

文章编号:1006-9941(2022)01-0034-09

数值模拟在含能材料焚烧炉设计中的应用

金国瑞^{1,2},刘军³,张超³,王沫茹^{1,2},张建伟^{1,2},何卫东^{1,2},廖昕^{1,2}

(1. 南京理工大学 化工学院, 江苏 南京 210094; 2. 南京理工大学 特种能源材料教育部重点实验室, 江苏 南京 210094;
3. 泸州北方化学工业有限公司, 四川 泸州 646605)

摘要: 为保证焚烧过程的安全,焚烧炉必须能够承受废弃含能材料在焚烧过程中意外爆炸产生的冲击作用。依据抗爆要求,分别采用动力系数法和英国原子能武器机构(Atomic Weapons Establishment)提出的方法(AWE方法)对废弃含能材料立式焚烧炉壳体进行了设计,通过AUTODYN软件对设计的焚烧炉在含能材料爆轰情况下壳体受力情况等进行了三维数值模拟,对烟气出口大小、出口位置和含能材料爆炸位置对焚烧炉抗爆性能的影响进行了分析。数值模拟结果表明:烟气出口的存在破坏了壳体的连续性,在出口附近出现应力集中,最大应力出现在出口上边缘;随着出口直径增大、出口圆心位置距壳体封盖越近、含能材料爆炸位置距出口越近,出口上边缘的应力集中越严重;当含能材料与焚烧炉壳体距离较近时,爆炸会使壳体产生塑性变形。因此,在烟气出口直径确定的情况下,采取出口圆心位置尽量远离封盖、出口处设置补强圈、含能材料与壳体保持一定的距离等措施保证焚烧过程的安全性。

关键词: 废弃含能材料;焚烧炉;数值模拟;爆炸位置;烟气出口

中图分类号: TJ55

文献标志码: A

DOI:10.11943/CJEM2021159

1 引言

含能材料的贮存和使用寿命是有限的,在达到其寿命后便成为废弃含能材料。一般的军事大国每年约有数千吨至数万吨的废弃含能材料积累下来^[1],其处理方式通常包括倾倒、转售和非军事化三种方法。安全清洁的焚烧是废弃含能材料非军事化处理中的重要方法之一^[2-4]。作为一种可控高温热处理技术,安全清洁的焚烧可以实现废弃含能材料处理的减量化、资源化(余热利用)、无害化^[5]。很多发达国家,如美国^[6-7]、韩国^[8-9]等均已采用各种类型的焚烧炉对废弃含能材料进行处理。

随着我国对环境保护的要求日益严格,建立焚烧炉系统对我国的废弃含能材料进行安全清洁处理就显

得十分迫切。因废弃含能材料仍具有爆炸特性^[10],焚烧炉作为废弃含能材料燃烧的载体,需能承载一定爆炸载荷的冲击作用,以保证在含能材料发生意外爆炸的极端情况下焚烧过程的安全性。因此对焚烧炉壳体抗爆能力进行设计是十分必要的。

目前对抗爆容器的抗爆能力设计和研究主要集中在壳体材料^[11-13]、形状^[14-16]、封盖结构^[17-19]及为安装测试传感器等设计的壁面开孔对密闭容器受力及抗爆性能的影响方面。胡洋^[11]通过数值模拟和实验相结合的方式研究了玻璃纤维复合材料密闭容器的抗爆性能,表明复合材料抗爆容器的抗爆性能优于单层金属抗爆容器;王震等^[18]数值模拟研究了带有拱顶型封盖密闭容器在爆炸载荷作用下的受力情况,表明爆炸冲击荷载最大值出现在封盖的中心区域;程帅等^[20]通过LS-DYNA软件,数值模拟了传感器安装孔对球形容器抗爆性能的影响,结果表明开孔导致了开孔附近球壳塑性变形的提高;Romero等^[21]通过数值模拟和实验给出了开孔结构的应变历程曲线。这些实验和数值模拟研究针对的都是密闭抗爆容器。对于废弃含能材料焚烧处理而言,为了保证焚烧过程的连续性和烟气的

收稿日期: 2021-06-17; 修回日期: 2021-07-18

网络出版日期: 2021-09-26

作者简介: 金国瑞(1996-),男,博士研究生,主要从事废弃火炸药安全清洁焚烧处理研究。e-mail: jin18801591766@163.com

通信联系人: 何卫东(1962-),男,研究员,主要从事发射药及装药设计研究。e-mail: hewedong@njjust.edu.cn

引用本文: 金国瑞,刘军,张超,等. 数值模拟在含能材料焚烧炉设计中的应用[J]. 含能材料, 2022, 30(1):34-42.

JIN Guo-rui, LIU Jun, ZHANG Chao, et al. Application of Numerical Simulation in the Design of Energetic Material Incinerator[J]. *Chinese Journal of Energetic Materials (Hanneng Cailiao)*, 2022, 30(1):34-42.

环保处理,焚烧炉通常带有烟气出口,导致针对密闭容器模拟和设计方法在含能材料焚烧炉设计中应用受到限制。

为此,针对带烟气出口的立式焚烧炉壳体进行抗爆性能计算,采用动力系数法和英国原子能武器机构(Atomic Weapons Establishment)提出的方法(AWE方法)计算不同单次投药量、壁面到爆炸中心的距离对壳体壁厚的影响;根据计算结果,采用310S不锈钢为壳体材料,设计一种小型的立式焚烧炉壳体,通过数值模拟进行验证,比较焚烧炉壳体(带有烟气出口)与密闭爆炸容器在爆炸载荷作用下壳体受力的区别,研究烟气出口大小、出口位置及含能材料爆炸位置等对带烟气出口的焚烧炉抗爆性能的影响规律,为含能材料焚烧炉的设计提供理论基础。

2 壳体壁厚的经验算法

2.1 动力系数法^[11, 22]

动力系数法给出了TNT质量、壳体内壁面到爆炸中心的距离、壳体壁厚三者的关系,已知其中两个,便可计算另一个的结果。本研究给定TNT质量、壳体内壁面到爆炸中心的距离,计算所需壳体壁厚的最小值。

首先选择Broke公式(式1)、Baker公式(式2)和K-G(Kinney and Graham)公式(式3)^[14]计算炸药在空中爆炸时的入射超压峰值,取三者的平均值作为入射超压峰值结果。

$$\Delta p_1 = \frac{0.67}{Z^3} + 0.1 \quad (1)$$

$$\Delta p_1 = \frac{0.067}{Z} + \frac{0.301}{Z^2} + \frac{0.431}{Z^3} \quad (2)$$

$$\Delta p_1 = 808 \times p_0 \times \frac{1 + (Z/4.5)^2}{\left[1 + (Z/0.048)^2\right]^{1/2} \left[1 + (Z/0.32)^2\right]^{1/2} \left[1 + (Z/1.35)^2\right]^{1/2}} \quad (3)$$

式中,

$$Z = \frac{R}{\sqrt[3]{w}} \quad (4)$$

式(1)~式(4)中, Z 表示装药比距离; Δp_1 为入射超压峰值,MPa; p_0 为大气压力,0.101MPa; R 为壳体内壁面到爆炸中心的距离,m; w 为TNT质量,kg。

对于其他炸药,通过式(5)转化为TNT当量进行计算^[15]。

$$w = w_0 \frac{Q_V}{4.184 \times 10^6} \quad (5)$$

式中, w 为TNT质量,kg; w_0 为其他炸药质量,kg; Q_V 为其他炸药爆热, $\text{J} \cdot \text{kg}^{-1}$ 。

然后根据文献[22]由入射超压峰值计算反射超压峰值 Δp_2 ,再通过动力系数将其转化为等效静载荷 p_e ,其中动力系数的大小通过将容器的动力响应简化为单自由度无阻尼强迫振动问题求解得到。

最后依据常规压力容器的设计方法进行壁厚设计。对于立式焚烧炉,圆柱形结构相比球形结构更易安装检修孔、排渣孔、投料口等部件,因此焚烧炉的主体选用圆柱形结构。在GB150-2011《压力容器》^[23]中,圆柱形容器壁厚 δ_1 按式(6)计算:

$$\delta_1 \geq \frac{p_e D_n}{2[\sigma]^t - p_e} \quad (6)$$

其中,

$$[\sigma]^t = \sigma_s / n \quad (7)$$

式中, δ_1 为容器壁厚,mm; $[\sigma]^t$ 为许用应力,MPa; D_n 为壳体内径,mm; p_e 为等效静载荷,MPa; σ_s 为屈服强度,MPa, n 为安全系数。

当炸药在刚性地面爆炸时,只有空中爆炸一半的空气量参与冲击波成形,相当于空中爆炸药量的2倍^[24],即当一定量炸药在圆柱形壳体底面爆炸时,在壁面到爆炸中心的距离(不包括底面)和壁厚相同的情况下,与在空中爆炸时相应药量的2倍等效。因此刚性地面爆炸药量取空中爆炸药量的1/2。

2.2 AWE方法^[13, 25]

AWE方法是一种多次使用爆炸容器的设计方法。在容器的初始设计阶段,通过单自由度模型计算容器在初始脉冲载荷作用下的动力响应。由于单自由度仅能计算薄膜应力,在弹性阶段,当容器发生径向呼吸振动的动力失稳而引起弯曲振动时,容器中的应力将会增大;当呼吸振动能量全部转换为弯曲振动能量时,容器中的弯曲应力将是薄膜应力的2.5倍。基于此,AWE提出应将容器的许用应力限制为材料静态屈服强度的1/3.5,即相当于设定安全系数为3.5。AWE方法具体计算步骤参见文献[25]。同样,在AWE方法计算中,TNT质量、壳体内壁面到爆炸中心的距离、壁厚三者知道其中两个,便可计算另一个的结果。

2.3 计算结果及对比

310S不锈钢(0Cr25Ni20)含有较高百分比的铬和镍,拥有很好的蠕变强度、抗拉强度、抗氧化性、耐腐

蚀性、耐高温性能,在高温下能持续作业,具体性能参数见表1。因此将其作为壳体材料进行计算。

焚烧炉壳体抗爆性能应满足多次使用的要求,因此壳体在单次投药发生意外爆炸时,爆炸载荷作用下

表1 310S不锈钢性能参数^[26]

Table 1 Performance parameters of 310S stainless steel

density / $\text{g}\cdot\text{cm}^{-3}$	elasticity modulus / GPa	Poisson's ratio	shear modulus / GPa	bulk modulus / GPa	yield stress / MPa	tensile strength / MPa
7.89	193	0.29	77	154	≥ 205	≥ 515

选取4种情况,即两种TNT质量(0.09,0.18kg)和两种壳体内壁面到爆炸中心的距离(0.25,0.35m),对最小壳体壁厚进行计算对比,动力系数法和AWE方法的计算结果见表2。由表2可知,相比于AWE方法,动力系数法计算的最小壳体厚度更为保守。所以,本研究选择动力系数法的计算结果进行焚烧炉壳体设计。

表2 动力系数法和AWE方法计算结果对比

Table 2 Comparison of calculation results between dynamic coefficient method and AWE method

method	w / kg	R / m	δ_1 / mm
dynamic coefficient method	0.09	0.25	86.56
	0.09	0.35	41.87
	0.18	0.25	193.79
	0.18	0.35	86.31
AWE	0.09	0.25	43.02
	0.09	0.35	29.62
	0.18	0.25	75.31
	0.18	0.35	48.78

2.4 壳体结构设计

以表2中动力系数法计算的TNT质量0.09 kg、壳体内壁面到爆炸中心的距离R为0.35 m、壁厚 δ_1 为42 mm,310S不锈钢作为壳体材料为例进行立式焚烧炉壳体设计。设计投料机构保证废弃含能材料投料后处于壳体中心轴线位置,因此壳体主要区域内径为700 mm,底面与侧面设置倒角,向上内径缩小,起到烟气导流作用,上部内径 d_{high} 为380 mm,上部封盖为椭球型,壳体壁厚42 mm,底部进行加厚,底厚为80 mm,烟气出口直径选为160 mm,出口圆心距底面高度为980 mm(记做Y-980)。对于出口位置,一方面要保证在爆炸时出口外接管道受到的冲击作用小,另一方面要保证含能材料在焚烧炉内具有一定的停留时间,因此出口位置选在内径缩小区域的侧壁面,设计后得到的立式焚烧炉壳体示意图见图1,在图1的a位置处安

的动力响应严格保证在弹性阶段,即壳体产生的应力小于其屈服强度(205 MPa)。此外,在采用两种方法进行计算时,TNT质量取实际值的1.2倍,安全系数取3.5,以使计算结果更为保险。

装投料机构。

动力系数法计算没有考虑壁面开孔、壳体实际形状、倒角等对壳体受力的影响,对于上述设计的带烟气出口的焚烧炉壳体,需要进一步采用数值模拟方法,检验经验计算结果的可靠性^[27]。并且,对于圆柱壳体开孔,壳体因失去了轴对称性,比球壳复杂得多,数值方法可以解决复杂结构的开孔应力问题^[28]。

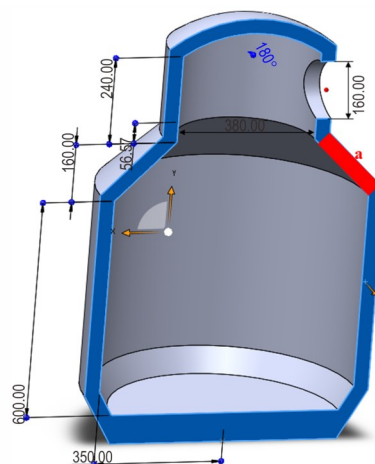


图1 立式焚烧炉壳体示意图

Fig.1 Schematic diagram of vertical incinerator shell

3 数值模拟

3.1 数值模拟模型参数

使用AUTODYN软件进行三维数值模拟,AUTODYN作为一款计算机辅助工程(CAE)软件,主要用于解决固体、流体、气体及其相互作用的高度非线性动力学问题。根据系统的质量、动量和能量守恒方程以及材料的本构方程和状态方程联立求解,可对系统作用全过程进行模拟和观测^[29-30]。

通过ICEM-CFD(The Integrated Computer Engineering and Manufacturing Code for Computational

Fluid Dynamics)对图1所示壳体进行六面体网格划分(图2)。ICEM-CFD是一种专业的CAE前处理网格划分软件,作为专业的前处理软件,ICEM-CFD为所有世界流行的CAE软件提供高效可靠的网格模型。在AUTODYN中,壳体采用拉格朗日求解器,空气域和炸药采用欧拉求解器。拉格朗日与欧拉求解器的相互作用为全耦合。

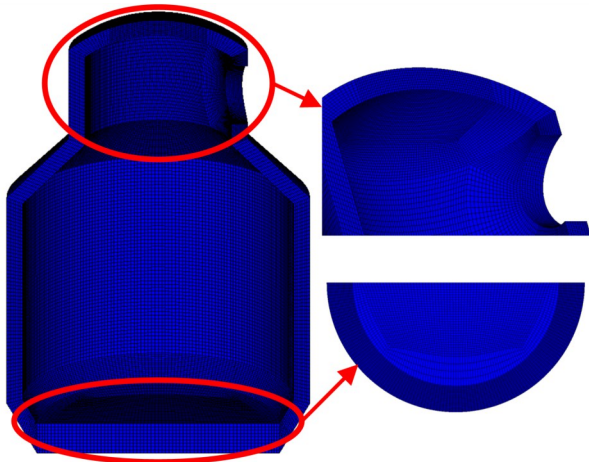


图2 焚烧炉壳体六面体网格

Fig.2 Hexahedral meshes of incinerator shell

在材料模型选择方面,TNT炸药采用JWL状态方程,空气为理想气体状态方程。JWL状态方程通常用来描述炸药爆炸产物的压力^[29],

$$p = A \left(1 - \frac{\omega}{R_1 V} \right) e^{-R_1 V} + B \left(1 - \frac{\omega}{R_2 V} \right) e^{-R_2 V} + \frac{\omega E_0}{V} \quad (8)$$

式中, p 为爆轰产物的压力,GPa; E_0 为初始比内能,GPa; V 为相对体积; A 、 B 、 R_1 、 R_2 、 ω 为常数,其值通常通过炸药圆筒实验确定。其中,方程式右边第一项在高压段起主要作用,第二项在中压段起主要作用,第三项在低压段起主要作用。

在拉格朗日求解器中,对于各向同性材料,单元变形可分为体积改变和形状改变两个独立的部分。其中,体积改变是由球应力张量引起的,通过状态方程求解;形状改变是由偏应力张量引起的,通过本构关系(强度模型)求解。对于多次使用的爆炸容器,必须将其动力响应严格限制在弹性段。在弹性阶段,不需要考虑结构动力响应的应变率效应^[31]。因此,310S壳体状态方程采用Linear方程,强度模型采用Von Mises模型。

3.2 有无烟气出口对比

3.2.1 数值模拟方案设置

首先比较了有无出口对壳体抗爆性能的影响,出

口直径 d_{out} 为160 mm,出口圆心距底面高度为980 mm(记做Y-980),无出口密闭壳体尺寸与有出口的相同。无出口密闭壳体一方面可以验证动力系数法的结果,另一方面与带烟气出口的壳体在爆炸载荷作用下的受力情况进行比较。其中TNT采用中心点爆炸,TNT中心位于壳体轴线上,对TNT在壳体内位置为下、中、上三种情况进行模拟对比。位置为下时,TNT与壳体底面内壁面接触;位置为中时,TNT中心距底面内壁面300 mm;位置为上时,TNT中心距底面内壁面600 mm,代表含能材料投料后所处的最大高度。当TNT位置为下时,TNT质量取45 g(刚性地面爆炸),当TNT位置为中、上时,TNT质量取90 g(空中爆炸)。共计六种数值模拟方案,见表3。

图3表示1#~6#数值模拟方案的示意图,1#、2#、3#分别对应TNT在密闭壳体内位置为下、中、上的模拟方案,4#、5#、6#分别对应TNT在带烟气出口(出口直径160 mm)焚烧炉内位置为下、中、上的模拟方案,当壳体带有出口时,采用1/2模型,当壳体不带出口时,采用1/4模型。图4显示了在AUTODYN软件中310S壳体1~26 gauge监测点的位置。

表3 有无烟气出口对比方案

Table 3 Contrast scheme with or without exhaust gas outlet

No.	TNT position	TNT mass / g	outlet diameter / mm	outlet center position
1#	lower	45	none	none
2#	middle	90	none	none
3#	upper	90	none	none
4#	lower	45	160	Y-980
5#	middle	90	160	Y-980
6#	upper	90	160	Y-980

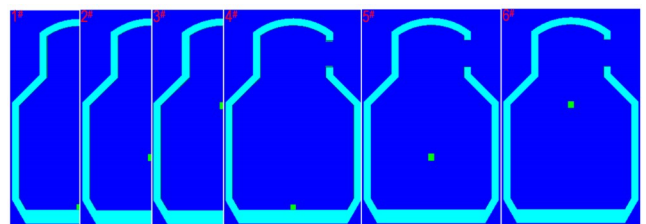


图3 数值模拟方案示意图

Fig.3 Schematic diagram of numerical simulation

3.2.2 有无烟气出口模拟结果分析

表4给出了6种方案壳体的最大等效应力(下文简称最大应力)及位置。由表4可知,数值模拟计算的密闭壳体90 g装药空中爆炸产生的壳体响应均在壳体材料弹性范围内,45 g装药在刚性地面爆炸产生的

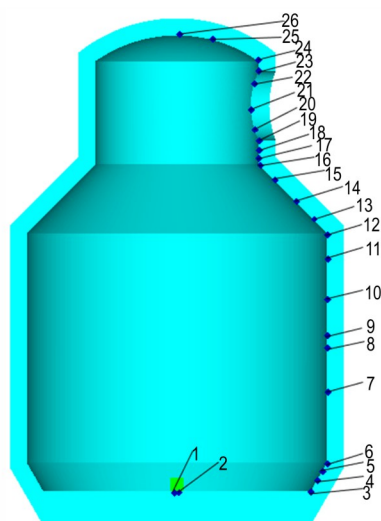


图4 310S壳体1~26 gauge 监测点的位置

Fig.4 Position of the 1-26 gauge points for 310S shell

壳体响应,除TNT与底面接触的位置外,壳体响应均在壳体材料弹性范围内,说明动力系数法计算结果是可靠准确的。

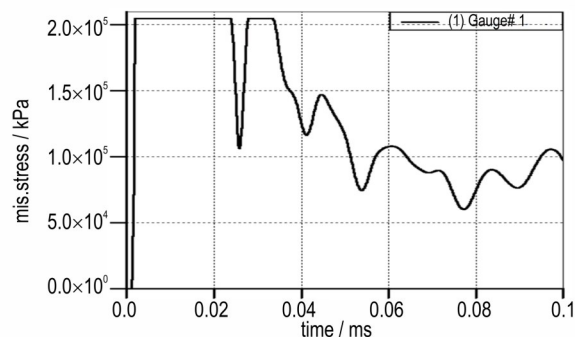
当TNT在不锈钢地面爆炸时,与之接触的地面会达到屈服强度,图5a给出了Gauge1处的等效应力及位移随时间的变化,可以看出时间在0.02 ms之前就达到了屈服强度,说明此处壳体由弹性变形转换为了塑性变形,通过图5b中位移-时间曲线也可知与TNT接触的位置产生了最大1.7 mm的位移,在此处会炸出一个小凹坑(图6),但最大位移只有1.7 mm,不足以击穿底面。当TNT质量为90 g、310S不锈钢底面壁厚为80 mm时,由动力系数法计算可得使底面发生塑性变形的TNT距底面最小距离为0.124 m。实际中,可在底面填充一定高度的冲击波衰减材料来缓解爆炸

表4 壳体最大应力及位置

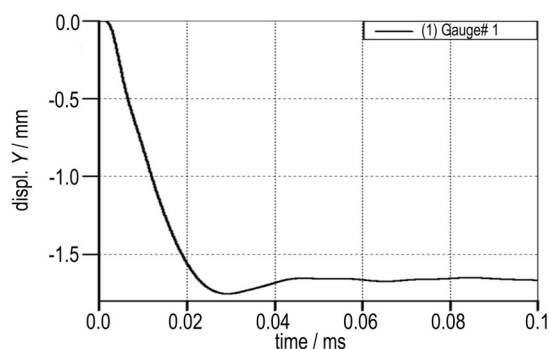
Table 4 Maximal stress and corresponding position of shell

No.	maximal stress / MPa	gauge position	remark
1#	reach yield stress(205 MPa)	1,2	the maximal stress except the bottom is 145.99 MPa at gauge position 26
2#	42.78	24	-
3#	79.47	24	-
4#	reach yield stress(205MPa)	1,2	the maximal stress except the bottom is 115.05 MPa at gauge position 26; the maximal stress at gauge position 23 is 99.07 MPa
5#	147.86	23	-
6#	194.75	23	-

对底面的冲击,冲击波衰减材料一般为疏松和多孔材料^[32];或者在轴线位置放置0.124 m高度的物料托盘以防止物料掉落至掉落在底面。接下来对最大应力进行分析时,不再考虑底面的应力。



a. effective stress



b. displacement

图5 Gauge 1 等效应力及位移曲线

Fig.5 The von mises effective stress and displacement histories of gauge 1

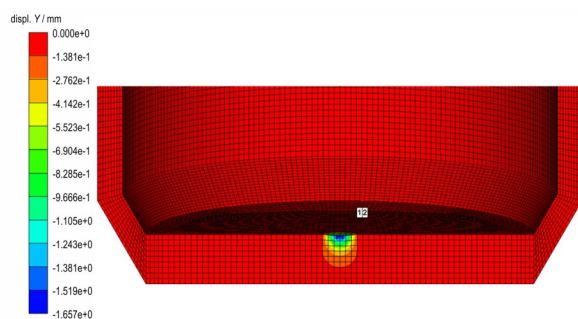


图6 Gauge 1、2处变形

Fig.6 Deformation of gauges 1 and 2

由表4还可知,5#、6#相比于2#、3#,最大应力数值更大且最大应力出现在出口上边缘 gauge23处,在出口处产生了应力集中现象,而1#与4#的最大应力均出现在封盖的中心 gauge26处,说明封盖中心处存在应力集中现象^[19],4#在出口附近最大应力为98.86 MPa,同样位于出口上边缘 gauge23处。可以看出,TNT爆炸位置距离出口越近,在出口处的应力集中现象越严

重。对压力容器来说,当存在开孔时,一方面,由于器壁材料削减使得承载面积减小,从而使得器壁强度受到削弱,另一方面,由于结构的连续性被破坏,在开孔边缘处将产生较大的应力集中现象^[28, 33-34]。对抗爆容器来说亦是如此。

图7给出了2#与5#两种方案的内部压力云图对

比,从图7中可以看出,0.4 ms时压力波尚未到达出口位置,此时2#与5#的内部应力云图基本相似。但在1.0 ms后,因为方案5#存在出口,破坏了壳体结构的连续性,此时内部压力云图与方案2#相比变化较大,内部压力云图的对称性遭到破坏,从而导致在出口处产生了应力集中。

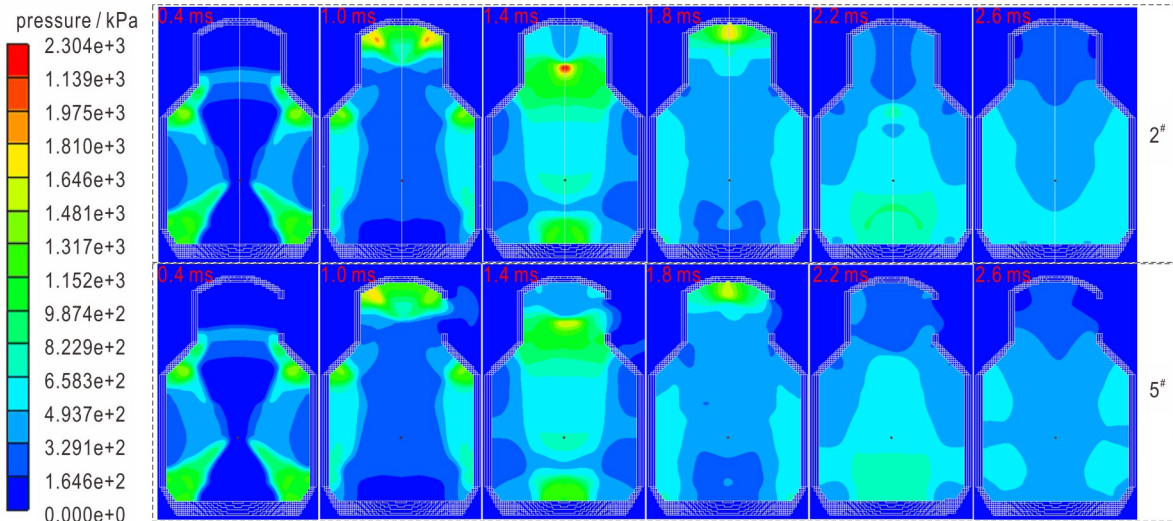


图7 内部压力云图对比

Fig.7 Comparison of internal pressure contours

3.3 烟气出口直径影响

明确了爆炸载荷作用下焚烧炉壳体在出口边缘产生应力集中的情况下,接着对比了出口直径对爆炸载荷作用下壳体出口应力集中的影响。保持出口圆心距底面高度980 mm(Y-980)不变,选取80,100,120,140,180 mm 5种出口直径,其中TNT采用中心点爆炸,TNT中心位于壳体轴线上,对TNT在壳体内位置为下、中、上3种情况进行模拟对比。位置为下时,TNT与壳体底面内壁面接触;位置为中时,TNT中心距底面内壁面300 mm;位置为上时,TNT中心距底面内壁面600 mm,代表含能材料投料后所处的最大高度。当TNT位置为下时,TNT质量取45 g(刚性地面爆炸),当TNT位置为中、上时,TNT质量取90 g(空中爆炸)。共15种方案,见表5。

通过对表5中15种情况进行数值计算后,得到不同出口直径焚烧炉壳体的最大应力,见图8。由图8可知,当TNT位置为下时,gauge26处产生最大应力,出口直径的变化对最大应力的影响不明显,当出口直径达到180 mm时,gauge23处的应力超过gauge 26处,即出口附近的应力超过了封盖中心,说明TNT在底部爆炸时,出口直径超过一定程度,出口附近的应力集中

变得严重;当TNT位置为中、上时,gauge23处产生最大应力。由图8可知,在3种不同TNT位置时,gauge23处的应力均随出口直径的增大而增大,这与压力容器开孔直径越大,应力集中现象越严重^[32]的结

表5 出口直径对比方案

Table 5 Contrast Scheme of outlet diameters

No.	TNT position	TNT mass / g	outlet diameter / mm	outlet center position
7#	lower	45	80	Y-980
8#	middle	90	80	Y-980
9#	upper	90	80	Y-980
10#	lower	45	100	Y-980
11#	middle	90	100	Y-980
12#	upper	90	100	Y-980
13#	lower	45	120	Y-980
14#	middle	90	120	Y-980
15#	upper	90	120	Y-980
16#	lower	45	140	Y-980
17#	middle	90	140	Y-980
18#	upper	90	140	Y-980
19#	lower	45	180	Y-980
20#	middle	90	180	Y-980
21#	upper	90	180	Y-980

论是一致的;此外,当直径达到 180 mm, TNT 位置为中、上时, gauge23 处最大应力达到屈服强度,意味着此处会发生塑性变形,模拟的壳体上部内径为 380 mm,当出口直径为 180 mm 时, d_{out}/d_{high} 约为 1/2,因此,对于本文设计的壳体,在 90g TNT 药量下,出口直径要小于对应开口处圆筒直径的 1/2,避免在出口处产生塑性变形,并且可以通过增加加强圈等措施对出口进行补强。

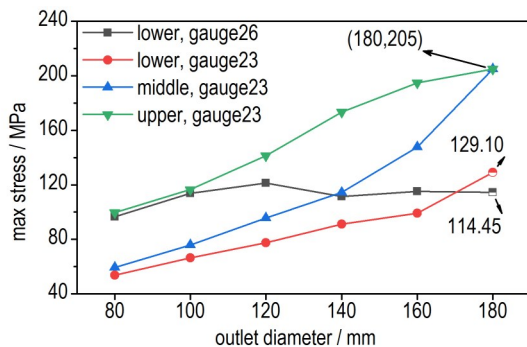


图 8 出口直径变化对壳体最大应力的影响

Fig.8 Influence of outlet diameters on maximal stresses of shell

3.4 烟气出口位置影响

上述的对比是在固定烟气出口圆心,比较出口直径对焚烧炉壳体在爆炸载荷作用下出口应力集中的影响。接下来比较了固定出口直径,改变出口圆心位置,探究在爆炸载荷作用下出口圆心位置变化对出口附近应力集中的影响。固定出口直径为 120 mm,对原出口圆心位置(Y-980)垂直下移 20 mm、上移 20 mm,即出口圆心距底面高度分别为 960 mm(Y-960)、1000 mm(Y-1000)进行数值模拟。其中 TNT 采用中心点爆炸, TNT 中心位于壳体轴线上,对 TNT 在壳体内位置为下、中、上 3 种情况进行模拟对比。位置为下时, TNT 与壳体底面内壁面接触;位置为中时, TNT 中心距底面内壁面 300 mm;位置为上时, TNT 中心距底面内壁面 600 mm,代表含能材料投料后所处的最大高度。当 TNT 位置为下时, TNT 质量取 45 g(刚性地面爆炸),当 TNT 位置为中、上时, TNT 质量取 90 g(空中爆炸)。共 6 种方案,见表 6。

因出口直径为 120 mm,当出口圆心位置垂直下移 20 mm 时,出口上边缘与原 80 mm 直径上边缘重合,按其出口直径记做 120-20;当出口圆心位置垂直上移 20 mm 时,出口上边缘与原 160 mm 直径上边缘重合,按其出口直径记做 120+20。将模拟结果与前述 80, 120, 160 mm 直径的结果进行对比,见图 9。

表 6 出口位置对比方案

Table 6 Contrast scheme of outlet positions

No.	TNT position	TNT mass / g	outlet diameter / mm	outlet center position
22 [#]	lower	45	120	Y-960
23 [#]	middle	90	120	Y-960
24 [#]	upper	90	120	Y-960
25 [#]	lower	45	120	Y-1000
26 [#]	middle	90	120	Y-1000
27 [#]	upper	90	120	Y-1000

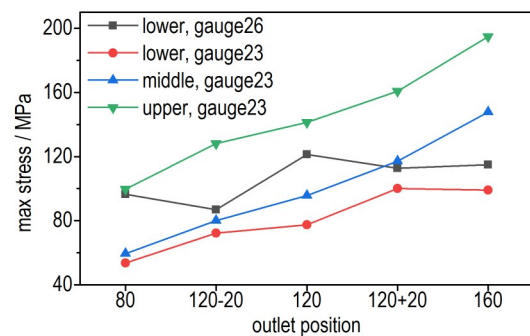


图 9 出口位置对壳体最大应力的影响

Fig.9 Influence of outlet positions on maximal stresses of shell

由图 9 可知,当 TNT 位置为下时,最大应力出现在 gauge26 处,当 TNT 位置为中、上时,最大应力出现在 gauge23 处;当出口直径为 120 mm, gauge23 处在 3 种不同 TNT 位置时的最大应力均随出口圆心位置的上移而增大,随出口圆心位置的下移而减小,即出口圆心上移使得出口上边缘应力集中更严重,下移可减缓应力集中,这可能是因为出口圆心上移,出口离封盖越近,封盖部分的爆炸流场涉及冲击波斜反射和马赫反射的耦合,同时出口上移使封盖附近结构对称性进一步破坏,从而导致应力集中加剧。但 120 mm 出口直径下移 20 mm 时的最大应力仍比原 80 mm 直径时大,上移 20 mm 时的最大应力仍比原 160 mm 直径时小,这说明出口直径对应力集中的影响是一直存在的。此外,当 TNT 位置为下时,出口圆心位置的变化对 gauge26 处应力没有明显规律,即封盖中心处的应力集中没有明显规律。在实际设计时,可使出口圆心位置尽量远离封盖。

4 结论

(1) 采用动力系数法,可确定 TNT 质量、壳体内壁面到爆炸中心的距离、壳体壁厚三者间的关系,然后通

过数值模拟进行验证,为含能材料焚烧炉的设计提供基础。

(2)数值模拟结果表明,带出口的焚烧炉会在出口附近出现应力集中现象,最大应力出现在出口上边缘;随着出口直径增加,出口上边缘处应力集中现象越严重;TNT位置距出口越近,出口上边缘的应力集中现象越严重。在出口直径不变的情况下,出口离封盖越近,出口上边缘的应力集中越严重。设计时,可根据排气要求确定出口大小并通过数值模拟验证出口附近是否产生塑性变形,在使出口圆心位置尽量远离封盖的同时,通过补强圈等措施对出口进行补强。

(3)当含能材料与焚烧炉壳体距离较近时,爆炸可能会使壳体产生塑性变形。是否产生塑性变形与含能材料质量和能量、含能材料与焚烧炉壳体距离大小、壳体材料性能和厚度等有关,相互关系可以通过动力系数法进行估算。对本文设计的焚烧炉壳体,在TNT质量为90 g、底厚80 mm条件下,保证壳体底部不发生塑性变形的含能材料与焚烧炉底部最小距离为0.124 m。在焚烧炉设计中,应采取措施保证含能材料发生意外爆炸时,与壳体保持一定的距离。

参考文献:

- [1] 仪建华, 赵凤起, 李上文, 等. 美俄废弃火箭发动机装药绿色销毁与回收技术研究进展[J]. 化学推进剂与高分子材料, 2006(6): 25-27.
YI Jian-hua, ZHAO Feng-qi, LI Shang-wen, et al. Research progress of green destruction and reclamation technology of obsolete rocket motor charge in America and Russia[J]. *Chemical Propellants & Polymeric Materials*, 2006(6): 25-27.
- [2] Duijm N J, Markert F. Assessment of technologies for disposing explosive waste[J]. *Journal of Hazardous Materials*, 2002, 90(2): 137-153.
- [3] Duijm N J. Hazard analysis of technologies for disposing explosive waste[J]. *Journal of Hazardous Materials*, 2002, 90(2): 123-135.
- [4] Wilkinson J, Watt D. Review of Demilitarisation and Disposal Techniques for Munitions and Related Materials[R]. Munitions Safety Information Analysis Centre (MSIAC), NATO Headquarters, Brussels, Belgium 2005.
- [5] 中华人民共和国生态环境部. 危险废物焚烧污染控制标准. GB18484-2001[S]. 北京: 中国标准出版社, 2001.
Ministry of Ecology and Environment of the People's Republic of China. Standard for pollution control on hazardous waste incineration. GB18484-2001[S]. Beijing: China Standard Press, 2001.
- [6] Hart J R. Transient puffs of trace organic emissions from a batch-fed waste propellant incinerator [J]. *Chemosphere*, 2001, 42(5-7): 559-569.
- [7] Cropek D M, Kemme P A, Day J M, et al. Use of pyrolysis GC/MS for predicting emission byproducts from the incineration of double-base propellant [J]. *Environmental Science & Technology*, 2002, 36(20): 4346-4351.
- [8] Cho S, Park C, Lee J, et al. Finding the best operating condition in a novel process for explosive waste incineration using fluidized bed reactors[J]. *Computers & chemical engineering*, 2020, 142: 107054.
- [9] Cho S, Kim M, Lyu B, et al. Optimization of an explosive waste incinerator via an artificial neural network surrogate model[J]. *Chemical Engineering Journal*, 2020: 126659.
- [10] 肖忠良. 火炸药的安全与环保技术[M]. 北京: 北京理工大学出版社, 2006: 293-296.
XIAO Zhong-liang. Safety and environmental protection technology of propellants and explosives[M]. Beijing: Beijing Institute of Technology Press, 2006: 293-296.
- [11] 胡洋. 玻璃纤维复合材料抗爆容器动力响应研究[D]. 杭州: 浙江大学, 2016.
HU Yang. Research on dynamic response of fiberglass composite explosion containment vessels [D]. Hangzhou: Zhejiang University, 2016.
- [12] 甘云丹. 玻璃纤维复合材料柱形爆炸容器的变形与破坏[D]. 北京: 北京理工大学, 2017.
GAN Yun-dan. Deformation and failure of the glass fiber reinforced composite cylindrical explosion vessel [D]. Beijing: Beijing Institute of Technology, 2017.
- [13] 陈勇军. 离散多层爆炸容器动力响应及其工程设计方法研究[D]. 杭州: 浙江大学, 2008.
CHEN Yong-jun. Research on dynamic responses and design methods of discrete multi-layered explosion containment vessels [D]. Hangzhou: Zhejiang University, 2008.
- [14] 李兴珠, 郭子如, 汪泉. 5 kg TNT当量球形爆炸容器抗爆结构设计[J]. 煤矿爆破, 2017(1): 4-8.
LI Xing-zhu, GUO Zi-ru, WANG Quan. The design of 5 kg TNT equivalent spherical explosion vessel antiknock structure [J]. *Coal Mine Blasting*, 2017(1): 4-8.
- [15] 宫婕. 爆炸载荷作用下爆炸容器动态力学响应及其爆炸有害效应控制研究[D]. 淮南: 安徽理工大学, 2018.
GONG Jie. Study on dynamic mechanical response and explosion harmful effects control of explosive vessel [D]. Huainan: Anhui University of Science and Technology, 2018.
- [16] 马圆圆, 郑津洋, 陈勇军, 等. 椭圆封头圆柱形爆炸容器动力响应的数值模拟[J]. 爆炸与冲击, 2009, 29(3): 249-254.
MA Yuan-yuan, ZHENG Jin-yang, CHEN Yong-jun, et al. Numerical simulation on dynamic response of the cylindrical explosion containment vessel with an elliptical cover [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2009, 29(3): 249-254.
- [17] 张亚军, 张梦萍, 徐胜利, 等. 爆炸容器内冲击波系演化及壳体响应的数值研究[J]. 爆炸与冲击, 2003(4): 331-336.
ZHANG Ya-jun, ZHANG Meng-ping, XU Sheng-li, et al. Numerical investigation on blast wave propagation and dynamic response of an explosion vessel [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2003(4): 331-336.
- [18] 王震, 胡可, 赵阳. 拱顶钢储罐内部蒸气云爆炸冲击荷载的数值模拟[J]. 振动与冲击, 2013, 32(20): 35-40.
WANG Zhen, HU Ke, ZHAO Yang. Numerical simulation for internal vapor cloud explosion loading in dome-roof steel tanks [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2013, 32(20): 35-40.
- [19] 徐景林, 顾文彬, 刘建青, 等. 圆柱形爆炸容器内爆炸载荷的分布规律[J]. 振动与冲击, 2020, 39(18): 276-282.
XU Jing-lin, GU Wen-bin, LIU Jian-qing, et al. Distribution of blast loading in cylindrical explosive containment vessels [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2020, 39(18): 276-282.
- [20] 程帅, 张德志, 刘文祥. 多个开孔对球形爆炸容器塑性变形的影响研究[J]. 兵工学报, 2014, 35(S2): 13-17.

- CHENG Shuai, ZHANG De-zhi, LIU Wen-xiang. Research on effect of openings on the plastic deformation of spherical explosive container[J]. *Acta Armamentarii*, 2014, 35(S2): 13-17.
- [21] Romero C, Benner J C, Berkgigler L W. Experimental and numerical correlation of a scaled containment vessel subjected to an internal blast load [J]. *Los Alamos National Lab.*, NM (United States), 1997.
- [22] 赵士达. 爆炸容器[J]. *爆炸与冲击*, 1989(1): 85-96.
ZHAO Shi-da. Blast chamber[J]. *Explosion and Shock Waves*, 1989(1): 85-96.
- [23] GB 150.3-2011 压力容器 第3部分:设计[S].
GB 150.3-2011 Pressure vessels - Part 3: Design[S].
- [24] 任鹏飞, 王显会, 张进成, 等. 刚性地面爆炸冲击场仿真与试验研究[J]. *科学技术与工程*, 2017, 17(21): 30-36.
REN Peng-fei, WANG Xian-hui, ZHANG Jin-cheng, et al. Simulation and experimental study on explosive shock field on rigid ground[J]. *Science Technology and Engineering*, 2017, 17(21): 30-36.
- [25] Clayton A M. Preliminary Design of Vessels to Contain Explosions: ASME 2006 Pressure Vessels and Piping/ICPVT-11 Conference[C], 2006.
- [26] 熊茹. SCWR 候选包壳材料 310S 不锈钢应用性能研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工程大学, 2014.
XIONG Ru. Study on application performance of 310S stainless steel as the cladding material for SCWR[D]. Harbin: Harbin Engineering University, 2014.
- [27] 胡八一. 爆炸容器的工程设计方法及其应用[J]. *压力容器*, 2000(2): 39-41.
HU Ba-yi. The engineering design method of explosion -containment vessel and its application[J]. *Pressure Vessel Technology*, 2000(2): 39-41.
- [28] 丁伯民, 蔡仁良. 压力容器设计: 原理及工程应用[M]. 北京: 中国石化出版社, 1992: 168-185.
- DING Bo-min, CAI Ren-liang. *Pressure Vessel Design: Principles and Engineering Applications*[M]. Beijing: China Petrochemical Press, 1992: 168-185.
- [29] 石少卿. AUTODYN 工程动力分析及应用实例[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2012: 1-3, 40-41.
SHI Shao-qing. AUTODYN engineering dynamic analysis and application examples [M]. Beijing: China Building Industry Press, 2012: 1-3, 40-41.
- [30] 门建兵, 蒋建伟, 王树有. 爆炸冲击数值模拟技术基础[M]. 北京: 北京理工大学出版社, 2015: 4-6.
MEN Jian-bing, JIANG Jian-wei, WANG Shu-you. *Fundamentals of explosion impact numerical simulation technology*[M]. Beijing: Beijing Institute of Technology Press, 2015: 4-6.
- [31] 马圆圆. 圆柱形爆炸容器壳体动力响应的研究[D]. 杭州: 浙江大学, 2008.
MA Yuan-yuan. Investigation of dynamic response of the cylindrical explosion containment vessels [D]. Hangzhou: Zhejiang University, 2008.
- [32] 朱文辉, 韩钧万. 爆炸容器动力学研究进展评述[J]. *力学进展*, 1996, 26(1): 68-77.
ZHU Wen-hui, HAN Jun-wan. The research advances in the dynamics of explosive chambers [J]. *Advances in Mechanics*, 1996, 26(1): 68-77.
- [33] 王学生. 压力容器[M]. 上海: 华东理工大学出版社, 2018: 130-132
WANG Xue-sheng. *Pressure vessel*[M]. Shanghai: East China University of Science and Technology Press, 2018: 130-132.
- [34] 范钦珊. 压力容器的应力分析与强度设计[M]. 北京: 中国原子能出版社, 1979: 140-142
FAN Qin-shan. *Stress analysis and strength design of pressure vessels*[M]. Beijing: China Atomic Energy Press, 1979: 140-142.

Application of Numerical Simulation in the Design of Energetic Material Incinerator

JIN Guo-rui^{1,2}, LIU Jun³, ZHANG Chao³, WANG Mo-ru^{1,2}, ZHANG Jian-wei^{1,2}, HE Wei-dong^{1,2}, LIAO Xin^{1,2}

(1. School of Chemical Engineering, Nanjing University of Science and Technology, Nanjing 210094, China; 2. Key Laboratory of Special Energetic Materials, Nanjing University of Science and Technology, Ministry of Education, Nanjing 210094, China; 3. Luzhou North Chemical Industries Co., Ltd., Luzhou 646605, China)

Abstract: In order to ensure the safety of the incineration process, the incinerator must be able to withstand the impact of accidental explosion when the waste energetic materials are incinerated. The dynamic coefficient method and the method proposed by Atomic Weapons Establishment (AWE Method) were used to design the shell of vertical incinerator for waste energetic materials. Then, three-dimensional numerical simulation of the shell stress of the designed incinerator under detonation of energetic materials was carried out using AUTODYN software. The influence of exhaust gas outlet, outlet position and detonation position of energetic materials on the anti-explosion performance of the incinerator was analyzed. Numerical simulation results show that the existence of the outlet destroys the continuity of the shell, therefore, the stress concentration occurs near the outlet, and the maximal stress appears at the upper edge of the outlet. Besides, as the diameter of the outlet increases, as the center of the outlet is closer to the shell cover, and as the detonation position of energetic materials is closer to the outlet, the stress concentration at the upper edge of the outlet becomes more serious. When the energetic material is close to the incinerator shell, the explosion will cause plastic deformation of the shell. Hence, when the diameter of outlet is determined, some measures can be taken to ensure the safety of the incineration process, such as keeping the outlet away from the seal plate, setting a stiffening ring at the outlet and keeping a certain distance between energetic materials and the shell.

Key words: waste energetic materials; incinerator; numerical simulation; detonation location; exhaust gas outlet

CLC number: TJ55

Document code: A

DOI: 10.11943/CJEM2021159

(责编: 王艳秀)