

正弦波纹管填充乳化液式吸能构件吸能特性研究*

STUDY ON ENERGY ABSORPTION CHARACTERISTIC OF SINUSOIDAL BELLOWS FILLED EMULSION ABSORBER

张建卓**¹ 张万久***¹ 潘一山² 郭昊¹ 王书文³

(1. 辽宁工程技术大学 机械工程学院, 阜新 123000)

(2. 辽宁大学 物理学院, 沈阳 110036)

(3. 中国中煤能源股份有限公司, 北京 100120)

ZHANG JianZhuo¹ ZHANG WanJiu¹ PAN YiShan² GUO Hao¹ WANG ShuWen³

(1. School of Mechanical and Engineering, Liaoning Technical University, Fuxin 123000, China)

(2. School of Physics, Liaoning University, Shenyang 110036, China)

(3. China National Coal Energy Group Co., Ltd., Beijing 100120, China)

摘要 预折纹式吸能构件是目前冲击地压矿井中唯一使用的吸能结构,具有优异的吸能特性,但在屈曲变形过程中存在载荷波动较大、由于摩擦的作用产生火花等问题。针对上述情况,设计了一种正弦波纹管(变径圆管)填充乳化液构成固液耦合体吸能构件(组合构件),研究了波纹管壁厚、母线振幅与出液口直径三个因素对吸能构件吸能特性的影响。建立平均载荷、载荷波动系数与比吸能的预测模型,利用 Abaqus 有限元软件的光滑粒子流体动力学(Smoothed Particle Hydrodynamics, SPH)粒子算法对模型进行流固耦合分析,通过响应面法对吸能构件的结构参数进行寻优并得到优化结果。研究结果表明,当波纹管壁厚 3.959 mm,母线振幅 3.721 mm,出液口直径 22.161 mm 时的吸能构件吸能特性最佳,平均载荷为 438.684 kN,载荷波动系数为 1.178,比吸能 12.123 kJ/kg。通过对比验证,结果具有较高的可信度,为防冲支护装备的吸能环节提供了一种优越的吸能构件。

关键词 吸能构件 流固耦合 响应面 SPH 粒子

中图分类号 TH114

Abstract The pre-folded energy absorber is the only energy absorber structure used in rock burst mine at present. It has excellent energy absorption characteristics, but there are some problems in the buckling deformation process such as large load fluctuation and spark due to friction. In view of the above situation, a sinusoidal bellows (reduced diameter round pipe) filled with emulsion was designed to form a solid-liquid coupling body energy absorption component (composite component). The effects of three factors, namely wall thickness of the bellows, amplitude of the busbar and diameter of the liquid outlet, on the energy absorption characteristics of the energy absorption component were studied. The prediction model of average load, load fluctuation coefficient and specific energy absorption was established. The smoothed partiole hydrodynamics (SPH) particle algorithm of Abaqus finite element software was used for fluid-structure coupling analysis of the model. The structural parameters of energy absorption components were optimized by response surface method and the optimization results were obtained. The results show that when the wall thickness of corrugated pipe is 3.959 mm, the amplitude of busbar is 3.721 mm, and the diameter of outlet is 22.161 mm, the energy absorption characteristics of the member are the best. The average load is 438.684 kN, the load fluctuation coefficient is 1.178, and the specific energy absorption is 12.123 kJ/kg. Through comparison and verification, the results have high reliability, which provides a superior energy absorption component for the energy absorption link of anti-impact support equipment.

Key words Energy absorbing component; Fluid-structure interaction; Response surface; SPH particles

Corresponding author: ZHANG WanJiu, E-mail: 1439930984@qq.com, Tel: +86-180-41878066

The project supported by the National Natural Science Foundation of China (No. U1908222), and the China National Coal Group Major Science and Technology Project (No. 20211BY001).

Manuscript received 20221214, in revised form 20230105.

* 20221214 收到初稿, 20230105 收到修改稿。国家自然科学基金项目 (U1908222), 中煤集团重大科技专项 (20211BY001) 资助。

** 张建卓, 男, 1971 年生, 河北石家庄人, 汉族, 辽宁工程技术大学教授, 博士, 主要研究方向为机电液系统的仿真与应用、振动控制工程等。

*** 张万久 (通信作者), 男, 1998 年生, 辽宁大连人, 汉族, 辽宁工程技术大学硕士研究生, 主要研究方向为机电液系统的仿真与应用、振动控制工程等。

0 引言

冲击地压是煤炭开发过程中极其严重的自然灾害之一,由于开采强度、深度的加强与加深,发生的频率将会越来越高。冲击地压的产生是由于临空岩体体积聚的应变能突然而猛烈地全部释放,致使岩体发生像爆炸一样的脆性断裂,一次冲击地压释放的能量一般为 $10^5 \sim 10^9$ J,经常会伴随着煤的瞬间位移,位移幅度可达到 $0.5 \sim 1$ m^[1]。冲击地压发生时液压支架立柱安全阀来不及泄压保护,立柱呈刚性状态,液压立柱将会被折弯或爆缸,进而导致整个支护体系的失稳,造成巷道或回采工作面的坍塌^[2-4],危及井下工作人员及开采设备的安全。煤矿冲击地压并不会持续发生,但存在爆发性和瞬时性等特点,发生的时候没有任何预兆,因此煤矿支护设备的防冲设计具有重要意义^[5]。

基于冲击地压的特性,潘一山等^[6-8]提出了刚柔耦合的巷道支护理论,即巷道支护设备在日常支护中具有足够的支撑力,当冲击地压来临时会被迅速压缩变形,为安全阀的开启提供时间。吸能构件作为刚柔耦合支护设备中的重要组成部件,业内学者近年来对其做了大量研究。洪武等^[9-11]提出了锥形薄壁管型吸能构件,其在轴向压溃过程中具有良好的阻尼特性与吸能特性。谭丽辉等^[12-13]提出了带有圆弧凸槽与不同诱导槽结构的金属薄壁圆管,研究了不同形式的圆弧对薄壁圆管吸能性能的影响。张建卓等^[14]分别对扩径式吸能构件吸能特性做了研究,其具有非常稳定的破坏模式,压缩过程中具有较稳定的反作用力。高永新等^[15]提出了填充材料式矿用吸能装置,有效提升了吸能效果与缓冲性能,降低了载荷的波动。马箫等^[16]先后对方形折纹薄壁构件的吸能特性做了研究,其在轴向压溃过程中具有较好的支反力并可以按预设的方式进行变形。MA F W 等^[17-19]分别提出了蜂窝状吸能构件,均有效提高了吸能构件的比吸能。波纹管作为一个吸能效果较为理想的吸能结构被应用于很多场景,如飞机底板、测量传感器和油箱等,引入波纹结构的目的是诱导波纹管产生轴对称变形模式, SINGACE A A 等^[20]研究了不同径厚比的波纹管轴对称变形模式, JIANG W 等^[21]研究了双线波形板在轴向挤压下的能量吸收,并将振幅因子 n 引入理论模型, LIU Z F 等^[22]研究了三种变形模式:动态渐进屈曲模式、动态塑性屈曲模式和过度屈曲模式,并研究了波纹管的动态塑性屈曲模式的理论分析,本文在之前波纹管的研究与刚柔耦合的理论基础上,设计了一种正弦波纹管填充乳化液式构成固液耦合组合体吸能构件,其优势在于液体具有阻尼性质,因此

乳化液的加入将会削弱冲击地压带来的振动波,且液体在组合体中可以隔绝空气,避免火花的产生,为井下的防火安全提供保障。

本文将针对波纹管壁厚、母线振幅与出口直径 3 个因素对吸能构件防冲特性的影响进行研究,利用响应面优化法确定最佳的结构参数,为井下安全支护提供一种新结构件。

1 波纹管式吸能构件设计

1.1 吸能构件设计要求

正弦波纹管填充乳化液式吸能构件通过自身可塑性形变将冲击地压带来的冲击能转化为热能与液体动能耗散掉,为了能够评价出吸能构件吸能性能的差异,有关学者制定了相应的评价指标。现在行业内普遍使用以下几种指标来评价吸能构件的吸能性能:吸能总量 E 、比吸能 E_{SEA} 、平均载荷 F_{mean} 、峰值载荷 F_{max} 和载荷波动系数 Δ 等^[23]。

吸能构件受到轴向载荷发生塑性形变吸收的内能即为吸能总量 E ,其值越大,表明吸能构件的吸能效果越好,表达式为

$$E = \int_{\Omega} E(\varepsilon) d\Omega \quad (1)$$

式中, E 为吸能总量; $E(\varepsilon)$ 为吸能构件的应变能密度; Ω 为吸能构件变形的体积。

比吸能 E_{SEA} 是衡量单位质量吸能构件吸收能量的大小,一般将比吸能作为衡量吸能构件吸能效果的重要指标,值越大吸能效果越好,其表达式为

$$E_{SEA} = \frac{E}{M} = \frac{\int_{\Omega} E(\varepsilon) d\Omega}{M} \quad (2)$$

式中, M 为吸能构件的质量。

平均载荷 F_{mean} 是衡量吸能构件在密实阶段以前,吸能构件受到轴向载荷的平均值,这一指标越大表明吸能效果越好,其表达式为

$$F_{mean} = \frac{1}{L} \int_0^L F(x) dx = \frac{E}{L} \quad (3)$$

式中, L 为压缩后的有效行程; $F(x)$ 为吸能构件任意时刻载荷。

峰值载荷 F_{max} 表示吸能构件在密实化阶段以前受到的作用力,值略微高于平均载荷最好,其表达式为

$$F_{max} = \max[F(x)] \quad (4)$$

载荷波动系数 Δ 是衡量吸能构件轴向压溃过程中载荷变化幅度的指标,值越小表明波动越小,吸能效果越好,其表达式为

$$\Delta = \frac{F_{max}}{F_{mean}} = \frac{\max[F(x)]}{\frac{1}{L} \int_0^L F(x) dx} \quad (5)$$

1.2 正弦波纹管设计

正弦波纹管由母线波长为 40 mm, 振幅为 a 的正弦曲线绕直径 100 mm 的圆旋转一周得到, 波纹管的正弦曲线表达式为 $y = a \sin(\frac{\pi}{20}x)$, 曲线上下两端由一段 10 mm 的直线连接, 波纹管的高度为 220 mm 波纹管上下两端焊接盖板, 上盖板中心设置直径为 d 的出液口。该吸能构件的构型图与组装图如图 1 所示。

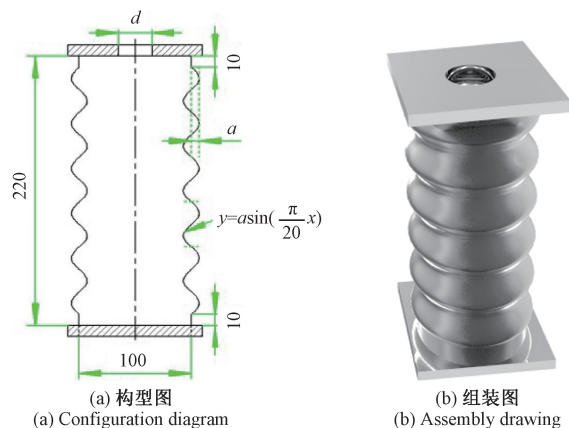


图 1 吸能构件构型图与组装图

Fig. 1 Configuration diagram and assembly diagram of energy absorbing component

正弦波纹管填充乳化液式吸能构件由波纹管、上盖板和下盖板三部分组成, 波纹管与盖板之间进行焊接, 上盖板中心设置圆孔, 并在吸能构件内部填充乳化液。吸能构件与液压立柱之间的连接方式如图 2 所示, 吸能构件的上盖板与下盖板均卡进预先设置的凹槽中, 限制吸能构件的横向移动, 同时保证了吸能构件的出液口与上压头出液口对齐, 利于乳化液的流出。

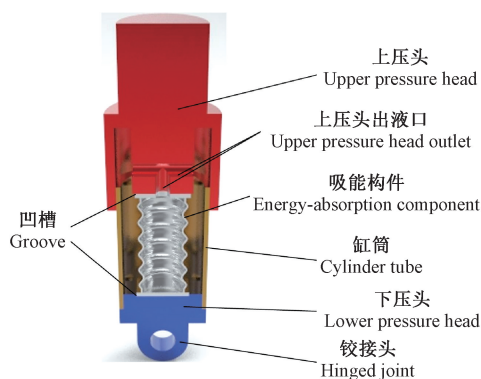


图 2 吸能构件安装剖视图

Fig. 2 Section view of energy absorption component installation

1.3 组合吸能构件的参数设计

该吸能构件可以与防冲液压支架的立柱配合使用, 用于在冲击下迅速变形吸能, 以防止液压立柱产生不可逆的破坏。吸能构件的具体设计参数如下:

1) 几何参数。波纹管高度为 220 mm, 直径约为

100 mm, 壁厚为 t 。

2) 材料参数。正弦波纹管采用材料为 Q760 的钢筒挤压成型, 屈服强度 $R_e = 760$ MPa、极限强度 $R_m = 830$ MPa、延伸率 $e = 12\%$ 。

3) 性能参数。设计可让位长度 $\Delta h = 150$ mm。

2 流固耦合仿真分析

对不同结构参数的吸能构件进行轴向冲击试验, 为后续试验提供理论上的准备。仿真具体过程如下:

1) 几何模型。在 Creo 中创建正弦波纹管与上下压板的三维模型, 在完成装配后导入 Abaqus 仿真软件中, 建立有限元模型。

2) 网格划分。选用扫掠的方式对正弦波纹管、上盖板与下盖板划分六面体网格, 网格大小均为 3 mm, 各组网格检查结果均无错误, 六面体网格可以减小计算时间与计算误差, 获得更加准确的模拟结果。

3) 接触关系。摩擦因数为 0.3, 正弦波纹管与上下盖板之间进行焊接。

4) 材料属性。预折纹吸能盒与压头均采用 Q760 钢材, 屈服强度为 760 MPa, 极限强度为 830 MPa, 延伸率为 12%。

5) 运动设置。对吸能构件底端施加固定载荷, 压头上端面施加向下 150 mm 的载荷, 加载速度为 7.5 m/s。

选取壁厚为 4 mm, 母线振幅为 3 mm, 出液口直径为 30 mm 的波纹板作为研究对象, 其变形过程如图 3 所示, 图 3(a)~图 3(e) 所示为吸能构件模拟轴向冲击整个过程所选取的 5 个具有代表性的变形阶段。阶段(a): 吸能构件加载初期, 正弦波纹管外壁处于弹性变形阶段, 波纹管中填充的乳化液开始向外喷射, 此时达到初始压溃载荷; 阶段(b): 吸能构件中下部率先被压溃, 波纹管中下部外壁处于塑性变形阶段, 乳化液基本以匀速向外喷射; 阶段(c): 吸能构件下半部分逐渐被压实, 吸能构件上半部分开始被压溃变形; 阶段(d): 吸能构件上半部分与下半部分被压实, 吸能构件上端与下端也开始发生形变; 阶段(e): 吸能构件达到设计的变形长度, 变形结束。

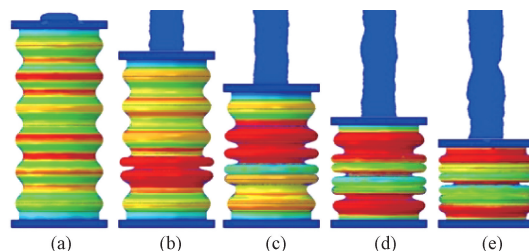


图 3 吸能构件屈曲变形过程

Fig. 3 Buckling deformation process of the energy absorbing component

图 4 所示为该波纹管在轴向压溃过程中的力-位

移曲线。由图 4 可知,波纹管的支反力变化趋势大致分为 3 个阶段。第 1 阶段为图 4 中①所指阶段,此阶段支反力急剧上升,波纹管处于弹性变形阶段;第 2 阶段为图 4 中②所指阶段,支反力发生多次波动,由于波纹管各波形依次被压溃,因此支反力产生波动;第 3 阶段为图 4 中③所指阶段,支反力再次上升,由于变形即将达到预设长度,波纹管的各波形被压溃致密,因此导致支反力的再次上升。

图 5 所示为波纹管在轴向压溃过程中的位移-能量曲线,反映的是组合体在轴向压溃过程中吸能总量与压溃位移的关系。由图 5 可知,吸能总量基本呈线性增加。

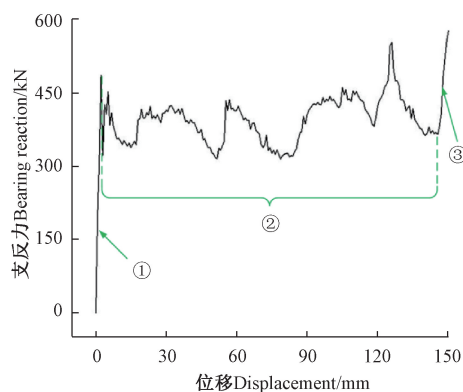


图 4 力-位移曲线

Fig. 4 Force-displacement curve

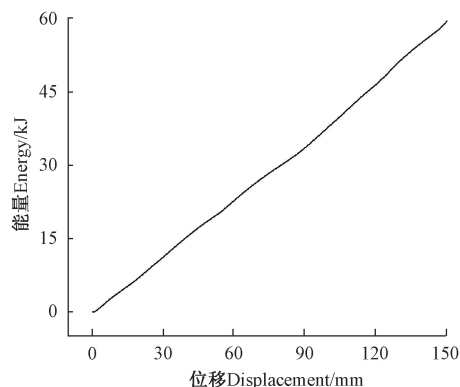


图 5 位移-能量曲线

Fig. 5 Displacement-energy curve

3 响应面法试验设计与数值模拟分析

3.1 响应面试验设计

响应面设计法通常通过试验获得的具体试验数据来求解,并通过多元二次回归方程,反映水平因素与响应值的关系,这是一种根据试验条件进行优化的方法,应用于非线性问题的求解。本论文采用的试验方法为 Box-Behnken 设计(BBD),其优点为因素少且只有三个水平,试验设计方法方便、准确性高,时间短。选取

吸能构件的壁厚 t 、母线振幅 a 和吸能构件出液口直径 d 三个因素作为因变量,通过 BBD 方法进行设计。本次设计需要 17 组试验,具有 5 个中心点,使用 Design-Expert 11 软件进行试验设计与分析,试验的参数水平如表 1 所示,试验结果如表 2 所示。

表 1 吸能构件参数水平

Tab. 1 Parameter level of energy absorbing component

因素 Element	单位 Unit	符号 Symbol	水平 Level		
			-1	0	1
波纹管壁厚 Corrugated pipe wall thickness	mm	t	2	3	4
母线振幅 Busbar amplitude	mm	a	3	5	7
出液口直径 Outlet diameter	mm	d	20	30	40

3.2 基于方差分析的变量显著性研究

3.2.1 平均载荷建模与方差分析

如表 3 所示是对吸能构件平均载荷预测模型的方差分析结果。由表 3 可知,模型的 F 值为 452.96,表明该模型呈显著性,且它所能受到干扰的可能性为 0.01%。在对模型的准确性分析时可以得到, $R^2 = 0.9983$, Adjusted R^2 值与 Predicted R^2 值的差小于 0.2,因此可以得到结论是预测值与试验值之间拥有显著的关联性;变异系数 C_v 为 2.65%,由此可知模型拥有稳定的再现性;Adeq precision 值为 77.1142,由此可知本模型拥有充分的预测设计范围。平均载荷预测模型如式(6)所示。

$$F_{\text{mean}} = 369.275 + 79.975t + 16.9375a - 21.3775d - 11.75ta - 1.825td - 0.8375ad + 21.65t^2 + 2.9125a^2 + 0.379d^2 \quad (6)$$

3.2.2 载荷波动系数建模与方差分析

表 4 是对吸能构件载荷波动系数预测模型的方差分析结果。由表 4 可知,模型的 F 值为 3.98,表明该模型呈显著性,且它所能受到干扰的可能性为 4.1%。在对模型的准确性分析时可以得到, $R^2 = 0.8366$, Adjusted R^2 值与 Predicted R^2 值的差小于 0.2,因此可以得到结论是预测值与试验值之间拥有显著的关联性;变异系数 C_v 为 3.37%,由此可知模型拥有稳定的再现性;Adeq precision 值为 7.7523,由此可知本模型拥有充分的预测设计范围。载荷波动系数预测模型如式(7)所示。

$$\Delta = 0.822457 + 0.12964t + 0.06695a + 0.009094d + 0.024062ta - 0.001845td - 0.00313ad - 0.038477t^2 - 0.005519a^2 + 0.000278d^2 \quad (7)$$

表 2 响应面试验设计及结果

Tab. 2 Response surface test design and results

标准顺序 Standard sequence	执行顺序 Execution sequence	波纹管壁厚 Corrugated pipe wall thickness/ mm	母线振幅 Busbar amplitude/ mm	出液口直径 Outlet diameter/ mm	平均载荷 Mean load/kN	载荷波动系数 Load fluctuation coefficient	比吸能 Specific absorption energy/(kJ/kg)
10	1	3	7	20	322	1. 323 5	9. 66
11	2	3	3	40	201	1. 434 6	5. 79
14	3	3	5	30	196	1. 345 2	5. 15
8	4	4	5	40	256	1. 288 8	6. 15
13	5	3	5	30	197	1. 324 9	5. 44
2	6	4	3	30	377	1. 198 9	9. 38
15	7	3	5	30	194	1. 345 2	5. 11
9	8	3	3	20	343	1. 215 7	11. 81
12	9	3	7	40	113	1. 292	3. 15
1	10	2	3	30	140	1. 363 6	4. 45
4	11	4	7	30	270	1. 232 9	6. 31
17	12	3	5	30	190	1. 213 2	5. 27
3	13	2	7	30	127	1. 205 1	3. 53
16	14	3	5	30	199	1. 324 9	5. 44
5	15	2	5	20	217	1. 274 4	8. 35
7	16	2	5	40	97	1. 402 3	2. 57
6	17	4	5	20	449	1. 234 7	12. 43

表 3 平均载荷模型方差分析

Tab. 3 Average load model variance analysis

方差来源 Source of variance	平方和 Sum of squares	自由度 Degree of freedom	均方 Mean square	<i>F</i> 值 <i>F</i> -value	<i>P</i> 值 <i>P</i> -value	显著性 Significance
模型 Model	150 000	9	16 665. 78	452. 96	<0. 000 1	显著 Significant
<i>t</i>	74 305. 13	1	74 305. 13	2 019. 55	<0. 000 1	
<i>a</i>	6 555. 13	1	6 555. 13	178. 16	<0. 000 1	
<i>d</i>	5 5112	1	55 112	1497. 9	<0. 000 1	
<i>ta</i>	2 209	1	2 209	60. 04	0. 000 1	
<i>td</i>	1 332. 25	1	1 332. 25	36. 21	0. 000 5	
<i>ad</i>	1 122. 25	1	1 122. 25	30. 5	0. 000 9	
<i>t</i> ²	1 973. 57	1	1 973. 57	53. 64	0. 000 2	
<i>a</i> ²	571. 46	1	571. 46	15. 53	0. 005 6	
<i>d</i> ²	6 048. 04	1	6 048. 04	164. 38	<0. 000 1	
残差 Residual	257. 55	7	36. 79			
失拟项 Disfitting term	210. 75	3	70. 25	6	0. 058	不显著 Non-significant
纯误差 Pure error	46. 8	4	11. 7			
总和 Total	150 200	6				

3. 2. 3 比吸能建模与方差分析

如表 5 所示是对吸能构件载荷波动系数预测模型的方差分析结果。由表 5 可知,模型的 *F* 值为 503. 5,表明该模型呈显著性,且它所能受到干扰的可能性为 0. 01%。在对模型的准确性分析时可以得到,*R*² = 0. 998 5, Adjusted *R*² 值与 Predicted *R*² 值均

趋近于 1,且二者的差值小于 0. 2,因此可以得到结论是预测值与实验值之间拥有显著的关联性;变异系数 *C_v* 为 2. 65%,由此可知模型拥有稳定的再现性;Adeq precision 值为 76. 112 6,由此可知本模型拥有充分的预测设计范围。比吸能预测模型如式(8)所示。

表 4 载荷波动系数模型方差分析

Tab. 4 Variance analysis of load fluctuation coefficient model

方差来源 Source of variance	平方和 Sum of squares	自由度 Degree of freedom	均方 Mean square	<i>F</i> 值 <i>F</i> -value	<i>P</i> 值 <i>P</i> -value	显著性 Significance
模型 Model	0.068 3	9	0.007 6	3.98	0.041	显著 Significant
<i>t</i>	0.010 5	1	0.010 5	5.52	0.051 1	
<i>a</i>	0.003 2	1	0.003 2	1.67	0.237 9	
<i>d</i>	0.017 1	1	0.017 1	8.96	0.020 2	
<i>ta</i>	0.009 3	1	0.009 3	4.86	0.063 2	
<i>td</i>	0.001 4	1	0.001 4	0.714 9	0.425 8	
<i>ad</i>	0.015 7	1	0.015 7	8.23	0.024	
<i>t</i> ²	0.006 2	1	0.006 2	3.27	0.113 4	
<i>a</i> ²	0.002 1	1	0.002 1	1.08	0.333 8	
<i>d</i> ²	0.003 3	1	0.003 3	1.71	0.231 8	
残差 Residual	0.013 3	7	0.001 9			不显著 Non-significant
失拟项 Disfitting term	0.001	3	0.000 3	0.113 1	0.947 9	
纯误差 Pure error	0.012 3	4	0.003 1			
总和 Total	0.081 6	6				

表 5 比吸能模型方差分析

Tab. 5 Variance analysis of specific energy absorption model

方差来源 Source of variance	平方和 Sum of squares	自由度 Degree of freedom	均方 Mean square	<i>F</i> 值 <i>F</i> -value	<i>P</i> 值 <i>P</i> -value	显著性 Significance
模型 Model	132.71	9	14.75	503.5	<0.000 1	显著 Significant
<i>t</i>	29.53	1	29.53	1 008.3	<0.000 1	
<i>a</i>	9.64	1	9.64	329.03	<0.000 1	
<i>d</i>	75.58	1	75.58	2 580.84	<0.000 1	
<i>ta</i>	1.16	1	1.16	39.46	0.000 4	
<i>td</i>	0.062 5	1	0.062 5	2.13	0.187 4	
<i>ad</i>	0.06	1	0.06	2.05	0.195 3	
<i>t</i> ²	0.175 2	1	0.175 2	5.98	0.044 4	
<i>a</i> ²	0.784	1	0.784	26.77	0.001 3	
<i>d</i> ²	15.02	1	15.02	513.02	<0.000 1	
残差 Residual	0.205	7	0.029 3			不显著 Non-significant
失拟项 Disfitting term	0.107 9	3	0.036	1.48	0.346 7	
纯误差 Pure error	0.097 1	4	0.024 3			
总和 Total	132.92	6				

$$E_{SEA} = 26.94212 + 2.416t - 0.6375a - 1.37265d - 0.26875ta - 0.0125td - 0.006125ad + 0.204t^2 + 0.107875a^2 + 0.01889d^2 \tag{8}$$

3.3 吸能参数交互效应机理研究

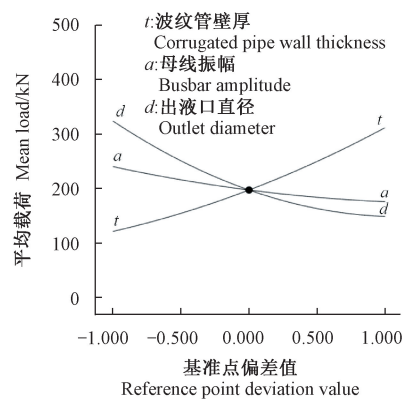
3.3.1 平均载荷

图 6(a) 为平均载荷预测模型的影响扰动图。由图 6(a) 可以看出, 吸能构件结构参数对吸能构件平均

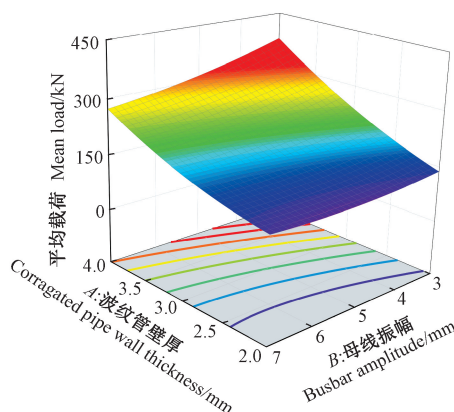
载荷 F_{mean} 均有较大的影响, 影响程度从大到小依次为波纹管壁厚、母线振幅、出液口直径, 其中波纹管壁厚对平均载荷的影响最显著, 其原因是随着波纹管壁厚的增加, 吸能盒的结构强度大幅增加, 因此导致吸能构

件的平均载荷增加最为明显。图6(b)~图6(d)可以看出吸能构件结构参数交互项对平均载荷的影响规律,结果表明平均载荷随着波纹管壁厚的增加与出液

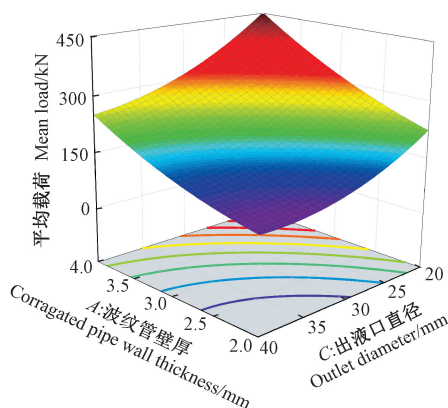
口直径的减小而增大,相比于母线振幅的效果更加明显,而壁厚与母线振幅及母线振幅与出液口直径对平均载荷的影响稍次之。



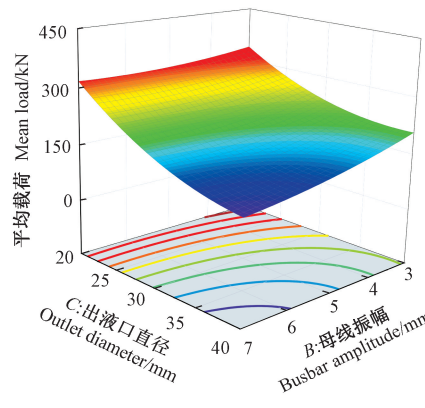
(a) 参数扰动图
(a) Parametric perturbation diagram



(b) 壁厚与母线振幅
(b) Wall thickness and busbar amplitude



(c) 壁厚与出液口直径
(c) Wall thickness and outlet diameter



(d) 母线振幅与出液口直径
(d) Busbar amplitude and outlet diameter

图6 平均载荷预测模型结果

Fig. 6 Results of average load prediction model

3.3.2 载荷波动系数

图7(a)为载荷波动系数预测模型的影响扰动图。由图7(a)可以看出,吸能构件结构参数对吸能构件载荷波动系数 Δ 均产生不同程度的影响,其中出液口直径对载荷波动系数的影响最为显著,其次为母线振幅,而波纹管壁厚对载荷波动系数的影响最小。由于出液口直径的减小将会使液体的喷射阻力发生明显的变化,因此导致吸能构件的平均载荷发生大幅变化,而初始压溃载荷变化却很小,致使载荷发生较大的波动;母线振幅的增加也有效减小了吸能构件的载荷波动系数,但略小于出液口直径的影响,因此母线振幅对载荷波动系数的影响仅次于出液口直径的影响;而波纹管壁厚的改变将会使初始压溃载荷与平均载荷均发生大幅上升,但比值(载荷波动系数)的改变却较小,因此出液口直径对载荷波动系数的影响最小。由图7(b)~图7(d)可以看出,吸能构件结构参数交互项对载荷波

动系数的影响规律,载荷波动系数的最高点在母线振幅与出液口直径的响应面中,因此母线振幅与出液口直径的对载荷波动系数的影响最大,波纹管壁厚与出液口直径响应面的最高点值大于波纹管壁厚与母线振幅响应面最高点值,因此波纹管壁厚与出液口直径对载荷波动系数的影响程度大于波纹管壁厚与母线对载荷波动系数的影响。

3.3.3 比吸能

图8(a)为比吸能预测模型的影响扰动图。由图8(a)可知,波纹管壁厚对比吸能 E_{SEA} 的影响最为显著,其次为母线振幅与出液口直径。由于波纹管壁厚的增加,吸能构件的吸能总量大幅上升,而结构参数的变化对吸能构件的总量影响较小,因此导致波纹管壁厚是影响比吸能最明显的因素。其次母线振幅的减小导致吸能构件的初始压溃载荷急剧升高,其压溃过程中的支反力也明显升高,因此吸能总量与比吸能也相

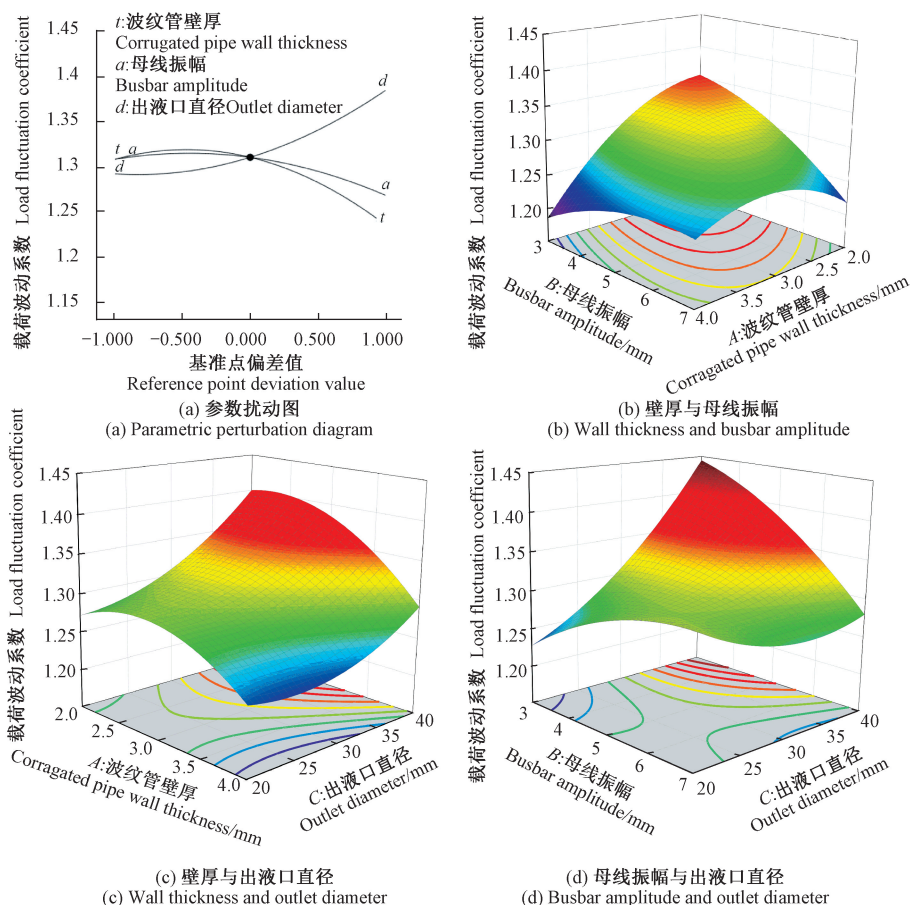


图7 载荷波动系数预测模型结果

Fig. 7 Prediction model results of load fluctuation coefficient

对提高。而出液口直径的改变对液体喷射的速度影响较小,给予液体的动能较小,因此出液口直径对比吸能的影响最小。由图 8(b)~图 8(d)可以看出,吸能构件结构参数交互项对比吸能的影响规律,波纹管壁厚与出液口直径以及出液口直径与母线振幅对比吸能的影响较大,而波纹管壁厚与母线振幅稍次之。

3.4 预测与验证

为了提升吸能构件的防冲特性,对吸能构件的结构参数进行优化,结构参数与响应的优化限制范围如表 6 所示。利用 Design expert 11 软件进行寻优,表 7 所示为 3 组期望值最高的排序,从表 7 可以看出,当波纹管壁厚 3.959 mm,母线振幅 3.721 mm,出液口直径 22.161 mm 时达到最佳防冲性能,平均载荷为 438.684 kN,载荷波动系数为 1.178,比吸能 12.123 kJ/kg。通过寻优得到的最佳参数进行试验,并对试验得到的结果与预测值进行对比分析,结果如表 8 所示。由表 8 可知,平均载荷的误差值为 2.13%,载荷波动系数的误差值为 1.51%,比吸能的误差值为 2.25%。试验值与预测值误差小于 5%,因此预测值具有一定的说服力,建立的回归模型能够较好地预测不同结构参数下的吸能特性。

表 6 参数优化限制准则

Tab. 6 Restriction criteria for parameter optimization

参数/响应 Parameter/ Response	目标 Target	下限 Lower limit	上限 Upper limit
波纹管壁厚 Corrugated pipe wall thickness/mm	区间内 Interval	2	4
母线振幅 Busbar amplitude/mm	区间内 Interval	3	7
出液口直径 Outlet diameter/mm	区间内 Interval	20	40
平均载荷 Mean load/kN	最大化 Maximize	87	449
载荷波动系数 Load fluctuation coefficient	最小化 Minimize	1.199	1.434 6
比吸能 Specific absorption energy/(kJ/kg)	最大化 Maximize	2.57	12.43

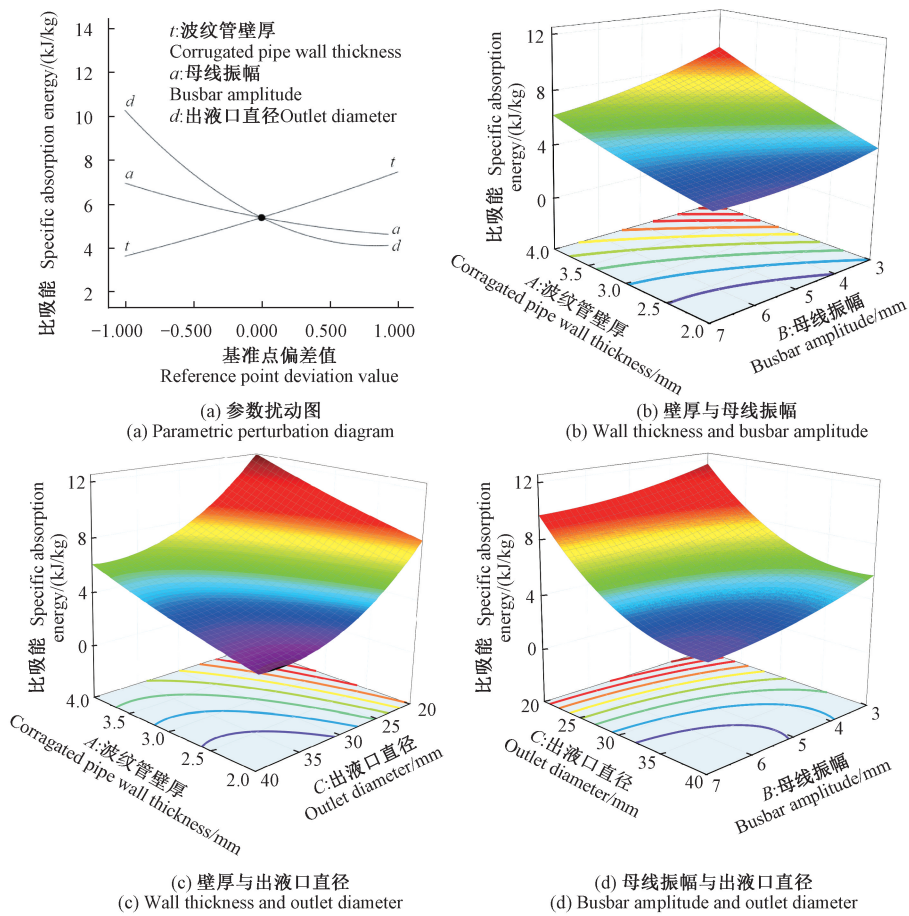


图 8 比吸能预测模型结果

Fig. 8 Results of specific energy absorption prediction model

表 7 优化参数结构及期望度排序

Tab. 7 Optimization parameter structure and expectation degree ranking

序号 Serial number	波纹管壁厚 Corrugated pipe wall thickness/mm	母线振幅 Busbar amplitude/mm	出液口直径 Outlet diameter/mm	平均载荷 Mean load/kN	载荷波动系数 Load fluctuation coefficient	比吸能 Specific absorption energy/(kJ/kg)	期望度 Degree of expectation
1	3. 959	3. 721	22. 161	438	1. 178	12. 123	1. 000
2	3. 642	3. 177	20. 228	429	1. 181	13. 049	1. 000
3	3. 745	3. 041	20. 495	445	1. 162	13. 309	1. 000

表 8 最佳参数下模型与试验结果对比

Tab. 8 Comparison of model and test results under optimal parameters

平均载荷 Mean load			载荷波动系数 Load fluctuation coefficient			比吸能 Specific absorption energy		
预测值 Predicted value/kN	实验值 Trial value/kN	误差 Error/%	预测值 Predicted value	实验值 Trial value	误差 Error/%	预测值 Predicted value/(kJ/kg)	实验值 Trial value/(kJ/kg)	误差 Error/%
438. 684	448. 23	2. 13	1. 178	1. 196	1. 51	12. 123	11. 856	2. 25

4 结论

本文研究正弦波纹管填充乳化液式吸能构件的吸能防冲特性,研究波纹管壁厚、母线振幅与出液口直径三个因素对吸能构件吸能特性的影响,采用 SPH 粒子法进行流固耦合数值模拟分析,并通过响应面分析法确定最佳防冲性能的结构参数,研究结果如下:

1)对吸能构件的平均载荷影响程度由大到小依次为波纹管壁厚、母线振幅、出液口直径,适当调整吸

能盒壁厚可以改变吸能构件的平均载荷,壁厚的增加可以有效提升吸能构件的平均载荷,其次母线振幅与出液口直径的改变均可以对吸能构件的平均载荷产生影响。

2)对吸能构件载荷波动系数影响程度由大到小依次为出液口直径、母线振幅、波纹管壁厚,出液口直径对载荷波动系数的影响更加显著,因此想要降低吸能构件的载荷波动系数,首要减小出液口直径,其次增

加母线振幅或波纹管壁厚。

3) 对吸能构件的比吸能影响程度由大到小依次为波纹管壁厚、母线振幅、出液口直径,适当改变吸能盒壁厚,吸能构件的总吸能量将会大幅变化,而吸能构件重量的变化很小,因此改变吸能盒壁厚是调整吸能构件比吸能最有效的方式,其次改变母线振幅与出液口直径均会对吸能构件的比吸能产生影响。

4) 通过响应面优化分析,吸能构件的最佳结构参数为波纹管壁厚 3.959 mm,母线振幅 3.721 mm,出液口直径 22.161 mm。

参考文献 (References)

- [1] 潘一山. 煤矿冲击地压[M]. 北京: 科学出版社, 2018: 6-30.
PAN YiShan. Rock burst in coal mine [M]. Beijing: Science Press, 2018: 6-30 (In Chinese).
- [2] 潘一山. 煤与瓦斯突出、冲击地压复合动力灾害一体化研究[J]. 煤炭学报, 2016, 41(1): 105-112.
PAN YiShan. Integrated study of coal and gas outburst and rock burst combined dynamic disaster [J]. Journal of China Coal Society, 2016, 41(1): 105-112 (In Chinese).
- [3] ZHANG Z H, LIU Y Y, ZHU W W, et al. Experimental study of prevention and control of rock burst in steeply inclined coal seams by mining sequence and filling[J]. Shock and Vibration, 2022, 2022: 2450513.
- [4] 王春华, 安 达, 韩 冲, 等. 冲击地压新型加肋板圆管式吸能防冲构件的仿真与试验[J]. 振动与冲击, 2019, 38(11): 203-210.
WANG ChunHua, AN Da, HAN Chong, et al. Simulation and test of a new ribbed circular tube energy absorbing anti-impact component for rock burst [J]. Journal of Vibration and Shock, 2019, 38(11): 203-210 (In Chinese).
- [5] 崔东亮, 闫殿华. 8.8 m 大采高迈步超前支护支架组电液控系统设计与[J]. 煤炭科学技术, 2019, 47(增刊 2): 152-155.
CUI DongLiang, YAN DianHua. Design of electro-hydraulic control system for advanced stepping support group with large mining height of 8.8 m [J]. Coal Science and Technology, 2019, 47(Suppl. 2): 152-155 (In Chinese).
- [6] 潘一山, 吕祥锋, 李忠华. 吸能耦合支护模型在冲击地压巷道中应用研究[J]. 采矿与安全工程学报, 2011, 28(1): 6-10.
PAN YiShan, LÜ XiangFeng, LI ZhongHua. Research on application of energy absorption coupling support model in rockburst roadway [J]. Journal of Mining and Safety Engineering, 2011, 28(1): 6-10 (In Chinese).
- [7] 王凯兴, 潘一山. 冲击地压矿井的围岩与支护统一吸能防冲理论[J]. 岩土力学, 2015, 36(9): 2585-2590.
WANG KaiXing, PAN YiShan. Unified energy absorption and anti-impact theory of surrounding rock and support in rockburst mine [J]. Rock and Soil Mechanics, 2015, 36(9): 2585-2590 (In Chinese).
- [8] 潘一山, 肖永惠, 李忠华, 等. 冲击地压矿巷道支护理论研究及应用[J]. 煤炭学报, 2014, 39(2): 222-228.
PAN YiShan, XIAO YongHui, LI ZhongHua, et al. Research and application of rock burst tunnel support theory [J]. Journal of China Coal Society, 2014, 39(2): 222-228 (In Chinese).
- [9] 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. Research on energy absorption characteristics of thin-walled conical tube under axial compression [J]. Journal of Vibration and Shock, 2015, 34(5): 88-94 (In Chinese).
- [10] MAMALIS A G, MANOLAKOS D E, IOANNIDIS M B, et al. Numerical simulation of thin-walled metallic circular frusta subjected to axial loading [J]. International Journal of Crashworthiness, 2005, 10(5): 505-513.
- [11] MAMALIS A G, JOHNSON W, VIEGELAHN G L. The crumpling of steel thin-walled tubes and frusta under axial compression at elevated strain rates: some experimental results [J]. International Journal of Mechanical Sciences, 1984, 26(11/12): 537-547.
- [12] 谭丽辉, 徐 涛, 张 炜, 等. 带有圆弧形凸槽金属薄壁圆管抗撞性优化设计[J]. 振动与冲击, 2013, 32(21): 80-84.
TAN LiHui, XU Tao, ZHANG Wei, et al. Crashworthiness optimization design of metal thin-walled circular pipe with circular arc-shaped groove [J]. Journal of Vibration and Shock, 2013, 32(21): 80-84 (In Chinese).
- [13] 谭丽辉, 谭洪武, 毛志强, 等. 具有不同诱导槽结构的薄壁圆管抗撞性优化[J]. 振动与冲击, 2014, 33(8): 16-21.
TAN LiHui, TAN HongWu, MAO ZhiQiang, et al. Crashworthiness optimization of thin-walled circular tubes with different inducible groove structures [J]. Journal of Vibration and Shock, 2014, 33(8): 16-21 (In Chinese).
- [14] 张建卓, 张佳林. 吸能型防冲立柱液体冲击问题研究[J]. 振动与冲击, 2020, 39(8): 51-57.
ZHANG JianZhuo, ZHANG JiaLin. Research on liquid impact of energy-absorbing anti-impact column [J]. Journal of Vibration and Shock, 2020, 39(8): 51-57 (In Chinese).
- [15] 高永新, 谭 森, 谢 苗. 矿用缓冲吸能装置的优化与实验[J]. 煤炭学报, 2020, 45(9): 3325-3332.
GAO YongXin, TAN Miao, XIE Miao. Optimization and experiment of buffer energy absorption device in mine [J]. Journal of China Coal Society, 2020, 45(9): 3325-3332 (In Chinese).
- [16] 马 箫, 潘一山, 张建卓, 等. 防冲支架的核心吸能构件设计与吸能性能研究[J]. 煤炭学报, 2018, 43(4): 1171-1178.
MA Xiao, PAN YiShan, ZHANG JianZhuo, et al. Design and performance research of core energy absorbing component of anti-impact support [J]. Journal of China Coal Society, 2018, 43(4): 1171-1178 (In Chinese).
- [17] MA F W, LIANG H Y, PU Y F, et al. Multi-objective optimization of crash box filled with three-dimensional cellular structure under multi-angle impact loading [J]. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part D: Journal of Automobile Engineering, 2021, 235(9): 176-185.
- [18] 姜士鸿. 列车蜂窝式防爬器耐撞性仿真分析[J]. 中国工程机械学报, 2018, 16(3): 274-277.
JIANG ShiHong. Crashworthiness simulation and analysis of train cellular anti-climb device [J]. Chinese Journal of Construction Machinery, 2018, 16(3): 274-277 (In Chinese).
- [19] 卢子兴, 李 康. 负泊松比蜂窝动态压溃行为的有限元模拟[J]. 机械强度, 2016, 38(6): 1237-1242.

- LU ZiXing, LI Kang. Finite element simulation of honeycomb dynamic crushing behavior with negative Poisson's ratio [J]. Journal of Mechanical Strength, 2016, 38 (6): 1237-1242 (In Chinese).
- [20] SINGACE A A, ELSOBKY H, REDDY T Y. On the eccentricity factor in the progressive crushing of tubes[J]. International Journal of Solids and Structures, 1995, 32(24): 3589-3602.
- [21] JIANG W, YANG J L. Energy-absorption behavior of a metallic double-sine-wave beam under axial crushing [J]. Thin-Walled Structures, 2009, 47(11): 1168-1176.
- [22] LIU Z F, HAO W Q, XIE J M, et al. Axial-impact buckling modes and energy absorption properties of thin-walled corrugated tubes with sinusoidal patterns[J]. Thin-Walled Structures, 2015, 94: 410-423.
- [23] AZARAKHSH S, RAHI A, GHAMARIAN A, et al. Axial crushing analysis of empty and foam-filled brass bitubular cylinder tubes[J]. Thin-Walled Structures, 2015, 95: 60-72.