

Development and Application of Fracture Failure Model of 22MnB5 High Strength Steel

Qiuuhua GUO¹, Yangzhi ZHOU¹, Chunli YU¹, Xiang GAO¹, Qingjiang ZHAO¹, Xiao Hu², Huatuo Li³

¹China Automotive Engineering Research Institute Co.,Ltd., Chongqing, China, 401122

²Pangang Group Research Institute Co.,Ltd., Panzhihua, China, 617000

³FAW Volkswagen Automotive Co.,Ltd.Chengdu Branch, Chengdu, China, 610100

Email:guoqiuuhua@caeri.com.cn/hgdxiaohu@163.com

Abstract: Taking the typical 22MnB5 high-strength steel plate as the research object, a series of experiments including pure shear, tensile-shear, R5 notch tensile, R10 notch tensile, center hole notch tensile, and cupping tests were carried out on the 22MnB5 high-strength steel plate. The fracture test data of the material were obtained, and the MMC fracture model of the 22MnB5 high-strength steel plate was established. The drop hammer mechanical test of the B-pillar, a heat-formed component made of 22MnB5 high-strength steel, was accomplished and compared with the simulation analysis. The results indicate that the error of the peak acceleration between the simulation and the experiment is 8.7%, and the positions, sizes, and morphologies of the fractures in both are basically consistent. This provides an accurate material model and high-precision simulation model for collision simulation and plays a significant guiding and referential role in the simulation calculation of fracture failure in hot stamping forming and the analysis and calculation of vehicle crash safety.

Keywords: 22MnB5; MMC fracture model; B-pillar drop hammer; GISSMO

22MnB5 高强钢断裂失效模型开发与应用研究

郭秋华¹, 周杨智¹, 余春丽¹, 高翔¹, 赵清江¹, 胡晓², 李华佗³

¹中国汽车工程研究院股份有限公司, 重庆, 中国, 401122

²攀钢集团研究院有限公司, 攀枝花, 中国, 617000

³一汽-大众汽车有限公司成都分公司, 成都, 中国, 610100

Email:guoqiuuhua@caeri.com.cn, hgdxiaohu@163.com

摘要: 以典型的 22MnB5 高强度钢板材为研究对象, 对 22MnB5 高强度钢板材进行纯剪、拉剪、R5 缺口拉伸、R10 缺口拉伸、中心孔缺口拉伸、杯突等试验研究, 得到材料的断裂试验数据, 建立 22MnB5 高强度钢板材的 MMC 断裂模型, 完成 22MnB5 高强度钢材料的热成形零部件 B 柱落锤力学试验并与仿真分析对比, 结果表明仿真峰值加速度与试验的误差为 8.7%, 而且二者出现断裂的位置、大小和面貌基本一致。为碰撞仿真提供了准确的材料模型及高精度仿真模型, 同时可对热冲压成形断裂失效仿真计算和整车碰撞安全分析计算起到重要的指导和参考作用。

关键词: 22MnB5; MMC 断裂模型; B 柱落锤; GISSMO

1 引言

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^[1]。与传统钢种相比, 高强度钢板可以实现结构的轻量化设计, 降低整体重量; 但高强度钢板的伸长率较小, 韧性较差, 容易开裂, 成形过程中的损伤累积更显著。在新的安全法规测试工况下, 采用高强钢材料的车身关键结构件将承受更大的碰撞能量, 在碰撞过程中发生断裂失效的风险大大增加^[2]。汽车碰撞过程中的断裂失效对于计算结果的精度影响较大, 因此对材料断裂模型的研究就显得尤为重要^[3]。周佳等采用有限元逆向优化方法标定了 GISSMO 断裂失效模型参数, 表明标定的 GISSMO 断裂失效模型参数可准确表征高强钢板材在多种应力状态下的断裂失效行为^[4]; 许伟等采用 Swift-Herbet-Sherby 混合硬化准则描述了 22MnB5 热成形钢的塑性

变形过程,对热成形钢进行胀形试验和三点静压试验,试验和仿真结果表明该模型可以准确描述22MnB5热成形钢的塑性变形行为^[5];董伊康等研究发现在不同的应变速率下,HC340/590DP钢表现出应变率强化效应。随着应变速率的增加,材料的屈服强度和抗拉强度均明显增加^[6];孔玉强等选取不同性能的DP980钢开展落锤压溃测试过程失效分析,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^[7];朱建琳等使用Ludwike硬化模型获取了DP590双相钢和热成形钢颈缩后的真实塑性应力-真实塑性应变曲线,并通过对比颈缩较小的纯剪切工况仿真模拟结果与试验结果验证了外插曲线的正确性^[8];徐晨阳等以DH590高强钢为研究对象,分别采用Swift硬化模型和修正的幂函数(MPL)硬化模型描述了材料的塑性流动行为,仿真结果显示MPL硬化模型单轴拉伸工况下的载荷-位移曲线与试验吻合更好,表明MPL模型更适合描述DH590高强钢的硬化行为^[9]。

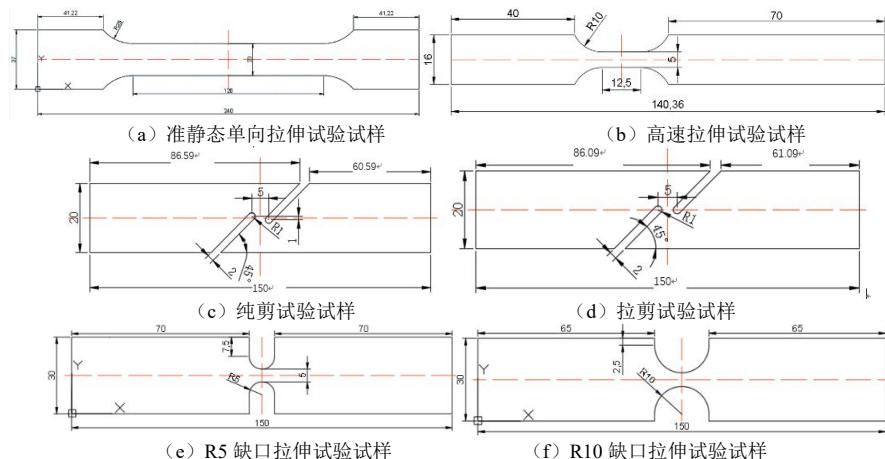
然而,目前国内针对22MnB5高强钢的MMC断裂失效准则的研究仍较为罕见,也较少进行零部件级别的断裂准则试验验证,因此,对22MnB5高强度钢进行断裂准则的试验和验证分析具有重要意义。

本文以典型的22MnB5高强度钢板材为研究对象,对22MnB5高强度钢板材进行纯剪、拉剪、R5缺口拉伸、R10缺口拉伸、中心孔缺口拉伸、杯突等试验研究,得到材料的断裂试验数据,建立22MnB5高强度钢板材的MMC断裂模型,完成22MnB5高强度钢材料的热成形零部件B柱落锤力学试验并与仿真分析对比,结果验证了断裂模型的准确性。为碰撞仿真提供了准确的材料模型及高精度仿真模型,同时可对热冲压成形断裂失效仿真计算和整车碰撞安全分析计算起到重要的指导和参考作用。

2 22MnB5热成形钢材料卡片开发

2.1 材料试验

研究对象为22MnB5热成形钢板,首先进行基础的力学性能试验,包括准静态单向拉伸试验、纯剪试验、拉剪试验、R5缺口拉伸试验、R10缺口拉伸试验、中心孔拉伸试验、杯突试验和高速拉伸试验共8组力学性能试验,每组试验重复3次,各组试验试样的尺寸如图1所示。高速拉伸试验在ZWICK HTM 5020高速拉伸试验机上进行,其余均在CMT5305电子万能试验机上进行。经过纯剪试验、拉剪试验、R5缺口拉伸试验、R10缺口拉伸试验、中心孔拉伸试验和杯突试验,获得试验力-变形/位移曲线。



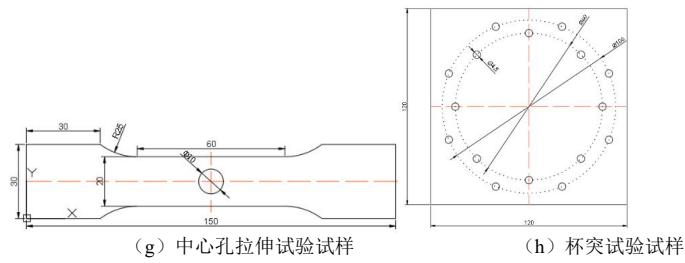


Figure 1. Main test sample size (unit: mm)

图1 主要试验试样尺寸 (单位: mm)

通过准静态单向拉伸测试,得到22MnB5材料的工程应力—工程应变曲线如图2(a)所示。选择居中的试验1曲线,通过式(1)、(2)、(3)转换得到其真应力—塑性应变曲线如图2(b)所示。高速拉伸工程应力—工程应变曲线如图2(c)所示。

真应变 ε_T 计算:

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

ε 为工程应变。

真应力 σ_T 计算:

$$\sigma_T = \sigma * (1 + \varepsilon) \quad (2)$$

σ 、 ε 分别为工程应力、应变。

塑性应变 ε_{pl} 计算:

$$\varepsilon_{pl} = \varepsilon_T - \sigma_T / E \quad (3)$$

其中, ε_T 为真应变, σ_T 为真应力, E 为弹性模量。

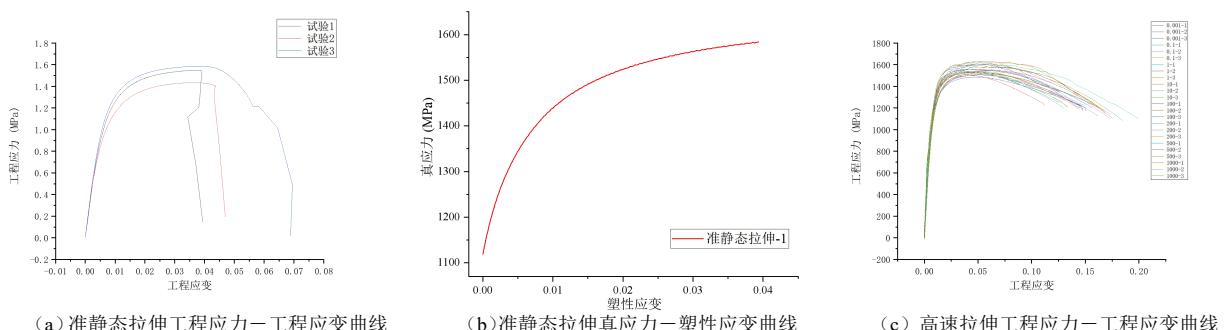


Figure 2.Tensile stress-strain curve of 22MnB5 material

图2 22MnB5材料拉伸试验应力—应变曲线

2.2 材料本构模型参数标定

2.2.1 材料本构参数对标模型建立

根据准静态单向拉伸试验, 建立材料本构参数对标体单元数值模型, 模型中主要变形区域网格尺寸为 0.5mm, 仿真模型及约束见图 3。材料本构参数标定中不考虑材料的断裂, 统一采用 LS_DYNA 中的 MAT_24 号材料本构模型进行仿真对标。

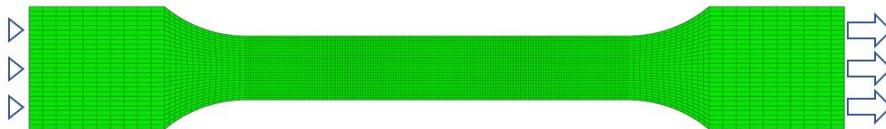


Figure 3. Quasi-static unidirectional tensile simulation model

图 3 准静态单向拉伸仿真模型

2.2.2 材料本构参数对标结果

断裂卡片开发使用本构方程为 Swift+Hockett-Sherby 方程^[3], 公式如式 (4) 所示。相关参数如表 1、2、3 所示。

$$\sigma = \alpha \{K \cdot (\varepsilon_{pl} + \varepsilon_0)^n\} + (1-\alpha) \{a - b e^{-c\varepsilon_{pl}^p}\} \quad (4)$$

Table 1. Swift constitutive equation parameters

表 1 Swift 本构方程参数

	K	ε_0	n
参数值	2142.3776	7.0403E-4	0.0897

Table 2. Parameters of the Hockett-Sherby constitutive equation

表 2 Hockett-Sherby 本构方程参数

	a	b	c	p
参数值	1587.4519	469.6386	60.0859	0.8596

Table 3. Normalized parameters

表 3 归一化参数

	a
参数值	0.15

通过对准静态拉伸试验所获得应力应变曲线进行处理及外延, 建立数值模型进行仿真, 将得到的力变形曲线与实验结果进行对标, 22MnB5 材料本构参数对标结果, 如图 4 (a) 所示。建立高速拉伸数值模型, 采用相同方式进行仿真对标并进行外延多应变速率下外延真应力-塑形应变曲线, 如图 4 (b) 所示。从对标结果可以看出, 该本构模型能很好的反应材料在弹性段及塑性段变形时的力学性能。

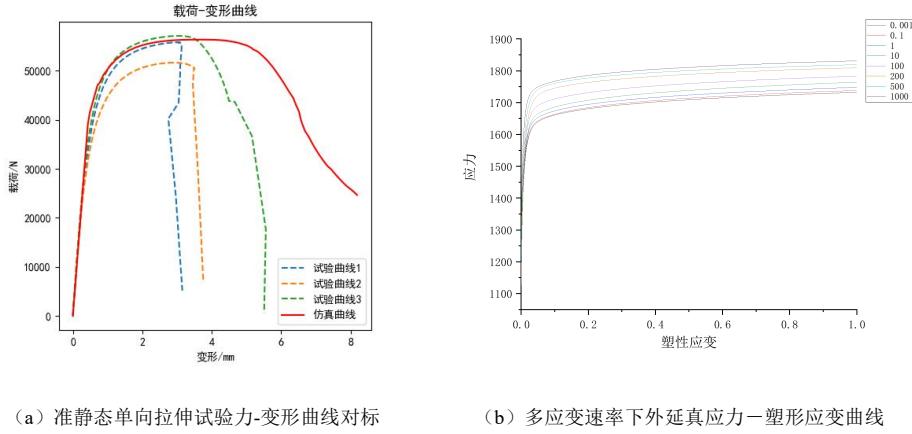


Figure 4. Results of constitutive parameter calibration of 22MnB5 material

图 4 22MnB5 材料本构参数对标结果

2.3 材料断裂失效模型标定

基于不同受力状态下的断裂试验参数, 建立材料断裂失效模型参数标定数值模型。选取 MMC (Modified Mohr-Coulomb) 断裂失效模型进行材料断裂失效模型参数标定^[10], 采用式 (9) 与式 (10) 拟合标定 MMC 断裂失效模型的失效曲线。

Swift 本构方程:

$$\sigma = K \cdot (\varepsilon_{pl} + \varepsilon_0)^n \quad (5)$$

式中, ε_{pl} 为塑性应变, ε_0 为弹性应变, K 和 n 为拟合系数。

材料的不同应力状态由应力三轴度 η 、洛德角参数 ξ 或者归一化洛德角参数 $\bar{\theta}$ 共同表征, 如下所示

$$\eta = \frac{-p}{q} = \frac{-p}{\bar{\sigma}} = \frac{\frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)}{\bar{\sigma}} = \frac{\frac{1}{3}I_1}{\sqrt{3}J_2} \quad (6)$$

式中, p 为静水压力, q 为 Mises 等效应力, I_1 为第一应力不变量, J_2 为第二应力张量不变量。

$$\xi = \frac{27}{2} \frac{J_3}{\bar{\sigma}^3} = \frac{3\sqrt{3}}{2} \frac{J_3}{J_2^{3/2}} \quad (7)$$

式中, J_2 为第二偏应力张量不变量, J_3 为第三偏应力张量不变量。

$$\bar{\theta} = 1 - \frac{6\theta}{\pi} = 1 - \frac{2}{\pi} \arccos \xi \quad (8)$$

MMC 断裂失效模型中, 断裂时刻等效塑形应变是应力三轴度 η 及归一化洛德角参数 $\bar{\theta}$ 的函数^[11], 如式 (9) 所示, 包含 K 、 C 、 C_θ^s 、 f 、 n 五个系数, n 即为式 (5) 中 swift 系数 n , 其他系数值通过试验结合有限元仿真方法进行标定。

$$\hat{\varepsilon}_f = \left\{ \frac{K}{C} \left[C_\theta^s + \frac{\sqrt{3}}{2 - \sqrt{3}} (1 - C_\theta^s) \left(\sec \left(\frac{\pi \bar{\theta}}{6} \right) - 1 \right) \left[\sqrt{\frac{1 + f^2}{3}} \cos \left(\frac{\pi \bar{\theta}}{6} \right) + f \left(\eta + \frac{1}{3} \sin \left(\frac{\pi \bar{\theta}}{6} \right) \right) \right] \right] \right\}^{\frac{1}{n}} \quad (9)$$

平面应力条件下, 使用 MMC 二维失效模型时, 材料某单元归一化洛德角参数是该单元应力三轴度的函数, 如式 (10) 所示, 即断裂时刻等效塑性应变是应力三轴度 η 的函数, 将式 (10) 带入式 (9) 即 $\varepsilon_f = \varepsilon^p(\eta)$ 。

$$\bar{\theta} = 1 - \frac{2}{\pi} \arccos (4.5\eta - 13.5\eta^3) \quad (10)$$

使用 GISSMO 断裂准则，断裂时刻由损伤因子 D 决定，如式 (11) 所示，当 D=1 时，单元失效，裂纹产生。

$$D = \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_f} \right)^{n'} \Rightarrow dD = \frac{n'}{\varepsilon_f} \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_f} \right)^{n'-1} d\varepsilon_p = \frac{n'}{\varepsilon_f(\eta, \xi)} D^{\frac{n'-1}{n}} d\varepsilon_p \quad (11)$$

2.3.1 MMC 断裂失效模型标定

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 η 、等效塑性断裂应变 ε_f 如表 4 所示^[12]。基于表 4 中参数，采用式 (9) 与式 (10) 拟合得到 MMC 断裂失效模型参数如表 5 所示，MMC 拟合曲线如图 5 所示。

Table 4. 22MnB5 material fracture time parameter value

表 4 22MnB5 材料断裂时刻参数值

	η	ε_f	$\bar{\theta}$
纯剪切拉伸试验	0	0.464	-0.0064
拉剪切拉伸试验	0.025	0.538	0.11
中心孔拉伸试验	0.37	0.648	0.96
R10 缺口拉伸试验	0.47	0.569	0.63
R5 缺口拉伸试验	0.504	0.628	0.48
杯突试验试验	0.66	0.63	-0.92

Table 5. 22MnB5 material MMC failure model parameter value

表 5 22MnB5 材料 MMC 失效模型参数值

	MMC 失效模型参数			
	K/C	C_θ^s	f	n
22MnB5 材料	2.0542	0.896	0.001535	0.0897

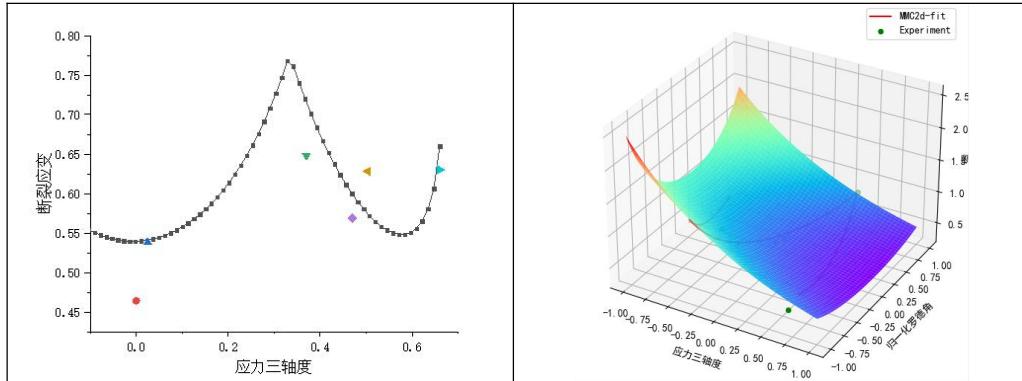


Figure 5. MMC fracture failure curve and surface of 22MnB5 material

图 5 22MnB5 材料 MMC 断裂失效曲线及曲面

2.3.2 网格尺寸效应标定

对单向拉伸试样进行网格重划分，建立主要变形区域分为 1mm、2.5mm、5mm 三种网格模型的拉伸试样模型^[13]，并采用相同拉伸仿真工况进行仿真分析，得到各网格尺寸下力变形曲线，转换为工程应力应变与 0.5mm 网格模型以及试验结果对标如图 6 所示。

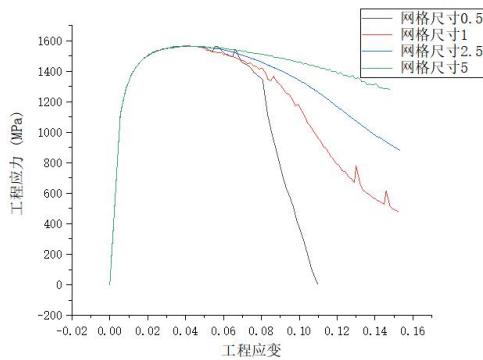


Figure 6. Calibration results of tensile model of 22MnB5 material with different mesh sizes

图 6 22MnB5 材料各网格尺寸拉伸模型对标结果

通过 0.5mm 网格试样断裂点相同拉伸位移量找到各网格尺寸下断裂时间点，后处理得到各网格尺寸断裂时间点的塑性应变即为各网格尺寸的断裂应变，将得到的结果进行归一化处理即可得到网格尺寸效应曲线，如图 7 所示。

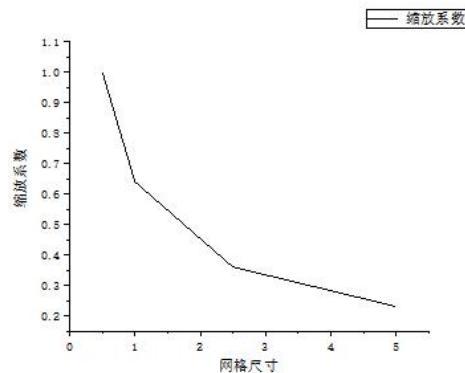


Figure 7.22MnB5 material mesh size effect curve

图 7 22MnB5 材料网格尺寸效应曲线

2.3.3 应变率效应标定

将高速拉伸曲线每条曲线末端为断裂点，求出每个速率断裂点三组数据的应变均值，即为不同应变率下高速试样的不同断裂应变^[14]。不同应变率下高速试样的不同断裂应变，如图 8 所示。

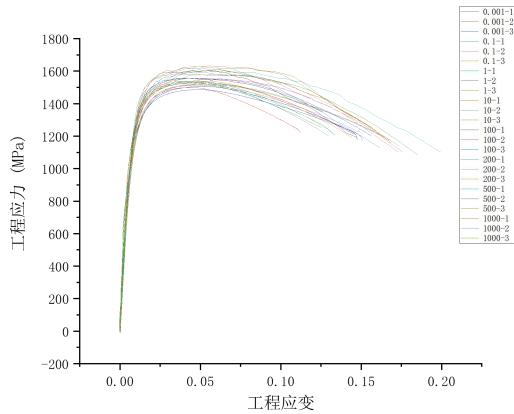


Figure 8. True stress-plastic strain curves of 22MnB5 material at different strain rates

图 8 22MnB5 材料各应变率下的真应力-塑性应变曲线

以应变率 0.001/s 的断裂应变为基准, 将得到的结果进行归一化处理即可得到应变率断裂效应曲线, 见图 9。

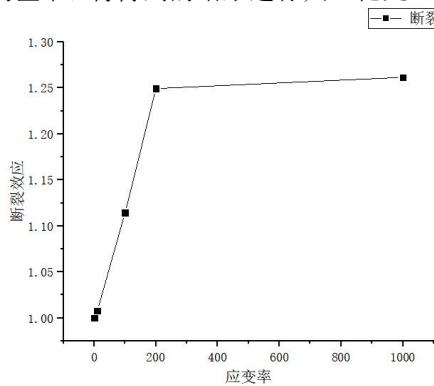
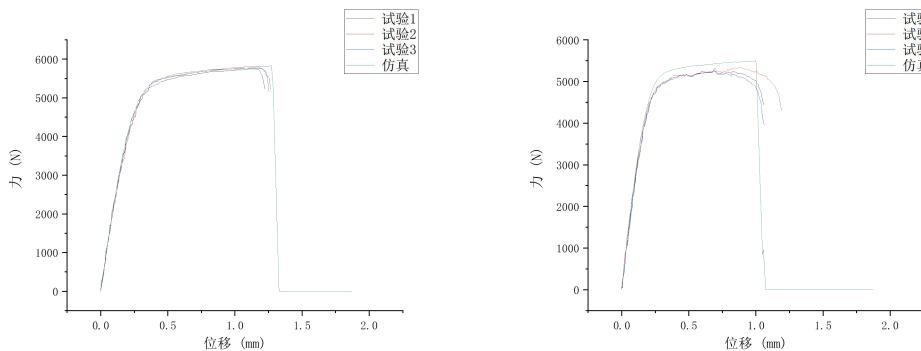


Figure 9. Strain rate effect curve of 22MnB5 material

图 9 22MnB5 材料应变率效应曲线

2.3.4 断裂失效模型对比结果

采用 MMC 断裂失效模型预测对 22MnB5 材料在不同应力状态下的断裂, 对标结果如图 10 所示。



(a) 纯剪切拉伸试验 MMC 对标结果

(b) 拉剪切拉伸试验 MMC 对标结果

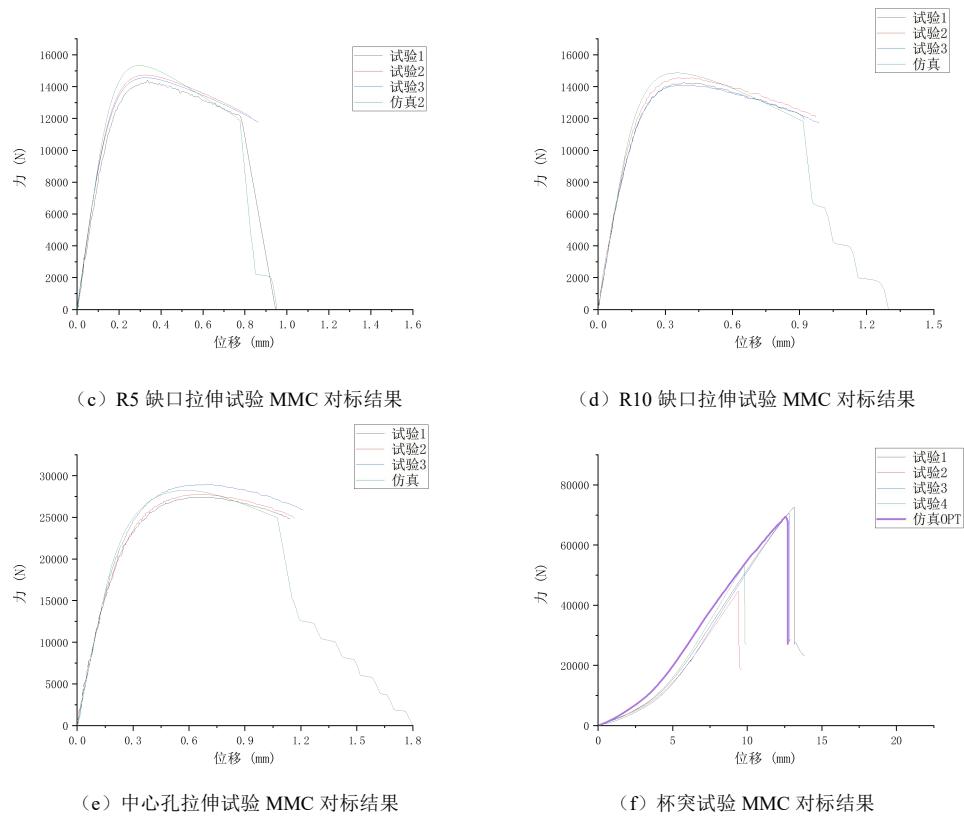


Figure 10. The calibration results of MMC fracture failure model of 22MnB5 material

图 10 22MnB5 材料 MMC 断裂失效模型对标结果

对分析结果进行对标误差分析, 将不同应力状态的断裂试样仿真分析结果提取力峰值与试验结果进行对比, 以及将仿真断裂时刻位移量与试验结果进行对比。其中, 试验结果取三次试验平均值, 结果如表 6、表 7 所示, 结果表明所有断裂试样对标分析误差都在 10% 以内。

Table 6. Error analysis of 22MnB5 material fracture benchmarking - force peak

表 6 22MnB5 材料断裂对标-力峰值误差分析

	试验力峰值/N	仿真力峰值/N	误差
纯剪切拉伸	5856.54	5786.53	1.20%
拉剪切拉伸	5260.61	5464.77	3.88%
R5 缺口拉伸	14483.87	15349.75	2.98%
R10 缺口拉伸	14325.97	14876.06	3.84%
中心孔拉伸	28048.86	28211.66	0.58%
杯突	71591.68	75118.85	4.93%

Table 7. Error analysis of 22MnB5 material fracture benchmarking - fracture displacement

表 7 22MnB5 材料断裂对标-断裂位移量误差分析

	试验断裂位移量 /mm	仿真断裂位移量 /mm	误差
纯剪切拉伸	1.250	1.308	4.94%
拉剪切拉伸	1.104	1.039	5.89%
R5 缺口拉伸	0.816	0.74	9.3%
R10 缺口拉伸	0.956	0.926	3.24%
中心孔拉伸	1.165	1.09	8.35%
杯突	12.990	13.302	2.40%

3 22MnB5 热成形零部件 B 柱落锤对标

3.1 试验方案及有限元模型建立

22MnB5 热成形零部件 B 柱落锤试验工装和仿真模型, 如图 11 所示。锤头位置位于 B 柱中心, 锤头直径 160mm, 锤头重量 320kg, 试件通过两块压板压盖底面边缘进行固定, 两盖板与下方垫块使用 8 根 M18 螺栓整体固定, 冲击能量 5KJ^[15]。数值仿真模型 B 柱为 5mm 壳单元网格, 采用 MAT24 号线弹性材料, 厚度方向设置 5 个积分点。工装采用 MAT24 号材料并调用 Q235 材料曲线, 上下工装使用六面体网格螺栓连接 (螺栓材料采用 22MnB5 材料卡)。锤头和地板及压板使用 MAT20 号刚性材料。

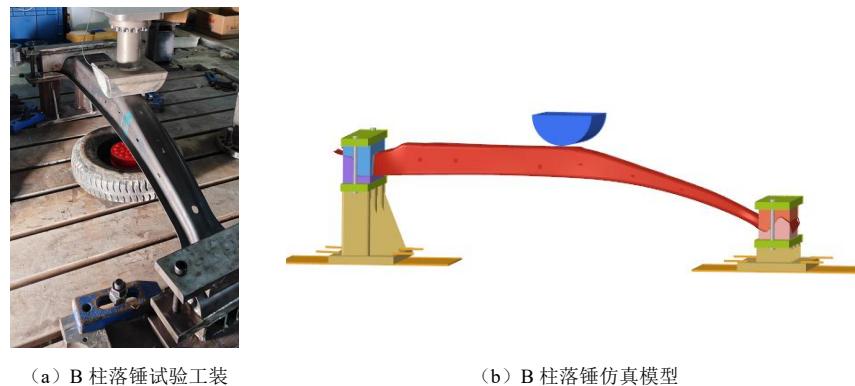


Figure 11. B-pillar drop hammer test tool and simulation model

图 11 B 柱落锤试验工装和仿真模型

3.2 断裂模型落锤仿真和试验对标结果

22MnB5 热成形零部件 B 柱在落锤试验和仿真后, B 柱变形及断裂情况对比结果如图 12 所示。由图可知, 仿真及试验中, 主要变形区域相同, 均为与压头接触的位置。但常应变断裂模型落锤仿真后断裂较 GISSMO 更为严重, 从受压位置裂为了两半, B 柱两侧与工装固定位置也发生了断裂, 断裂形式与试验差距较大。GISSMO 断裂模型仿真与试验的变形较为相似, 落锤试验后样件在变形区出现开裂, 仿真开裂位置与试验一致。因此, GISSMO 断裂失效模型预测结果与试验结果更加吻合。

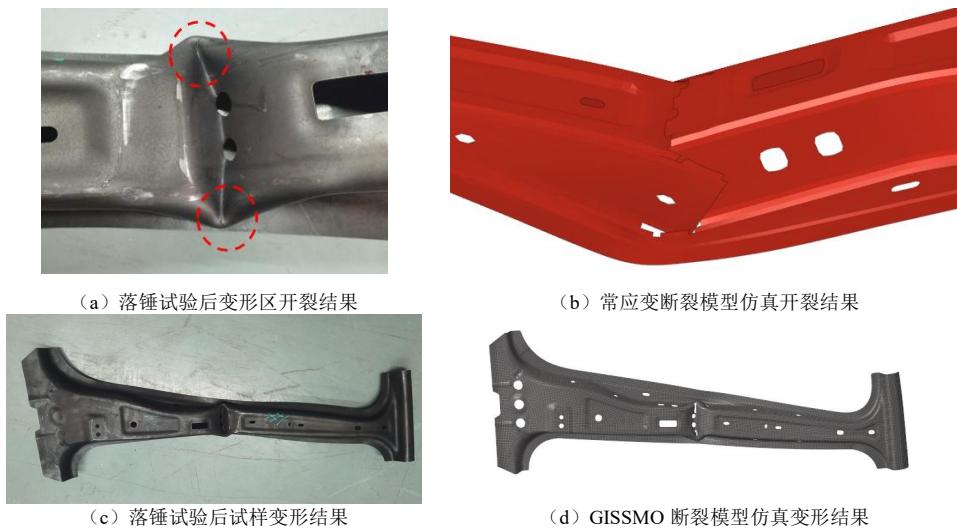


Figure 12 Comparison results of drop hammer simulation and test for B-pillar fracture model

图 12 B 柱断裂模型落锤仿真与试验对比结果

22MnB5 热成形零部件 B 柱在落锤试验进行了 3 次重复试验，试验峰值力分别为 46.67kN、40.862kN、39.056kN，试验峰值力均值为 42.196kN。B 柱落锤仿真和试验力-时间曲线对比，如图 13 所示。从图中可知常应变仿真峰值力约为 28kN，与试验峰值力均值差距为 33.6%，在下压 0.03s 后便发生断裂，力显著降低，与试验一致性差。仿真 GISSMO 峰值力为 45.879kN，与试验峰值力误差为 8.7%。

仿真 GISSMO 峰值力相较于试验偏大，推测可能的原因如下：

(1) 试验 1 的峰值力较试验 2、3 偏大可能原因是试验 1 下方放置的缓冲块较试验 2 和试验 3 大，使得 B 柱与缓冲块接触面积更大，对 B 柱的变形有一定的阻碍作用，使得试验 1 的 B 柱变形过程与试验 2、3 存在细微差距，导致试验 1 峰值力变大。

(2) 试验与 GISSMO 仿真的约束状态存在差异有关，压头下压过程中工装可能会在工作台面发生滑动，使得整个模型的约束程度降低，B 柱两侧工装用螺栓固定，但试验中仍会存在翘起，与仿真的理想工况存在差异，仿真模型的约束程度较试验偏高，对锤头的作用力也会偏高。

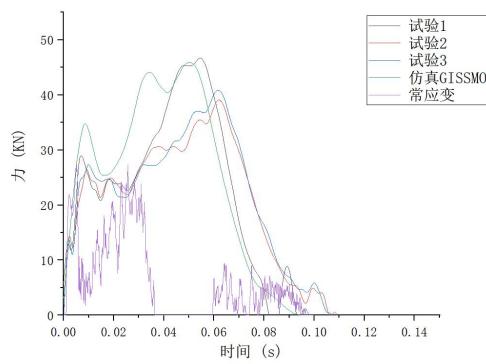


Figure 13. B-pillar drop hammer force-time curve comparison

图 13 B 柱落锤仿真和试验力-时间曲线对比图

4 结论

首先, 本文以典型的 22MnB5 高强度钢板材为研究对象, 对 22MnB5 高强度钢板材进行准静态单向拉伸试验、纯剪试验、拉剪试验、R5 缺口拉伸试验、R10 缺口拉伸试验、中心孔拉伸试验、杯突试验和高速拉伸试验共 8 组力学性能试验研究, 得到材料的断裂试验数据。

其次, 断裂卡片开发使用本构方程为 Swift+Hockett-Sherby 方程, 建立 22MnB5 高强度钢板材的 MMC 断裂模型, 该模型考虑了网格尺寸效应和应变率效应等更加准确地预测 22MnB5 材料的失效, 结果表明所有断裂试样对称分析误差都在 10% 以内。

最后, 完成 22MnB5 高强度钢材料的热成形零部件 B 柱落锤力学试验并与仿真分析对比, 常应变断裂模型落锤仿真后断裂较 GISSMO 更为严重, 断裂形式与试验差距较大。GISSMO 断裂模型仿真与试验的变形较为相似, 落锤试验后样件在变形区出现开裂, 仿真开裂位置与试验一致。常应变仿真峰值力约为 28kN, 与试验峰值力均值差距为 33.6%, 仿真 GISSMO 峰值力为 45.879kN, 与试验峰值力误差为 8.7%。因此, GISSMO 断裂失效模型预测结果与试验结果更加吻合, 验证了断裂模型的准确性。为碰撞仿真提供了准确的材料模型及高精度仿真模型, 同时可对热冲压成形断裂失效仿真计算和整车碰撞安全分析计算起到重要的指导和参考作用。

参考文献

- [1] 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.
- [2] 张骥超, 连昌伟, 韩非. 超高强钢材料碰撞失效行为仿真预测技术研究[J]. 汽车工艺与材料, 2023(8):15-20.
- [3] 赵清江, 郭怡晖, 梁宾等. 22MnB5 高强度钢板材的断裂失效准则研究[J]. 塑性工程学报, 2020, 27(4):132-137.
- [4] 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.
- [5] 许伟, 方刚, 张钧萍等. 面向汽车碰撞安全的热成形钢断裂失效表征与验证[J]. 塑性工程学报, 2020, 27(6):121-128.
- [6] 董伊康, 薛仁杰, 张青等. 高强双相钢动态力学及断裂失效行为表征[J]. 河北冶金, 2023:47-51.
- [7] 孔玉强, 张晓莹, 段朋等. 基于 GISSMO 断裂失效模型的高强钢落锤压溃仿真分析[J]. 锻压技术, 2024(3):230-239.
- [8] 朱建琳, 王超超, 王秋月等. 基于 GISSMO 失效准则的 DP590 双相钢和热成形钢的断裂特性研究[J]. 塑性工程学报, 2024(31):163-172.
- [9] 徐晨阳, 张骥超, 连昌伟等. 基于 GISSMO 损伤模型的 DH590 高强钢断裂失效行为研究[J]. 塑性工程学报, 2021(28):68-74.
- [10] 陈自凯, 张骥超, 徐晨阳等. 考虑成形损伤的 DP980 板 GISSMO 失效模型开发及试验验证[J]. 锻压技术, 2022(4):110-118.
- [11] 孔玉强, 张晓莹, 段朋等. 基于 GISSMO 断裂失效模型的高强钢落锤压溃仿真分析[J]. 锻压技术, 2024(3):230-239.
- [12] 吴昊, 孟宪明, 田杰斌等. C-NCAP 工况下铝合金动态力学与失效特性仿真分析[J]. 新技术新工艺, 2020(3):53-57.
- [13] 梁宾, 赵岩, 赵清江等. 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(18):53-62.
- [14] 李祖吉, 黄云艳, 刘怀灿等. 空调塑料材料的碰撞失效模拟研究[J]. 工程力学, 2020(7):240-246.
- [15] 罗玉梅, 王博, 李伟等. 基于落锤压溃高强双相钢断裂失效模型[J]. 塑性工程学报, 2021(9):200-206.