 2.1% 和 2.2%。可以发现, 两种失效模型的仿真结果与试验结果的最大承载力保持一致, 而应变失效的压溃位移则与试验结果的误差较大。GISSMO 失效模型的仿真结果误差更小, 整个过程中仿真与试验的弯曲-褶皱保持一致。对两种材料所制试样的残样进行对比, 分析结果如图 9 所示。

图 9 中虚线所示位置为各试样出现裂纹的位置, 对比分析可以发现, 高扩孔性能 DP980 钢的贯穿裂纹比普通 DP980 钢的裂纹少, 两者在裂纹发生的程度上存在一定的差异。在仿真结果中, 高扩孔性能

DP980 钢的帽形截面梁断裂失效的单元数量为 26 个, 普通 DP980 钢则为 385 个, 在数量上与测试结果保持一致, 同时对比发生的位置, 两种材料也与试验结果保持基本一致。

### 3.3 应力三轴度变化分析

在试验部件的轴向压溃结果分析中可以发现, 高扩孔性能 DP980 钢和普通 DP980 钢的断裂失效的单元数量存在差异, 对比分析断裂位置的应力三轴度差异, 分别在两种材料的试样上选取单元 A1、A2 和单元 B1、B2 等共计 4 个单元进行分析, 具体选取位置如图 10 所示。

图 10 中不同位置的塑性应变存在较大的差异: 单元 A1 和 B1 均位于帽形截面的圆角部位, 并且由于轴向压溃时的压曲变形而受到弯曲作用; 单元 A2 和 B2 位于压曲变形的弯曲端部。分别从高扩孔性能 DP980 钢和普通 DP980 钢的分析结果中提取受到同样变形的单元, 单元 A1 和 B1 在第 1 级屈曲变形时均断裂, 并且单元网格被删除。虽然单元 A2 和 B2 受到同样的变形, 但 B2 发生了断裂, 而 A2 则未发生断裂。获取断裂位置附近单元 A1、B1 和单元 A2、B2 的应力三轴度与等效塑性应变的变化关系,



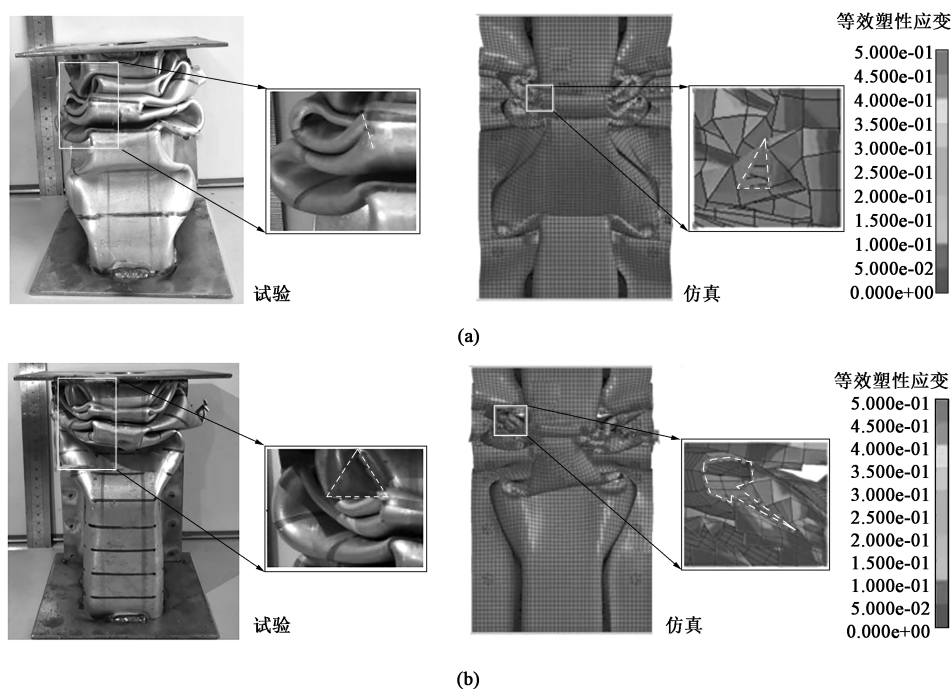


图9 试验与仿真的残样结果对比

(a) 高扩孔性能 DP980 钢 (b) 普通 DP980 钢

Fig. 9 Comparison of residual samples between experiment and simulation

(a) DP980 steel with high hole-expanding performance (b) Ordinary DP980 steel

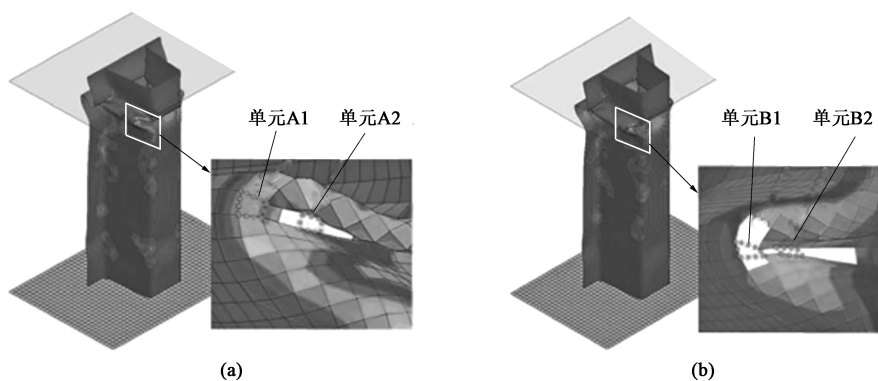


图10 断裂位置附近单元网格选取

(a) 高扩孔性能 DP980 钢 (b) 普通 DP980 钢

Fig. 10 Selection of element grids near fracture location

(a) DP980 steel with high hole-expanding performance (b) Ordinary DP980 steel

结果如图 11 所示, 其中, 单元编号后的数字表示板厚方向上的积分点位置, 1 为帽形截面梁外侧, 2 为板厚中央位置, 3 为帽形截面梁内侧, 箭头为参数变化方向, × 为失效点。

由图 11 可知, 单元 A1 和 B1 在变形开始后立即变形至帽形截面梁的外侧, 此时梁体的内侧则表现出压缩的应力状态。随着变形的进行, 帽形截面梁外侧呈现压缩状态, 而帽形截面梁的内侧则呈现拉伸的应力状态, 由此可见, 整个梁体均受到了弯

曲变形。分析这些单元发现, 帽形截面梁内部压缩单元的应力状态变化开始于平面应变积分点附近 ( $\eta \approx 0.6$ ), 直至断裂。

单元 A2 和 B2 在压溃刚开始变形时, 帽形截面梁外侧发生拉伸, 而帽形截面梁内侧则呈现出压缩的应力状态, 可见与单元 A1、B1 一样受到了弯曲变形。随着变形的进行, 各积分点的应力状态接近于纯剪切 ( $\eta = 0$ ) 的应力状态, 单元 B2 外侧积分点已经达到了断裂, 但单元 A2 仍未达到断裂状态,



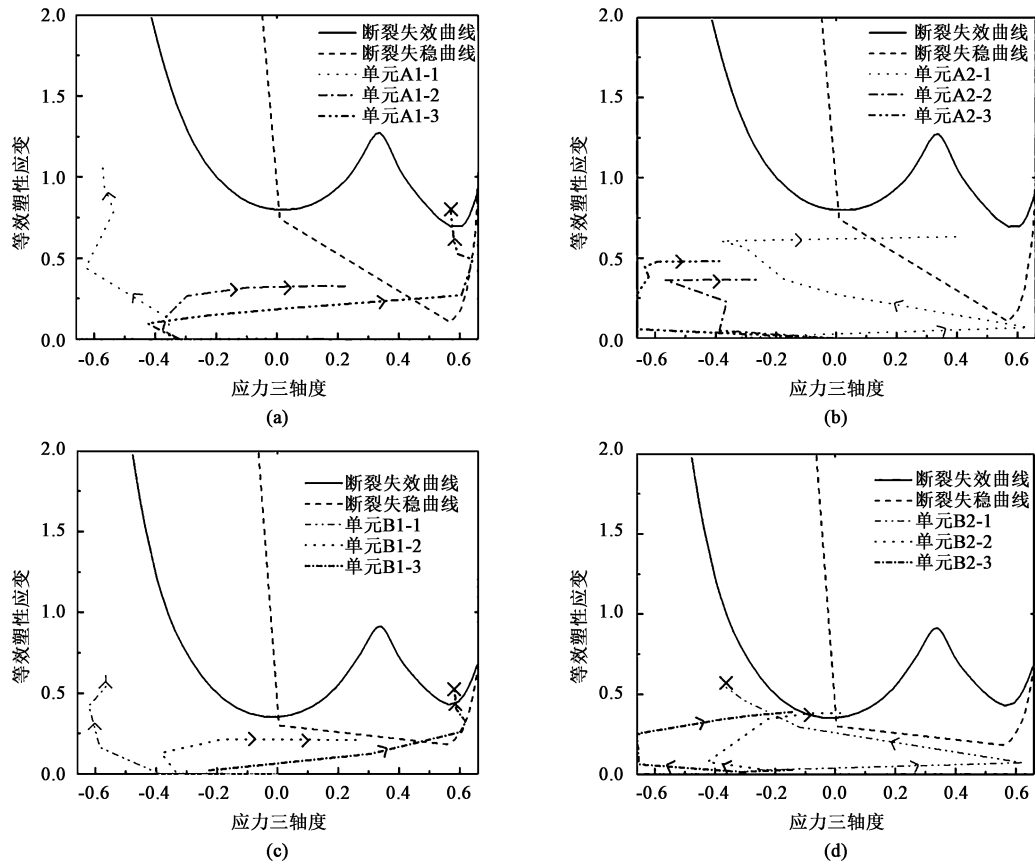


图 11 各单元的应力三轴度变化  
(a) 单元 A1 (b) 单元 A2 (c) 单元 B1 (d) 单元 B2  
Fig. 11 Variation of stress triaxiality for each element  
(a) Grid A1 (b) Grid A2 (c) Grid B1 (d) Grid B2

帽形截面梁的变形转移到了第 2 段的屈曲变形。

整个压溃过程中,材料的损伤累积随着应力三轴度发生变化<sup>[18]</sup>,图 12 为单元 A2 和 B2 的帽形截面梁外侧积分点的应力三轴度与损伤的关系。由图 12 可知:对于单元 A2 于位置 1 处的损伤累积,当应力三轴度在  $1/3 \leq \eta \leq 2/3$  范围内时,损伤值为 0.19,当应力三轴度在  $-1/3 \leq \eta \leq 1/3$  范围内时,损

伤值为 0.39;对于单元 B2 于位置 1 处的损伤累积,当应力三轴度在  $1/3 \leq \eta \leq 2/3$  的范围内时,损伤值为 0.27,当应力三轴度在  $-1/3 \leq \eta \leq 1/3$  的范围内时,损伤值为 0.63。从这些结果可知,在纯剪切 ( $\eta=0$ ) 应力状态附近的损伤大幅增加。

综上所述,对于所研究的帽形截面梁轴向落锤压溃损坏时的裂纹,高扩孔性能 DP980 钢和普通 DP980 钢的纯剪切应力状态附近断裂裂缝的差异导致了二者裂纹大小的不同。

## 4 结 论

(1) 断裂失效曲线和塑性失稳曲线之间的面积,即材料从应力软化开始到断裂为止的整个过程增加的等效塑性应变,表明了材料局部延展性的差异,此部分面积为高扩孔性能 DP980 钢大于普通 DP980 钢,这与局部延展性相关的扩孔率的大小关系相匹配。

(2) 应变失效模型的压溃位移误差较大,高扩

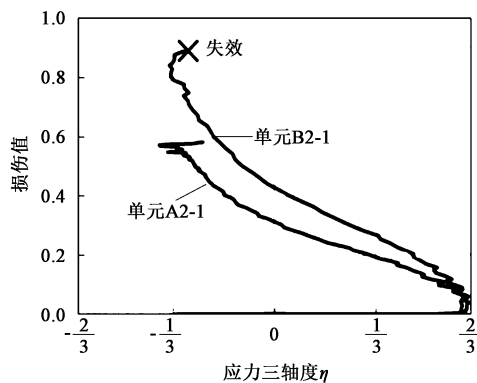


图 12 应力三轴度与损伤值关系曲线  
Fig. 12 Relationship curves between stress triaxiality and damage value

孔性能 DP980 钢达到了 12.7%, 普通 DP980 钢为 8.5%; 应变失效模型的最大承载力误差则与 GISSMO 失效模型基本一致, 为 2% 左右, 而 GISSMO 失效模型的分析结果误差更小, 整个过程中仿真与实验的弯曲-褶皱保持一致。

(3) 对于所研究的帽形截面梁落锤压溃轴向损坏时的裂纹, 高扩孔性能 DP980 钢和普通 DP980 钢的纯剪切应力状态附近断裂裂缝的差异导致了二者裂纹大小的不同。

#### 参考文献:

- [1] 朱国森, 韩赞, 蒋光锐, 等. 汽车车身用新型冷轧薄板研发进展 [J]. 工程科学学报, 2022, 44 (9): 1585-1594.  
Zhu G S, Han Y, Jiang G R, et al. Research and development progress of new cold rolled sheet steels of car body [J]. Chinese Journal of Engineering, 2022, 44 (9): 1585-1594.
- [2] 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.
- [3] 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 and Structures, 2010, 47 (22-23): 3084-3102.
- [4] 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.
- [5] 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.
- [6] 张伟, 潘跃, 刘华赛, 等. 应变速率对增强成形性双相钢性能影响分析 [J]. 钢铁, 2022, 57 (4): 123-129.  
Zhang W, Pan Y, Liu H S, et al. Effect of strain rate on properties of dual phase steel with high formability [J]. Iron and Steel, 2022, 57 (4): 123-129.
- [7] 王文龙, 张翠杰, 韩焯. 基于零件压溃试验加工硬化对吸能特性影响分析 [J]. 机械设计与制造, 2022, (12): 184-188.  
Wang W L, Zhang C J, Han Y. Influence analysis of work hardening on energy absorption characteristics based on the parts drop test [J]. Machinery Design & Manufacture, 2022, (12): 184-188.
- [8] Neukamm F, Feucht M, Haufe A. Consistent damage modelling in the process chain of forming to crashworthiness simulations [A]. Proceeding of the 7th German LS-DYNA Forum [C]. Bamberg, 2008.
- [9] Neukamm F, Feucht M, Haufe A. Considering damage history in crashworthiness simulations [A]. Proceedings of the 7th European LS-DYNA Conference [C]. Salzburg, 2009.
- [10] Dai M H, Ying L, Wang S S, et al. Modeling the crashworthiness analysis of functional graded strength thin-walled structure with phenomenological GISSMO model [J]. Thin-Walled structures, 2022, 180: 109766.
- [11] 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].
- [12] GB/T 15825.4—2008, 金属薄板成形性能与试验方法 第 4 部分: 扩孔试验 [S].  
GB/T 15825.4—2008, Sheet metal formability and test methods—Part 4: Method of hole expanding test [S].
- [13] 鎮西将太, 内藤純也. 高強度薄板金属材料の破断予測シミュレーション [J]. 神戸製鋼技報, 2017, 66 (2): 76-81.  
Chinzei S, Naito J. Simulation to predict failure in high-strength steel sheet [J]. Kobe Steel Engineering Reports, 2017, 66 (2): 76-81.
- [14] 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.
- [15] 赖兴华, 尹斌. 高应变率下高强钢的塑性力学行为及本构模型 [J]. 汽车安全与节能学报, 2017, 8 (2): 157-163.  
Lai X H, Yin B. Plastic mechanical behavior and constitutive modeling of high-strength steel at high strain rates [J]. Journal of Automotive Safety and Energy, 2017, 8 (2): 157-163.
- [16] 吴文明, 千志科, 田晓光, 等. 采用动态冲击汽车零件材料承载特性分析 [J]. 机械设计与制造, 2023, 387 (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, 387 (5): 117-120, 125.
- [17] J0709—2013, 汽车板典型构件的压溃吸能试验方法 [S].  
J0709—2013, Test specifications for typical components of automobile steel sheet [S].
- [18] 钱凌云, 马腾云, 安鹏, 等. 金属薄板面内压剪变形的损伤断裂行为 [J]. 工程科学学报, 2021, 43 (2): 263-272.  
Qian L Y, Ma T Y, An P, et al. Damage and fracture behavior of a metal sheet under in-plane compression-shear deformation [J]. Chinese Journal of Engineering, 2021, 43 (2): 263-272.