

材料应变率效应对 2 类吸能结构碰撞性能的影响

冯悦, 肖守讷, 朱涛, 杨冰, 杨皓杰

(西南交通大学 牵引动力国家重点实验室, 四川 成都, 610031)

摘要: 轨道车辆吸能结构变形时伴随着明显的应变率效应, 为了研究材料应变率效应对碰撞仿真结果的影响, 以应变率敏感材料 Q235 为研究对象, 首先, 通过实验数据对比和理论解对比 2 种方法, 证明考虑应变率效应的 Q235 材料模型的可靠性; 然后, 研究材料应变率效应对挤压式和压溃式圆锥管吸能结构碰撞载荷与吸能、变形模式等耐撞性能的影响; 在此基础上, 提出 2 种受材料应变率效应的影响不明显、变形有序可控的诱导式吸能结构。研究结果表明: 对于不同结构, 材料应变率效应影响因子不同, 考虑材料应变率强化效应的挤压式吸能结构碰撞力放大因子比压溃式圆锥管结构的大; 对于不同结构, 材料应变率效应影响因子随速度变化的幅度不同, 挤压式吸能结构的应变率效应放大因子随速度变化幅度比压溃式的小; 材料应变率效应对第二类吸能结构的变形模式影响显著, 应变率强化效应减少了应变率较大的变形, 增加或促进了应变率较小的变形; 诱导式吸能结构的变形模式受材料应变率效应的影响不明显, 变形有序可控, 在工程设计中可考虑采用诱导结构, 以减少材料应变率效应对结构变形模式的影响。

关键词: 轨道车辆; 碰撞性能; 吸能结构; 应变率效应

中图分类号: O313.4; U270.2

文献标志码: A

文章编号: 1672-7207(2018)10-2625-11

Influence of material strain rate effect on crashworthiness of two kinds of energy-absorbing structure

FENG Yue, XIAO Shoune, ZHU Tao, YANG Bing, YANG Haojie

(State Key Laboratory of Traction Power, Southwest Jiaotong University, Chengdu 610031, China)

Abstract: The deformation of energy-absorbing structure on rail vehicles is accompanied by obvious strain rate effect. In order to study the influence of material strain rate effect on collision simulation results, the material Q235 which has obvious strain rate effect was studied. Firstly, the reliability of Q235 material model considering strain rate effect was proved by comparison with experimental results and theoretical results. Then the influence of material strain rate effect on the impact load and energy absorption, deformation modes of squeezed and crushed cone energy-absorbing structures were studied. On the basis of this, two kinds of induced energy-absorbing structures were proposed, which were almost not affected by material strain rate effect and the deformation was orderly and controllable. The results show that the influence factor of material strain rate effect varies with different structures. And the influence factor of squeezed structure is larger than crushed cone energy-absorbing structure considering the material strain rate enhancement effect. For different structures, the influence factor of material strain rate effect changes with the change of velocity. The influence factor of the squeezed structure does not increase as greatly as crushed cone energy-absorbing structure when velocity increases. The material strain rate effect has significant influence on the deformation mode of the second type of energy-absorbing

收稿日期: 2017-11-12; 修回日期: 2018-01-18

基金项目(Foundation item): 国家自然科学基金资助项目(51675446); 国家重点研发计划项目(2016YFB1200403)(Project(51675446) supported by the National Natural Science Foundation of China; Project(2016YFB1200403) supported by the National Key Research and Development Program of China)

通信作者: 朱涛, 博士, 副研究员, 从事机车车辆设计与理论研究; E-mail: zhutao034@swjtu.cn

structure, and the strain rate enhancement effect reduces the deformation with high strain rate and increases the deformation with low strain rate. The deformation mode of induced energy-absorbing structure is almost not affected by material strain rate effect, and the deformation is orderly and controllable. It can be considered in the engineering design to reduce the influence of material strain rate on the deformation mode.

Key words: rail vehicles; crash worthiness; energy-absorbing structure; strain rate effect

吸能结构在轨道车辆碰撞过程中主要通过塑性变形吸收能量,其吸能性能与轨道车辆碰撞响应关系密切,是轨道车辆被动安全中非常重要的部分^[1-7]。由于碰撞过程中冲击速度较大,在塑性变形过程中伴随着明显的应变率效应。然而,目前进行轨道车辆碰撞仿真时一般未考虑材料的应变率效应,已有研究表明材料的应变率效应对结构碰撞性能产生明显的影响。廖其红等^[8]针对闭口帽型薄壁梁在轴向碰撞载荷下的压溃折曲过程进行了研究,对比有限元计算结果与实验结果发现考虑材料应变率效应会使结构吸能特性与实验结果更接近,应变率是造成碰撞实验和准静态压缩实验结果差异的最主要原因。孟广成等^[9]在对护栏的碰撞仿真研究中发现考虑应变率影响比不考虑应变率影响的仿真结果与实验结果更加接近。王自力等^[10-13]研究了材料应变率效应对汽车和船舶碰撞中简单结构和复杂结构的碰撞影响,结果表明材料的应变率效应对简单结构的影响比较明显,会改变结构变形模式、失效模式等,但对复杂结构的影响不明显,同时,材料的应变率强化效应会增大结构的压溃力,提高结构的承载能力和吸能结构的吸能能力。而杨超等^[14]在对轨道车辆吸能结构应变率效应影响的研究中得出 5083H111 铝合金的负应变率敏感性会减少结构的吸能量。目前关于材料应变率效应影响的研究多集中于压溃式结构,而且大多未对其影响进行深入分析,而轨道车辆吸能结构种类繁多,变形模式多样,仅研究压溃式结构受材料应变率效应的影响是不够的。根据 CALLADINE 等^[15]的研究指出,吸能结构可以根据碰撞力位移曲线的特征分为 2 类:第一类吸能结构的碰撞力位移曲线在冲击发生开始阶段迅速增加,随着冲击进行,碰撞力波动很小,基本保持平稳;第二类吸能结构的碰撞力迅速增加之后有 1 个明显峰值,下降后随着冲击进行明显波动。这 2 类吸能结构的变形模式具有不同的碰撞速度敏感性^[16]。轨道车辆中常用的第一类吸能结构主要有挤压式、膨胀式、翻卷式等,第二类吸能结构主要为压溃式^[17-19]。对于第一类吸能结构,翻卷式吸能结构的翻卷变形对材料、结构要求严格,变形模式不易发生;膨胀式吸能结构轴向占用空间大;挤压式吸能结构的变形稳定、有序,

是理想的吸能结构。第二类吸能结构主要是各种截面的压溃结构,不同截面压溃式吸能结构中圆锥管的压溃可控性更强,综合耐撞性能更优。本文作者主要研究对比材料的应变率强化效应对挤压式吸能结构和压溃式圆锥管吸能结构轴向碰撞性能的影响,并分析产生差异的原因,进而指导工程中吸能结构设计。

1 材料模型

为了更清晰地表现材料应变率效应对结构碰撞性能的影响,使用典型的应变率敏感材料 Q235。材料模型为弹塑性本构模型,通过广义 Cowper-Symonds 模型考虑应变率效应,公式为

$$\sigma_d = \sigma_s \left[1 + \left(\frac{\dot{\epsilon}}{D} \right)^{1/q} \right] \quad (1)$$

式中: σ_d 和 σ_s 分别为高应变率下的动态流动应力和准静态流动应力; D 和 q 为应变率相关的材料参数。对于 Q235 低碳钢,屈服极限为 235 MPa,切线模量设为 2 GPa。在考虑应变率强化效应时, $D=6\ 844\ \text{s}^{-1}$, $q=3.91$ ^[13]; 未考虑应变率强化效应时, $D=0\ \text{s}^{-1}$, $q=0$ 。

2 模型验证

利用显式动力学软件 LS-DYNA 进行有限元仿真计算。为保证计算结果的可靠性,首先从 2 个方面验证本文有限元仿真计算方法的可靠性。

2.1 与实验结果比较

采用上述材料模型,将同等条件下是否考虑该材料应变率效应的仿真结果与实验结果进行对比。有限元仿真计算结构与文献[13]中冲击实验结构一致,均是长度为 500 mm、外径为 250 mm、壁厚为 6 mm 的圆筒,且在距底板 30 mm 处设置宽为 10 mm、深为 3 mm 的初始缺陷,冲击质量为 1 030 kg,初始速度为 17.8 m/s。有限元仿真计算模型如图 1 所示,压溃载荷计算结果对比如图 2 所示。

由图 2 可知:在考虑 Q235 材料的应变率强化效

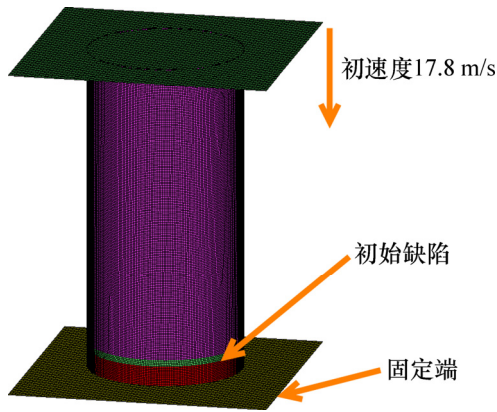
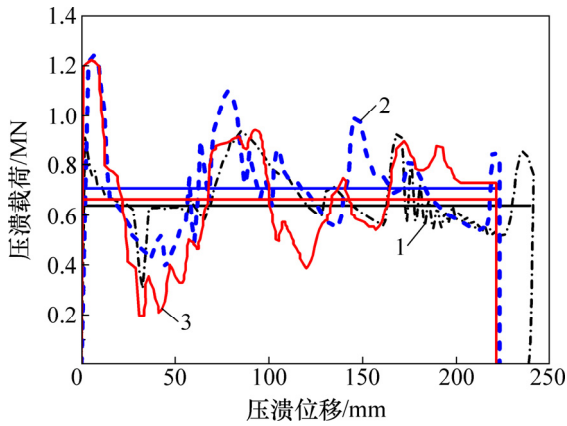


图 1 与实验对比的有限元模型

Fig. 1 Finite element model compared with experiment



1—未考虑应变率的仿真结果; 2—考虑应变率的仿真结果;
3—实验结果。

图 2 压溃载荷-位移曲线对比

Fig. 2 Comparison of load-displacement curves

应时, 仿真结果与实验结果的峰值压溃载荷基本吻合, 仿真结果的平均压溃载荷大于实验值, 相对误差为 6.8%; 而未考虑材料的应变率强化效应时, 初始峰值载荷明显小于实验值, 平均压溃载荷偏小, 压溃位移偏大。经对比发现: 在考虑材料的应变率强化效应后, 仿真计算得到的峰值载荷以及载荷-位移曲线的变化趋势与实验结果更接近。由于有限元仿真计算中使用的材料本构模型通过实验结果拟合得到, 与实际实验中材料本身力学性能存在微小差异, 故结构变形与实际变形不完全相符。但由于相对误差较小, 本文使用的材料模型、有限元模型及计算方法均可以用于工程仿真研究。

2.2 与理论解比较

薄壁圆管轴向压溃的塑性破损模式主要包括 3 种: 圆环模式、钻石模式和混合模式。国外对圆管压溃变形的理论研究较多, 故本文先以圆管压溃结构为

研究对象, 通过有限元仿真计算研究圆管压溃结构受材料应变率强化效应的影响, 并与理论解进行比对。

圆管外径为 150 mm, 壁厚为 3 mm, 轴向长度为 200 mm。使用的单元为 Belytschko-Tsay 薄壳单元, 沿厚度方向取 4 个积分点, 单元基本尺寸为 2 mm, 冲击速度设定为恒速, 依次为 3, 6, 9, 12 和 15 m/s。

仿真结果表明: 在速度为 3, 6 和 9 m/s 时, 圆管发生钻石模式压溃; 在速度为 12 m/s 和 15 m/s 时, 圆管发生轴对称压溃。圆管压溃的应变率 $\dot{\epsilon}$ 计算式为^[20]

$$\dot{\epsilon} = \frac{0.74v}{D_m}, \text{ 对于钻石模式} \quad (2)$$

$$\dot{\epsilon} = \frac{0.50v}{D_m}, \text{ 对于轴对称模式} \quad (3)$$

式中: v 为冲击速度; D_m 为圆管直径。由此可以计算出在某一冲击速度下的理论平均应变率, 并根据式(4)和仿真计算的未考虑材料应变率效应时的平均压溃载荷计算考虑后结构的理论动态平均压溃载荷^[20]。

$$\frac{P_d}{P_s} = \frac{\sigma_d}{\sigma_s} = 1 + \left(\frac{\dot{\epsilon}}{D}\right)^{1/q} \quad (4)$$

式中: P_d 为动态平均压溃载荷, 即考虑了材料应变率强化效应后的平均压溃载荷; P_s 为静态平均压溃载荷, 即不考虑材料应变率效应时的平均压溃载荷。

在计算平均压溃载荷时, 有效压溃行程为吸能效率最大值所对应的压缩行程^[21]。

将动态平均压溃载荷的理论计算值与仿真计算值进行对比, 见表 1。从表 1 可见: 动态平均压溃载荷理论计算结果与考虑材料应变率效应的仿真计算结果的最大相对误差在 10% 以内, 对工程研究来说精度足够。

综上所述: 本文采用的材料模型、有限元模型及计算方法是可靠的, 可以用于研究材料应变率效应对

表 1 平均压溃载荷对比

Table 1 Comparison of average load

速度/ (m·s ⁻¹)	载荷仿真结果/kN		载荷理论 结果/kN	理论与考 虑应变率 效应的载 荷相对 误差/%
	不考虑应变 率效应	考虑应变率 效应		
3	235.60	297.13	284.64	4.2
6	206.47	259.00	257.78	0.5
9	187.20	262.40	238.81	8.9
12	187.53	258.87	237.86	8.1
15	189.27	253.87	243.06	4.3

其他吸能结构碰撞性能的影响。

3 计算模型与边界条件

对于 2 种吸能结构, 参照轨道车辆吸能结构常用轴向长度, 设计轴向长度为 470 mm, 发生塑性变形的薄壁厚度为 3 mm, 单元相关设置与模型验证时保持一致。

对于挤压式吸能结构, 小端外径为 135 mm, 大端外径为 145 mm, 通过圆弧光滑过渡; 对于压溃式圆锥管: 小端外径为 105 mm, 大端外径为 145 mm。2 类吸能结构模型如图 3 所示。

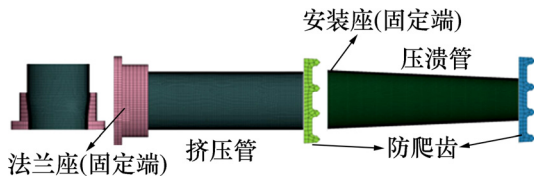


图 3 2 类吸能结构模型

Fig. 3 Models of two types of energy-absorbing structure

本文主要研究 2 类吸能结构在轴向正面碰撞下的吸能特性。具体边界条件设置为: 法兰座和安装座固定不动, 防爬齿部分以恒速冲击挤压管和压溃管, 冲击速度分别取 5, 10 和 15 m/s, 并且在每个模型中沿母线标记距离防爬齿板分别为 75, 250 和 370 mm 的前、中、后部 3 个不同位置的单元用于碰撞性能分析。

4 计算结果及分析

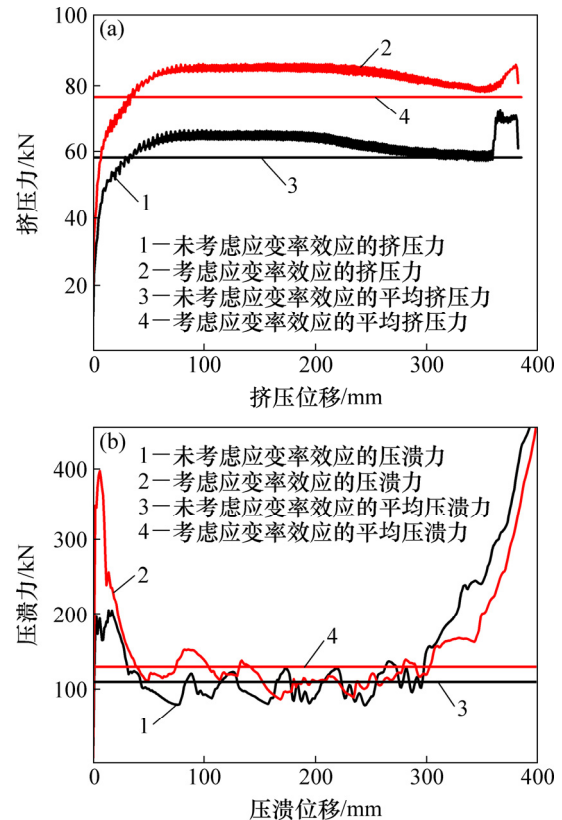
4.1 碰撞载荷与吸能

4.1.1 计算结果

2 种不同吸能结构的碰撞力-位移曲线见图 4, 其中挤压式吸能结构有效挤压行程均按 384 mm(防爬齿板接触法兰座)计算, 压溃式吸能结构的有效压溃行程取值方法与模型验证时一致。

从图 4 可见: 挤压式吸能结构的挤压力-位移曲线比较平稳, 仅存在微小波动; 在材料应变率强化效应影响下, 瞬时挤压力与平均挤压力整体提升, 但碰撞载荷历程未发生明显改变。

压溃式圆锥管吸能结构的压溃力-位移曲线受材料应变率强化效应的影响比较显著, 在考虑材料应变率强化效应之后, 结构峰值压溃力和平均压溃力明显



(a) 挤压式; (b) 压溃式

图 4 10 m/s 碰撞力-位移曲线对比

Fig. 4 Comparison of load-displacement curve under 10 m/s

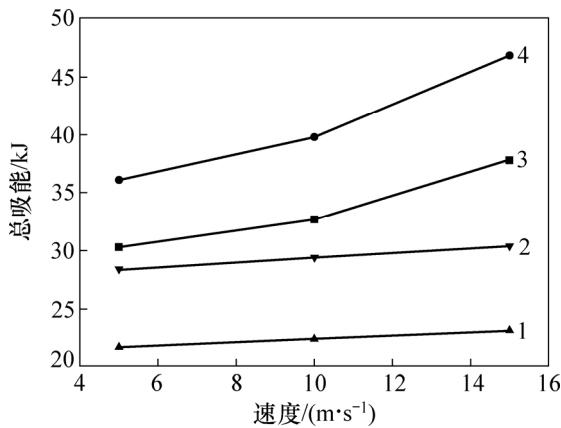
增大, 压溃力历程出现明显差异, 峰值和谷值的数量和位置发生改变, 褶皱形成的时间和数量发生改变。

2 种不同结构在有效吸能过程中的总吸能见图 5。从图 5 可知: 在考虑材料的应变率强化效应后, 挤压式吸能结构和压溃式圆锥管结构的总吸能均比未考虑时的大。

将 2 种不同结构在有效吸能过程中的平均碰撞力进行对比, 发现在考虑材料的应变率强化效应之后, 挤压式吸能结构的平均挤压力和压溃式圆锥管结构的平均压溃力也均比未考虑时的大。

对于挤压式吸能结构, 不同冲击速度下有效挤压行程保持不变, 而挤压总吸能可表示为有效挤压行程与平均挤压力的乘积, 故平均挤压力与总吸能的放大因子相同。

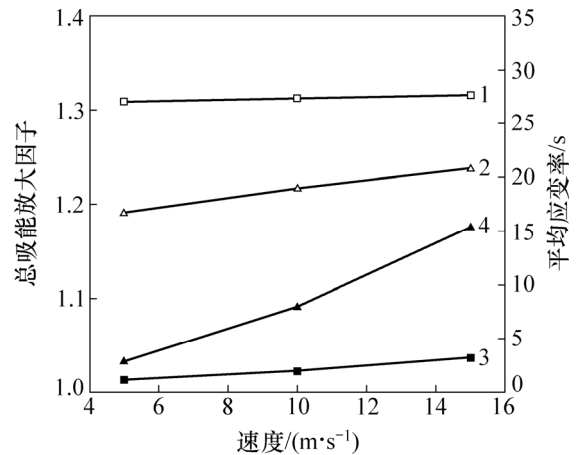
对于压溃式圆锥管结构, 有效压溃行程因考虑材料应变率强化效应而增加, 故总吸能的放大因子略大于平均压溃力放大因子, 压溃式圆锥管结构的平均压溃力如表 2 所示。



1—未考虑应变率, 挤压式; 2—考虑应变率, 挤压式; 3—未考虑应变率, 压溃式; 4—考虑应变率, 压溃式。

图 5 不同吸能结构总吸能对比

Fig. 5 Comparison of total energy absorption of different energy-absorbing structures



1—放大因子, 挤压式; 2—放大因子, 压溃式; 3—平均应变率, 挤压式; 4—平均应变率, 压溃式。

图 6 不同吸能结构总吸能放大因子与平均应变率对比

Fig. 6 Comparison of total energy absorption factor and average strain rate of different energy-absorbing structures

表 2 压溃式圆锥管吸能结构平均压溃力统计

Table 2 Average crushing force of crushed cone energy-absorbing structure

速度/ (m·s ⁻¹)	是否考虑 应变率 效应	有效 压溃行程 百分比/%	平均 压溃力/ kN	平均 压溃力 放大因子
5	否	62.1	103.8	1.129
	是	65.5	117.2	
10	否	63.6	109.4	1.181
	是	65.5	129.2	
15	否	65.1	123.5	1.222
	是	66.0	150.9	

4.1.2 讨论与分析

对不同速度下的总吸能放大因子和平均应变率进行比较, 其中平均应变率取值为有效吸能过程中结构母线上典型位置处单元应变率的统计平均值, 如图 6 所示。从图 6 可见: 挤压式吸能结构的总吸能放大因子和平均应变率随冲击速度的增加变化幅度很小, 压溃式吸能结构比前者变化幅度更大; 在速度以 5 m/s 的间隔变化时, 压溃式吸能结构的应变率以 6 s⁻¹ 的速度增加, 挤压式吸能结构的增加速度只有 1 s⁻¹。为进一步确认挤压式吸能结构冲击速度与总吸能放大因子的关系, 对该结构进行速度为 30 m/s 的碰撞仿真, 此时, 平均应变率为 6.65 s⁻¹, 放大因子为 1.336, 与其他速度相比明显提高。仿真结果表明: 随速度同等增大, 压溃式圆锥管结构比挤压式结构的平均应变率和总吸能放大因子变化更明显。

虽然挤压式吸能结构平均应变率及其总吸能放大因子对速度变化不敏感, 挤压力历程受材料应变率强化效应的影响也不明显, 但挤压式吸能结构因材料应变率强化效应带来的平均挤压力放大因子比压溃式吸能结构压溃力放大因子更大。下面对 2 种结构分别从碰撞力理论计算角度进行分析。

对于压溃式圆锥管结构, 其在圆环变形、钻石变形或者混合变形模式下, 假设材料为理想刚塑性, 平均压溃力均可以表示成如下形式^[22-23]:

$$P = kYt^n E \tag{5}$$

式中: P 为结构平均压溃力; Y 为材料的静态屈服应力; t 为壁厚; k 和 E 为与应力无关, 与直径 d 、厚度 t 和锥角 φ 相关的系数, 对于不同变形模式, 该系数不同; n 为与结构相关的相应实数。式(5)与圆管压溃平均压溃力的表达形式一致, 故在结构有效压溃行程不变情况下, 结构的平均压溃力或总吸能的放大因子与材料流动应力放大因子一致, 动、静态平均压溃载荷之间均可通过式(4)计算平均压溃力理论放大因子。

圆锥管的平均应变率没有理论计算公式, 故取仿真结果的平均值, 同时利用式(4)计算平均压溃力放大因子并与仿真结果进行对比, 见表 3。从表 3 可见: 圆锥管的平均压溃力放大因子的理论计算结果与仿真计算结果基本吻合, 最大相对误差为 1.0%, 说明有限元仿真能准确地表征薄壁圆锥管在动态轴向压缩时的碰撞性能。

但对于挤压式吸能结构, 材料应变率效应使结构

平均挤压力放大因子比材料自身流动应力放大因子大得多, 见表 4。

表 3 压溃式圆锥管理论与仿真平均压溃力放大因子对比

Table 3 Comparison of theory and simulation magnification factor for average crushing force

速度/(m·s ⁻¹)	放大因子		相对误差/%
	仿真结果	理论结果	
5	1.129	1.138	0.8
10	1.181	1.178	0.3
15	1.222	1.210	1.0

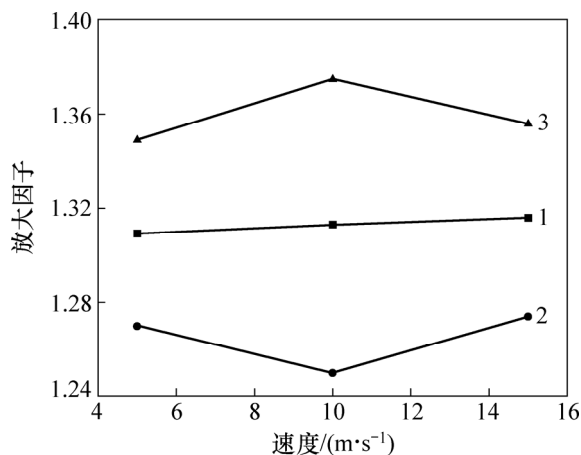
表 4 结构平均挤压力与材料流动应力放大因子对比

Table 4 Comparison of magnification factor for structure extrusion force and material stress

参数	速度/(m·s ⁻¹)	
	5	10
结构平均挤压力放大因子	1.309	1.313
材料流动应力放大因子	1.109	1.125

挤压式吸能结构可视为向内膨胀式吸能结构^[24], 挤压式和膨胀式吸能结构的变形过程均包括弯曲、缩径(扩径)、摩擦 3 部分。缓冲力模型不能用类似于式(5)的形式表达^[25], 与压溃式结构由材料应变率效应引起的碰撞力放大因子存在差异。

与压溃式吸能结构仅依靠塑性变形吸能不同, 挤压式吸能结构能量吸收由塑性变形吸能与摩擦耗能 2 部分组成。不同吸能的放大因子对比见图 7。从图 7 可见: 考虑了材料的应变率强化效应时, 摩擦耗能的



1—总吸能; 2—塑性变形吸能; 3—摩擦耗能。

图 7 吸能放大因子对比

Fig. 7 Comparison of energy absorption magnification factor

放大因子大于塑性变形吸能的放大因子, 总吸能放大因子提高。

综上所述, 由于存在挤压式吸能结构特殊的变形模式, 同时考虑挤压管与法兰座之间的摩擦耗能, 故在考虑材料应变率强化效应后结构的平均挤压力放大因子大于材料流动应力放大因子。但以上仅为定性分析结果, 针对挤压式吸能结构平均挤压力受材料应变率强化效应的影响有待深入研究。

以上对比结果表明考虑材料应变率强化效应后结构的平均压溃力或挤压力放大因子与结构的变形模式密切相关。在变形过程中, 应变较大的结构通常伴随着较高的应变率, 如压溃式结构等第二类吸能结构对速度的敏感性较强, 变形应变率及压溃力或总吸能放大因子随速度改变发生明显变化; 而对于应变较小、变形稳定的挤压式等第一类吸能结构, 应变率通常较小, 应变率及相应的放大因子对速度变化不敏感。但考虑材料应变率强化效应引起的结构吸能或平均碰撞力的放大因子与结构速度敏感性不成正相关, 而是取决于结构变形机理及吸能方式。

4.2 初期变形模式

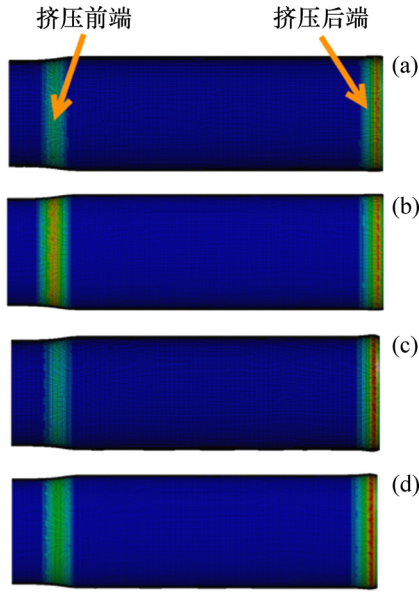
4.2.1 计算结果

考虑材料的应变率强化效应会对结构的初始变形产生影响。无论是挤压式吸能结构还是压溃式圆锥管吸能结构, 在考虑材料应变率强化效应之后, 变形初期产生塑性应变的单元数目均会增多, 如图 8 和图 9 所示。

4.2.2 讨论与分析

对于挤压式吸能结构, 在考虑材料的应变率强化效应时, 挤压后端压溃鼓胀产生的塑性应变比不考虑时的小, 但产生塑性应变的单元数目增多, 见图 8 所示的挤压后端应变云图。由于压溃鼓胀变形应变率较大, 材料的流动应力增加明显, 增强了端部的抵抗能力, 使压溃鼓胀变形减小, 轴向压缩变形增加。同理, 前端挤压变形包括弯曲、轴向压缩以及径向收缩, 弯曲变形应变率最大, 故与挤压后端一致, 弯曲变形减小, 径向收缩变形与轴向压缩变形增大, 总体表现为单元塑性应变减小但产生塑性应变的单元数目增多。

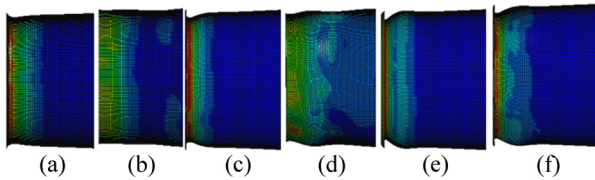
对于压溃式圆锥管结构, 在 3 种速度下, 未考虑材料应变率强化效应时, 初始时刻均已形成塑性铰, 如图 9 所示。该部分应变和应变率较大, 在考虑材料应变率强化效应后绕塑性铰转动变形所需要的力明显增大, 所以, 在同样的轴向力作用下, 绕塑性铰的转



(a) 10 m/s, 未考虑应变率; (b) 10 m/s, 考虑应变率;
(c) 15 m/s, 未考虑应变率; (d) 15 m/s, 考虑应变率

图 8 挤压式吸能结构初期变形模式对比

Fig. 8 Comparison of initial deformation modes for squeezed energy-absorbing structure



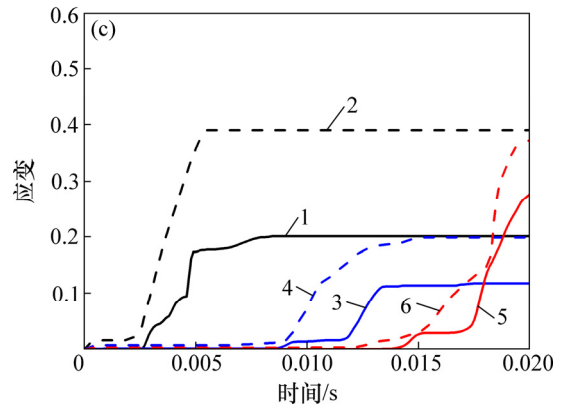
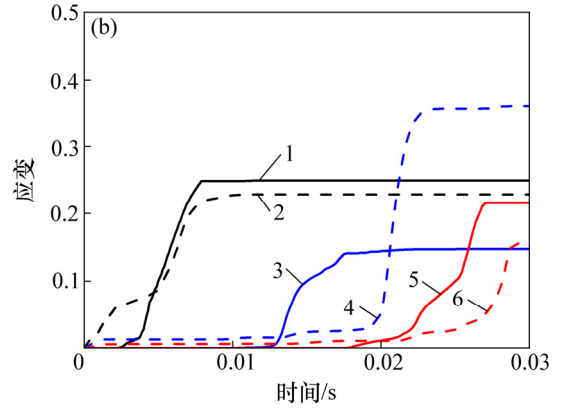
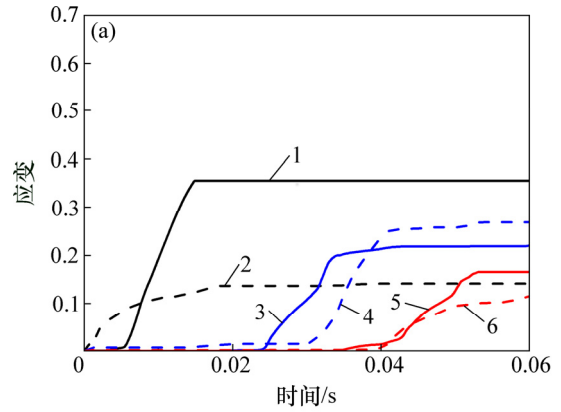
(a) 5 m/s, 未考虑应变率; (b) 5 m/s, 考虑应变率;
(c) 10 m/s, 未考虑应变率; (d) 10 m/s, 考虑应变率;
(e) 15 m/s, 未考虑应变率; (f) 15 m/s, 考虑应变率

图 9 压溃式吸能结构初期变形模式对比

Fig. 9 Comparison of initial deformation modes for crushed energy-absorbing structure

动变形一部分转变为应力增加较小的轴向压缩变形, 表现为未形成初始塑性铰或形成滞后, 应变向后传递, 在应变云图上表现为产生初始塑性应变的单元数目增多。

压溃式圆锥管结构前部、中部和后部 3 单元的应变时间历程见图 10。从图 10 可见: 每处单元产生塑性铰之前即应变明显增大之前, 考虑材料应变率强化效应时单元的应变都比未考虑时的更大, 增加的应变即为结构中轴向压缩变形应变的增加值。材料的应变率强化效应减少了绕塑性铰转动变形的应变而增加了轴向压缩变形的应变, 这与前面的分析结果一致。



速度/(m·s⁻¹): (a) 5; (b) 10; (c) 15

1—结构前部, 未考虑应变率; 2—结构前部, 考虑应变率;
3—结构中部, 未考虑应变率; 4—结构中部, 考虑应变率;
5—结构后部, 未考虑应变率; 6—结构后部, 考虑应变率。

图 10 压溃式圆锥管结构不同位置单元应变历程

Fig. 10 Strain history of different elements at different places of crushed cone

4.3 整体变形模式

4.3.1 计算结果

从整体变形模式分析, 挤压式吸能结构变形模式比较稳定, 是否考虑材料的应变率效应对结构变形模式影响较小。但随着冲击速度增加, 在吸能结构远离法兰座的挤压后端会出现图 11 中类似于压溃结构的

压溃鼓胀变形,而且速度越大,压溃鼓胀变形越明显。

对于压溃式圆锥管结构,在不同的冲击速度下,是否考虑材料应变率强化效应对变形模式影响显著,如图 12 所示。

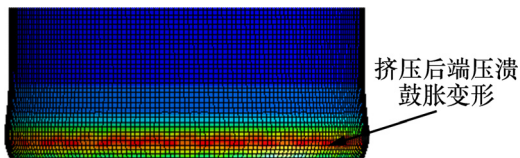
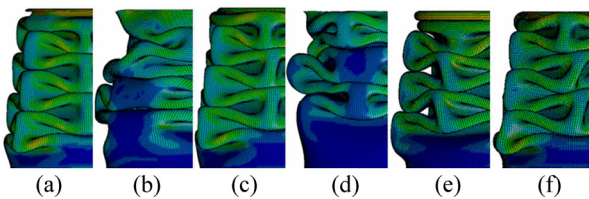


图 11 速度为 15 m/s 时后端鼓胀变形

Fig. 11 Backward bulging deformation at 15 m/s



(a) 5 m/s, 未考虑应变率; (b) 5 m/s, 考虑应变率;
(c) 10 m/s, 未考虑应变率; (d) 10 m/s, 考虑应变率;
(e) 15 m/s, 未考虑应变率; (f) 15 m/s, 考虑应变率

图 12 有效压溃结束时刻不同速度下的应变云图

Fig. 12 Strain clouds with different velocities at end time

4.3.2 讨论与分析

对于挤压式吸能结构,由于随速度增加,单位时间内变形增多,靠近法兰座的挤压前端的挤压变形所需要的挤压力大于挤压后端压溃鼓胀变形所需要的压溃力,故表现为挤压前端变为瞬时固定端,结构产生挤压后端瞬时压溃鼓胀变形。而对于绕塑性铰转动的压溃鼓胀变形,在褶皱完全形成之前,随着变形增大,压溃力迅速增大;当压溃力大于挤压前端的挤压力时,开始发生挤压前端的挤压变形,并一直以挤压变形到碰撞结束。

对于压溃式圆锥管结构,在 5 m/s 与 10 m/s 的冲击速度下,变形模式因考虑材料应变率强化效应由有序变为无序,单个塑性铰的形成所需要的轴向高度更大,结构出现失稳而未发生屈曲吸能的材料增加。由于考虑了材料的应变率强化效应,材料变形过程中应变率较大的部分材料的流动应力明显增大。薄壁圆锥管的轴向压溃变形过程可以用折板的动力学行为进行解释,主要包括应变率较小的轴向压缩与应变率较大的绕塑性铰的转动。故在考虑材料的应变率强化效应后,绕塑性铰的转动变形由于应变率较高,材料流动应力增加显著,所需要的转动力矩增大,较大的力矩会继续向结构后部传递,在宏观上表现为塑性铰的内

折点更接近轴线,即由 A 移动至 B,圆锥管的直径内缩现象更明显,如图 13 所示。对于 15 m/s 的冲击速度,考虑材料的应变率强化效应时,褶皱形成的时间和位置发生明显改变,也缺失了第一个阶段的圆环变形模式,如图 12(e)和(f)所示。

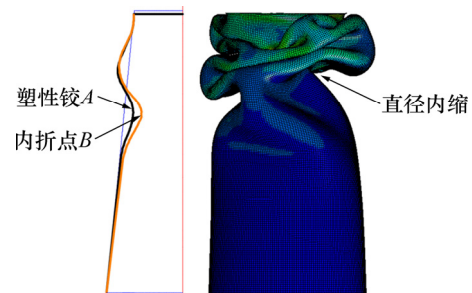


图 13 速度为 10 m/s 时考虑应变率效应的结构变形

Fig. 13 Structure deformation considering strain rate effect under 10 m/s

对比 2 种不同类型的吸能结构可知:圆锥管压溃式等第二类吸能结构的变形模式受材料应变率强化效应的影响更显著;挤压式吸能结构等第一类吸能结构的变形模式与是否考虑材料应变率效应关系不大。在不同吸能结构的变形中,变形形式多样,包括弯曲、压缩、拉伸等,各种变形的应变率不同。因考虑材料应变率强化效应,材料流动应力增大,使结构应变率大的变形减少,应变率小的变形增多或者提前发生。

5 诱导式吸能结构

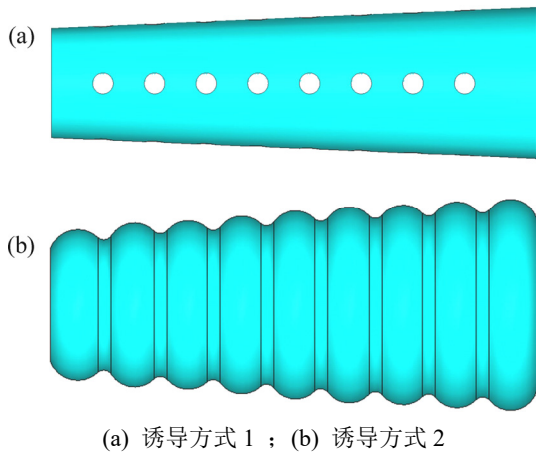
在工程应用中期望吸能结构具有可控的变形模式。对于压溃式吸能结构,实际碰撞中材料的应变率效应会使结构变形不可控,需要采取一定的诱导措施使材料应变率强化效应增加的应力弱于结构自身的诱导能力,即结构仍然以有序可控的模式变形。故针对前面所研究圆锥管压溃变形,提出 2 种不同的诱导方式,并研究在诱导结构下变形模式受材料应变率强化效应的影响。

2 种诱导式吸能结构见图 14。

诱导方式 1:圆锥管周向间隔 90°开设直径为 20 mm 的圆形诱导孔,轴向间距为 50 mm。

诱导方式 2:锥管管壁预弯变形。

由于速度越大,材料的应变率效应越明显,变形模式的差异越明显,故将 15 m/s 冲击速度下的 2 种诱导方式及原有结构的计算结果进行对比。

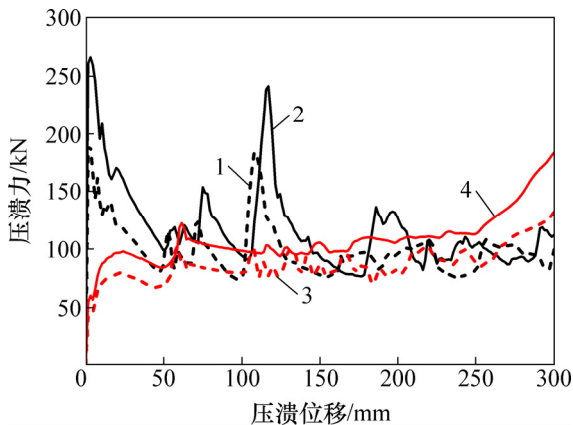


(a) 诱导方式 1 ; (b) 诱导方式 2

图 14 诱导式吸能结构

Fig. 14 Induced energy-absorbing structures

不同诱导方式下压溃力-位移曲线见图 15。从图 15 可见: 在诱导方式下, 压溃力-位移曲线近似向上平移, 明显比无诱导结构圆锥管的差异减小, 褶皱的数目和出现的位置基本一致。

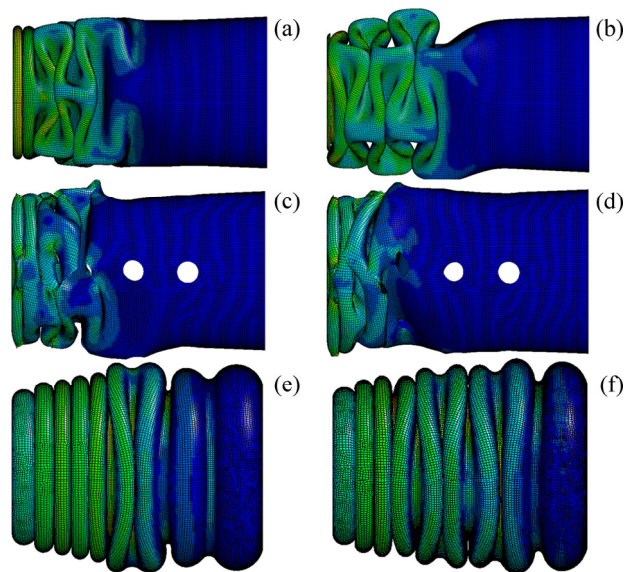


1—诱导孔, 未考虑应变率; 2—诱导孔, 考虑应变率;
3—预弯, 未考虑应变率; 4—预弯, 考虑应变率。

图 15 不同诱导方式下压溃力-位移曲线差异

Fig. 15 Differences in load-displacement curves under different induction modes

在冲击速度为 15 m/s 时, 不同结构变形模式见图 16。从图 16 可见: 在同一时刻, 诱导式吸能结构的变形模式受材料应变率强化效应的影响比较小。开诱导孔与预弯变形均相当于人为地约束了褶皱形成的数量和位置。虽然材料应变率效应会使流动应力发生变化, 但结构自身的刚度差值大于应变率效应引起的应力差值, 结构自身的诱导起主导作用, 导致结构变形。对于预弯变形的诱导方式, 其变形模式受材料应变率效应的影响最小, 因为其诱导方式迎合了结构的变形模



(a) 无诱导吸能结构, 15 m/s, 未考虑应变率;
(b) 无诱导吸能结构, 15 m/s, 考虑应变率;
(c) 诱导孔式吸能结构, 15 m/s, 未考虑应变率;
(d) 诱导孔式吸能结构, 15 m/s, 考虑应变率;
(e) 预弯式吸能结构, 15 m/s, 未考虑应变率;
(f) 预弯式吸能结构, 15 m/s, 考虑应变率

图 16 速度为 15 m/s 时不同结构变形模式对比

Fig. 16 Comparison of deformation modes for different structures under 15 m/s

式, 完成了结构的前期变形, 其压溃力-位移曲线表明其已经近似为第一类吸能结构。

诱导式吸能结构可以有效减小材料应变率强化效应对结构变形模式的影响, 但诱导结构一般是通过预变形或者开诱导孔的方式, 预变形因为已有的塑性变形减小了吸能能力, 诱导孔则因为材料减少削弱了吸能能力, 在设计中需要综合考虑, 对结构进行优化设计。

6 结论

1) 材料的应变率强化效应会提高结构的承载能力与吸能能力, 但不同结构的影响因子不同, 这取决于结构的变形模式。材料应变率强化效应对挤压式吸能结构碰撞载荷和吸能的放大因子比压溃式圆锥管吸能结构的大, 工程中不可忽略该类结构受材料应变率效应的影响。

2) 随着速度增加, 压溃式圆锥管吸能结构平均应变率和应变率效应放大因子的变化速度比挤压式吸能

结构的大,即压溃式圆锥管吸能结构平均应变率和应变率效应放大因子对速度变化更敏感。

3) 结构的完整变形和初期变形受材料应变率效应的影响与结构类型相关,对变形中应变率差异不明显的第一类吸能结构的变形模式影响较小,对应变率差异比较大的第二类吸能结构的变形影响显著。材料的应变率强化效应会减小应变率大的变形而增加或促进应变率小的变形。

4) 通过诱导方式可以有效减少材料应变率效应对结构变形模式的影响,提高结构变形的有序性和可控性,但在一定程度上减小了结构的吸能能力,在设计时需综合考虑。

参考文献:

- [1] 姚松,田红旗. 车辆吸能部件的薄壁结构碰撞研究[J]. 中国铁道科学, 2001, 22(2): 55-60.
YAO Song, TIAN Hongqi. Crash research on thin-shelled structure as vehicle energy-absorbing components[J]. China Railway Science, 2001, 22(2): 55-60.
- [2] WOLTER W. 铁道车辆的防碰撞要求、设计原理和初步结果[J]. 阎锋,译. 国外铁道车辆, 2004, 41(2): 23-30.
WOLTER W. Requirements, design principles and initial results of crashworthy rail vehicles[J]. YAN Feng, trans. Foreign Rolling Stock, 2004, 41(2): 23-30.
- [3] KOO J S, KWON T S, CHO H J. 韩国高速列车防撞设计与评估[J]. 周颖,周艳芳,译. 中国铁道科学, 2004, 25(1): 1-7.
KOO J S, KWON T S, CHO H J. Korean high-speed railway anti-impact structure design and appraisal[J]. ZHOU Yin, ZHOU Yanfang, trans. China Railway Science, 2004, 25(1): 1-7.
- [4] 谢素超,田红旗,周辉. 耐冲击地铁车辆设计及整车碰撞研究[J]. 铁道科学与工程学报, 2008, 5(5): 65-70.
XIE Suchao, TIAN Hongqi, ZHOU Hui. The design of crashworthy subway vehicle and crash research of whole car-body[J]. Journal of Railway Science and Engineering, 2008, 5(5): 65-70.
- [5] 李健,高广军,董海鹏,等. 带隔板薄壁方管的耐撞性研究[J]. 中南大学学报(自然科学版), 2014, 45(7): 2481-2488.
LI Jian, GAO Guangjun, DONG Haipeng, et al. Research on crashworthiness of thin-walled square tubes with diaphragms[J]. Journal of Central South University(Science and Technology), 2014, 45(7): 2481-2488.
- [6] XIE Suchao, ZHOU Hui, LIANG Xifeng, et al. Contrastive analysis and crashworthiness optimization of two composite thin-walled structures[J]. Journal of Central South University, 2014, 21(11): 4386-4394.
- [7] 朱涛,肖守讷,杨超,等. 机车车辆被动安全性研究综述[J]. 铁道学报, 2017, 39(5): 22-32.
ZHU Tao, XIAO Shoune, YANG Chao, et al. State-of-the-art development of passive safety of rolling stocks[J]. Journal of the China Railway Society, 2017, 39(5): 22-32.
- [8] 廖其红,黄宏成,薛量. 薄壁钢结构碰撞性能仿真中材料模型研究[J]. 机械设计与研究, 2001, 17(4): 9, 64-66.
LIAO Qihong, HUANG Hongcheng, XUE Liang. On material model for thin-walled sheet metal crashworthiness simulation[J]. Machine Design and Research, 2001, 17(4): 9, 64-66.
- [9] 孟广成,邵永刚. 材料应变率对护栏碰撞仿真结果影响研究[J]. 公路交通科技(应用技术版), 2012(6): 401-403.
MENG Guangcheng, TAI Yonggang. Study on the effect of material strain rate on the simulation result of guardrail collision[J]. Journal of Highway and Transportation Research and Development(Application Technology), 2012(6): 401-403.
- [10] 王自力,顾永宁. 应变率敏感性对船体结构碰撞性能的影响[J]. 上海交通大学学报, 2000, 34(12): 1704-1707.
WANG Zili, GU Yongning. Effect of strain-rate sensitivity on the behavior of ship structure in collision[J]. Journal of Shanghai Jiaotong University, 2000, 34(12): 1704-1707.
- [11] 曾必强,胡远志,谢书港. 材料应变率强化效应对结构碰撞响应的影响[C]//第八届国际汽车交通安全学术会议论文集. 芜湖, 2010: 134-140.
ZENG Biqiang, HU Yuanzhi, XIE Shugang. The influences of material strain-rate strengthen effect on the response of structure collision[C]//Proceedings of the 8th International Conference on Vehicle Traffic Safety. Wuhu, China, 2010: 134-140.
- [12] 张永康,张红兵. 不同构型吸能元件的轴向抗撞击性能分析[J]. 机械设计与制造, 2011(11): 213-215.
ZHANG Yongkang, ZHANG Hongbing. Analysis of axial anti-impact performance for different configuration power-absorbing[J]. Machinery Design & Manufacture, 2011(11): 213-215.
- [13] 杨喆,魏延鹏,邹金龙,等. 薄壁圆筒冲击屈曲吸能行为的实验与数值模拟研究[J]. 兵工学报, 2014, 35(S2): 244-250.
YANG Zhe, WEI Yanpeng, ZOU Jinlong, et al. Experimental and numerical research on the energy absorption behavior of thin-walled tube under impact load[J]. Acta Armamentarii, 2014, 35(S2): 244-250.
- [14] 杨超,朱涛,肖守讷. 列车车体铝合金动态力学性能及其对吸能的影响[J]. 中南大学学报(自然科学版), 2015, 46(7): 2744-2749.
YANG Chao, ZHU Tao, XIAO Shoune. Dynamic mechanical properties of aluminum alloy used in car bodies of trains and effect on energy absorption[J]. Journal of Central South University(Science and Technology), 2015, 46(7): 2744-2749.
- [15] CALLADINE C R, ENGLISH R W. Strain-rate and inertia effects in the collapse of two types of energy-absorbing structure[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 1984, 26(11): 689-701.
- [16] 余同希,卢国兴. 材料与结构的能量吸收[M]. 华云龙,译.

- 北京: 化学工业出版社, 2006: 149–152.
- YU Tongxi, LU Guoxing. Energy absorption of structures and materials[M]. HUA Yunlong, trans. Beijing: Chemical Industry Press, 2006: 149–152.
- [17] 许平, 邵恒, 严佳丽. 基于自适应响应面法的膨胀式吸能结构耐撞性优化设计[J]. 振动与冲击, 2017, 36(11): 118–123, 146.
- XU Ping, SHAO Heng, YAN Jiali. Crashworthiness optimization design of expanding type energy absorption devices based on adaptive response surface method[J]. Journal of Vibration and Shock, 2017, 36(11): 118–123, 146.
- [18] 郝林坡, 罗云华, 熊佳霖, 等. 翻卷管吸能启动载荷的研究[J]. 锻压技术, 2015, 40(12): 166–168, 175.
- HAO Linpo, LUO Yunhua, XIONG Jialin, et al. Research on starting load of inversion tube energy absorber[J]. Forging & Stamping Technology, 2015, 40(12): 166–168, 175.
- [19] 洪武, 徐迎, 金丰年, 等. 薄壁圆锥管轴向压缩吸能特性研究[J]. 振动与冲击, 2015, 34(5): 88–94.
- HONG Wu, XU Ying, JIN Fengnian, et al. Energy absorbing characteristics of tapered circular tubes under axial compression[J]. Journal of Vibration and Shock, 2015, 34(5): 88–94.
- [20] ABRAMOWICZ W, JONES N. Dynamic axial crushing of circular tubes[J]. International Journal of Impact Engineering, 1984, 2(3): 263–281.
- [21] 项燕飞, 杨黎明. 不同管状和材料对结构能量吸收性能的影响[J]. 宁波大学学报(理工版), 2015, 28(2): 85–90.
- XIANG Yanfei, YANG Liming. Effects of section and material of tubes on energy absorption[J]. Journal of Ningbo University(Natural Science & Engineering Edition), 2015, 28(2): 85–90.
- [22] MAMALIS A G, MANOLAKOS D E, VIEGELAHN G L, et al. The modeling of the progressive extensible plastic collapse of thin-wall shells[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 1988, 30(3): 249–261.
- [23] MAMALIS A G, MANOLAKOS D E, SAIGAL S, et al. Extensible plastic collapse of thin-wall frusta as energy absorbers[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 1986, 28(4): 219–229.
- [24] ALMEIDA B P P, ALVES M L, ROSA P A R, et al. Expansion and reduction of thin-walled tubes using a die: experimental and theoretical investigation[J]. International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2006, 46(12/13): 1643–1652.
- [25] 吴鸿超, 梁增友, 冯阳, 等. 薄壁金属管在中高速冲击下的缓冲特性研究[J]. 应用力学学报, 2016, 33(2): 325–331, 377–378.
- WU Hongchao, LIANG Zengyou, FENG Yang, et al. Study about the cushioning properties of the thin-walled metal tube which working in high-speed impact environment[J]. Chinese Journal of Applied Mechanics, 2016, 33(2): 325–331, 377–378.

(编辑 陈灿华)