

柱面内爆驱动金属界面不稳定性的数值模拟研究*

刘军[†] 冯其京 周海兵

(北京应用物理与计算数学研究所, 北京 100094)

(2014年1月17日收到; 2014年3月18日收到修改稿)

对柱面爆轰驱动内壁刻有正弦扰动的金属钢壳与内部硅橡胶界面产生不稳定性问题进行数值模拟, 计算结果与实验结果定性符合. 与不考虑金属强度情况对比分析认为, 未熔化状态下金属强度对不稳定性具有较强抑制作用, 在某些加载条件下会使扰动增长率随扰动模数增加而减小. 之后, 对强度因素影响下内爆压缩驱动金属不稳定性问题的扰动发展规律进行了总结. 在聚心反射波到达壳体之前, 造成初始界面反转的RM不稳定性起主导作用, 随着扰动模数增加扰动由呈近似线性发展到基本不发展变化, 基本不变化后的扰动振幅也随模数增加而减小. 聚心反射波作用到壳体内界面后, 减速RT不稳定性作用明显增强, 与强度等因素共同作用造成扰动呈明显非线性发展. 无论是前期RM不稳定性主导阶段还是之后以减速RT不稳定性为主的扰动发展阶段, 强度因素均能造成未熔化状态下金属不稳定性截止波长存在.

关键词: 金属不稳定性, 柱面内爆, 强度, 扰动模数

PACS: 52.57.Fg, 47.20.-k, 47.20.Ma, 46.15.Ff

DOI: 10.7498/aps.63.155201

1 引言

内爆动力学聚心压缩过程中普遍存在的金属壳体界面不稳定性的产生及增长会直接影响内爆压缩效率, 从而降低装置的可靠性. 数值模拟内爆驱动金属界面不稳定性的产生和发展是惯性约束聚变^[1,2], Z-pinch^[3]和金属聚能射流^[4,5]等领域研究中的重要部分, 在以往计算中也观察到无不稳定性产生的一维球对称内爆模拟下的聚心物理量一般要比实验值大数倍甚至数十倍, 从而也反映出内爆驱动金属界面不稳定性研究对精确数值模拟的重要性.

在内爆动力学的某些实际问题研究中需要使用炸药爆轰驱动, 但爆轰加载压力一般为几十GPa量级不足以使多数金属熔化, 而在未熔化状态下强度因素可能会对金属不稳定性发展造成重要影响, 国外较多的金属不稳定性实验研究^[6-9]也说明了这个问题. 其中, Barnes等^[6]使用平面爆轰波通过空腔后冲击金属铝, 实现了强度金属的平面RT不

稳定性实验. Frachet等^[7]完成了柱面内爆驱动金属钢壳产生界面不稳定性实验, 由闪光照相分析得到了不同扰动模数下典型时刻的扰动增长值. 以上实验均在金属未熔化的情况下进行, 实验结果表明具有强度的金属不稳定性具有明显不同于纯流体不稳定性的特性. 近年何长江等^[10]数值模拟了平面外力边界条件加载下刻有正弦扰动的铝壳RT不稳定性问题, 文中分析认为强度因素可以造成金属RT不稳定性发展存在截止波长. 由于不稳定性非线性阶段后理论分析困难, 且金属不稳定性问题具有Atwood数接近1、物性差异大的特点, 造成数值模拟难度较大, 目前国内外对此问题的相关理论及数值模拟研究仍明显不足.

流场不稳定性发生的物理机理有很多^[11], 当轻流体加速重流体时会出现Rayleigh-Taylor(RT)不稳定性现象; 当冲击波穿过不同密度的两种流体界面时会产生Richtmyer-Meshkov(RM)不稳定性现象; 当两种物质间存在切向速度差, 则产生Kelvin-Helmholtz(KH)不稳定性. 而炸药爆轰驱

* 国家自然科学基金(批准号: 11372052, 11371065, 11371069)资助的课题.

[†] 通讯作者. E-mail: caepcfd@126.com

动金属界面不稳定性的发展变化是以上三种不稳定性共同作用的结果. 目前研究认为, 爆轰加载作用于金属内界面后, 首先RM不稳定性使内界面扰动获得一定速度后翻转形成尖钉, 之后金属尖钉在发展过程中受到RT不稳定性作用, 同时KH不稳定性会促使尖钉形成蘑菇状翻转, 直至断裂破碎形成混合.

本文使用自编的多介质弹塑性流体力学欧拉计算程序对柱面内爆驱动金属界面不稳定性进行数值模拟. 研究了强度因素、初始扰动模数对金属不稳定性发展的影响, 对强度因素影响下内爆压缩驱动金属不稳定性在不同阶段的扰动发展规律进行了总结.

2 计算方法

本文数值模拟使用自研的多介质弹塑性流体力学并行自适应程序MEPH^[12,13]进行计算. MEPH采用Strang提出的时间上至少为二阶精度的维数分裂方法^[14], 在空间上按X, Y, Z三个方向进行算子分裂, 对每个方向的方程组分别进行Lagrangian-Remapping两步计算: Lagrangian步计算使用多流体网格法^[15]; Remapping步中对纯网格采用二阶精度MUSCL格式输运; 在多介质混合网格计算方法中, 使用压力增量相等假设^[13]来封闭单速度多组分方程组, 应用Youngs方法与MOF方法^[16]相结合重构物质界面来防止界面弥散.

金属材料使用适用于高应变率计算的Steinberg-Guinan本构模型, 该模型将剪切模量和屈服作为压力和温度的函数, 对冲击波加载/卸载有较好的描述能力.

$$G = G_0 \left[1 + bp \cdot (\rho/\rho_0)^{1/3} - h(T - 300) \right], \quad (1)$$

$$Y = Y_0 (1 + \beta \varepsilon^p)^m \times \left[1 + bp \cdot (\rho/\rho_0)^{1/3} - h(T - 300) \right],$$

$$Y_0 (1 + \beta \varepsilon^p)^m \leq Y_{\max}, \quad (2)$$

$$T = (E - \varepsilon_0)/3R,$$

$$\varepsilon_0 = \varepsilon_{00} + \varepsilon_{01}x + \varepsilon_{02}x^2 + \varepsilon_{03}x^3 + \varepsilon_{04}x^4,$$

$$x = 1 - \rho_0/\rho, \quad (3)$$

$$T_m = T_{m0} (\rho/\rho_0)^{2/3} \exp [2\gamma_0 (1 - V)],$$

(若 $T > T_m$ 则金属熔化, 取 $Y = G = 0$), (4)

其中 G_0 为剪切模量, Y_0 为屈服强度, β 为硬化系数, m 为硬化指数, b 为剪切模量硬化系数, h 为温度软化系数, Y_{\max} 为最大屈服强度, 熔化温度为 T_{m0} .

在炸药爆轰数值模拟中, 使用Reaugh反应率函数模型, 该模型不对点火、增长过程进行严格区分, 不需迭代计算, 适合大尺度下爆轰过程计算.

$$\frac{d\lambda}{dt} = A\mu^\xi (1 - \lambda)^\zeta, \quad A = \frac{(1 + \xi)D}{(1 - \zeta)\mu_{CJ}^\xi \Delta}, \quad (5)$$

其中 λ 为反应率, D 为爆速, Δ 为网格尺度, ξ, ζ 为常数 (一般取 $\xi = 2, \zeta = 0.01$).

3 柱面内爆驱动金属界面不稳定性的数值模拟

3.1 柱面内爆实验模型的数值模拟

柱面内爆实验装置^[7,8]由直径200 mm的圆柱筒状高能炸药包裹在外径100 mm、厚为 h 的钢壳上, 内部填充满硅橡胶. 圆柱长度100 mm, 钢壳厚为 $h = 4$ mm, 内壁上刻有正弦扰动, 其模数为 n , 初始振幅为0.5 mm. 高能炸药被柱面波发生器起爆. 实验装置如图1所示.

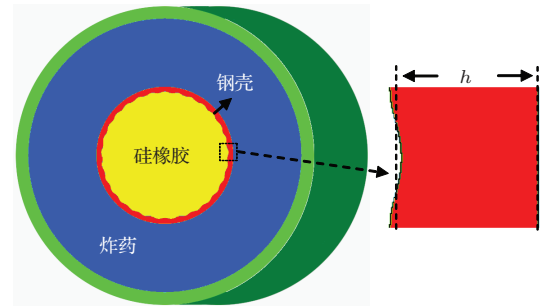


图1 柱面内爆实验装置示意图

实验中给出了如下两个模型的钢壳内壁扰动增长值: 1) $h = 4$ mm, $n = 13$; 2) $h = 4$ mm, $n = 29$. 由于文献中未说明使用的炸药种类和钢材材料型号, 这里通过数值预估选用C4炸药能够使外壳压力变化较好符合文献中给出的压力波形, 钢壳材料则选用一种低合金高强度钢Steel-4340钢进行计算.

金属壳体Steel-4340钢使用Mie-Gruneisen状态方程

$$p = \frac{\rho_0 c^2 \mu \left[1 + \left(1 - \frac{\gamma_0}{2} \right) \mu - \frac{a}{2} \mu^2 \right]}{\left[1 - (S_1 - 1)\mu - \frac{S_2 \mu^2}{(\mu + 1)} - \frac{S_3 \mu^3}{(\mu + 1)^2} \right]^2}$$

$$+ (\gamma_0 + a\mu) E, \tag{6}$$

其中 $\mu = \frac{\rho}{\rho_0} - 1$, $E = e\rho_0$, e 为单位质量内能, ρ_0 为初始密度, c 为零压声速, γ_0 为 Gruneisen 系数.

硅橡胶使用凝聚介质实用状态方程 [17]

$$p = (\gamma - 1) \rho e + c^2 (\rho - \rho_0). \tag{7}$$

在弱波近似下 γ 可取为

$$\gamma = 2\kappa - 1 + \sqrt{(2\kappa - 1)^2 - 1},$$

其中 κ 为常数.

C4 炸药使用 JWL 状态方程来描述:

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

具体计算参数见表 1—表 3.

表 1 硅橡胶计算参数

$\rho_0 / (\text{g/cm}^3)$	$c / (\text{km/s})$	κ
1.1	1.8	1.3

表 2 C4 炸药 JWL 参数

ρ $/ (\text{g/cm}^3)$	P_{cj} $/ \text{GPa}$	D $/ (\text{km/s})$	A $/ \text{GPa}$	B $/ \text{GPa}$	R_1	R_2	ω
1.601	28	8.193	609.8	13	4.5	1.4	0.25

计算模型可简化为二维平面问题, 外壁面施加固壁边界条件. 图 2 给出了 $n = 13$ 及 $n = 29$ 两个

计算模型下金属壳体从初始加速到减速过程中典型时刻的压力图像, 其中黑线分别标示出了爆轰产物与钢壳、钢壳与硅橡胶之间的物质界面.

表 3 Steel-4340 钢计算参数 [18]

ρ_0 $/ (\text{g/cm}^3)$	c_0 $/ (\text{km/s})$	S_1	S_2	S_3	γ_0	α	
7.81	4.578	1.33	0	0	1.67	0.43	
G_0 $/ \text{GPa}$	Y_0 $/ \text{GPa}$	Y_{\max} $/ \text{GPa}$	β	m	b $/ \text{GPa}^{-1}$	h $/ \text{K}^{-1}$	T_{m0} $/ \text{K}$
80.1	1.2	2.5	2	0.5	0.0206	0.0003	2310

计算模型中模数在 $n = 13$ 与 $n = 29$ 情况下的数值结果与实验值能够定性符合. 在图 3(b) 中看到, 初始爆轰波加载下钢壳内界面先是在 RM 不稳定性作用下出现翻转, 之后扰动以近似线性发展, 且扰动模数大的扰动增长率反而较小, 当硅橡胶内的聚心反射波作用回内界面后, 扰动振幅进一步发展, 同样呈现出扰动模数大的扰动增长较慢的情况. 分析认为, 在聚心反射波到达内界面之前 RM 不稳定起主导作用, 导致了此阶段扰动呈近似线性发展, 而此阶段壳体减速产生的 RT 不稳定性影响较小; 聚心反射波作用到内界面后, 减速 RT 不稳定性作用明显增强, 扰动增长率较之前阶段也有所增加. 在整个过程中, 认为未熔化状态下的强度因素是造成模数大时扰动增长率反而较小的主要原因, 下面进一步分析本问题中金属强度及初始扰动模数对扰动发展变化的影响.

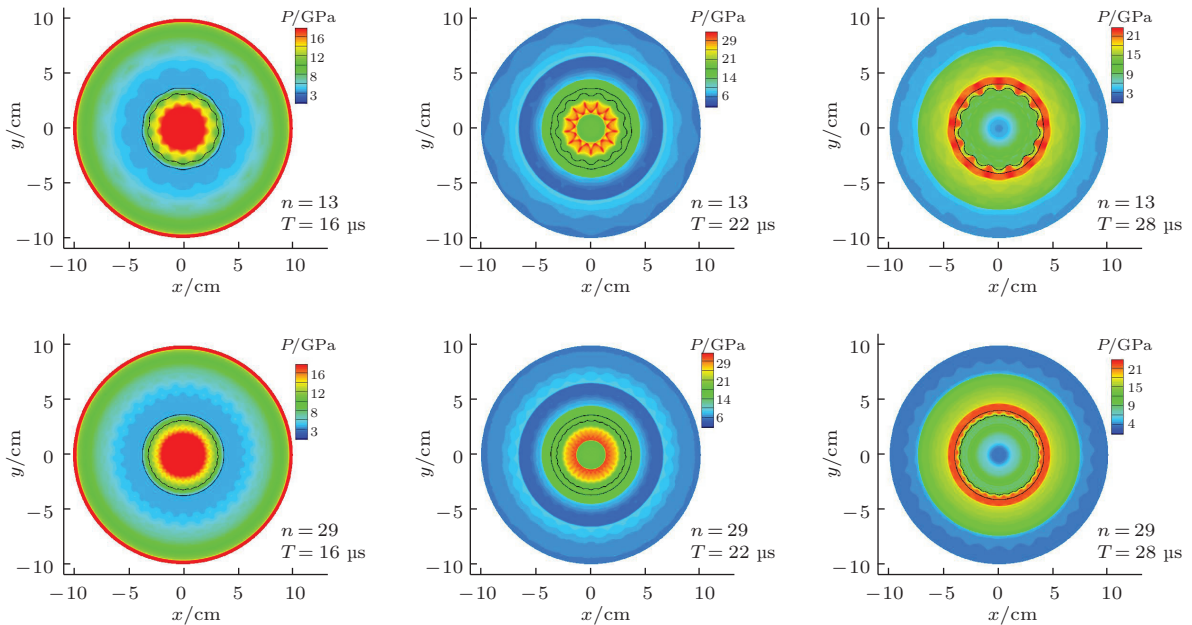


图 2 模数 $n = 13, 29$, $T = 16, 22, 28 / \mu\text{s}$ 时刻压力图像 (黑线标示物质分界面)

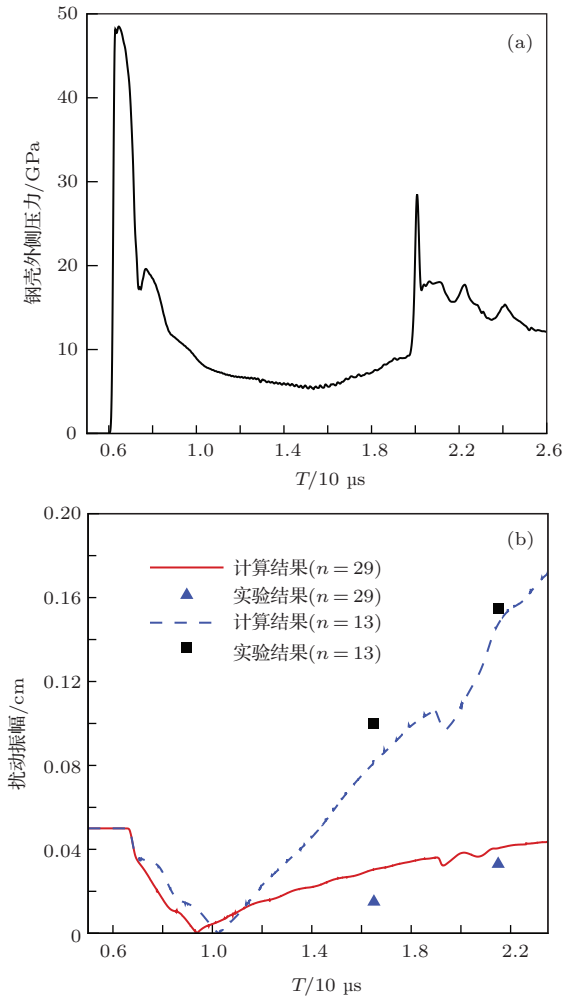


图3 (a) 在外壁面反射冲击波到达钢壳外界面之前, 外壳上的压力随时间变化; (b) 振幅随时间变化数值模拟结果与实验对比

3.2 弹塑性对金属不稳定性发展的影响

在计算模型其他参数不变情况下, 设置 $n = 13, 21, 29$ 三个模数下的壳体无弹塑性进行计算, 即将 4340 钢本构模型以纯流体模型进行数值模拟, 得到计算结果见图 4.

在不使用弹塑性本构的计算模型中, 扰动增长率随着模数的增加而增加, 符合纯流体不稳定性的规律正好相反, 说明金属强度对不稳定性发展具有较强抑制作用, 金属未熔化状态下不可忽略. 由图 4(b) 中的对比也可看到, 在强度影响下扰动尖钉未出现明显发展仍处于小扰动阶段, 而不考虑强度的计算结果中扰动已呈非线性发展, 且在 KH 不稳定性作用下尖钉头部已出现明显的蘑菇状翻转.

以理想弹塑性本构模型描述金属强度来进行简单的理论分析, 当应变较大情况下金属强度相当于纯流体情况下的恒定黏性力作用, 而应变较小时

金属处于弹性阶段则适用弹性流体不稳定性分析. 在流体不稳定性中, 黏性和弹性力均抑制扰动发展, 但不同的是黏性因素影响下不存在截止波长, 而弹性影响可以有截止波长存在. 在理想弹塑性本构条件下, 金属强度因素的影响类似于黏性与弹性共同作用下的流体不稳定性, 显然黏弹性流体不稳定性存在截止波长, 所以强度金属的 RT 或 RM 不稳定性也应有截止波长存在. 下面通过不同初始扰动模数的数值分析对此进行验证.

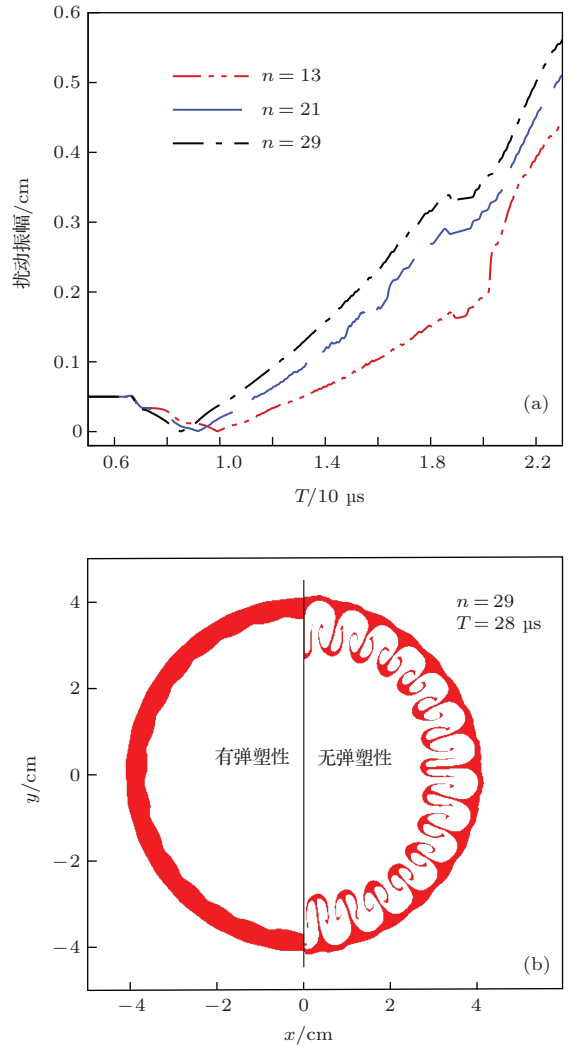


图4 (a) 不考虑弹塑性计算不同模数下扰动随时间变化图像; (b) $T = 28 \mu s, n = 29$ 下有/无弹塑性计算下钢壳扰动发展对比

3.3 不同模数下金属不稳定性发展的数值模拟

下面将上节计算模型中的初始扰动模数增加, 在外壁面上的反射冲击波到达钢壳外界面之前, 分析不同模数情况下的扰动发展变化规律.

由图5中不同模数情况下金属不稳定性发展变化,结合图3(a)中标示的两个压力波峰,将内爆压缩过程分为如下两个阶段分别讨论:

1) 起爆后 $T \approx 6 \mu\text{s}$ 爆轰波到达钢壳外表面,在硅橡胶聚心反射波作用回钢壳内界面之前, RM 不稳定性造成钢壳界面扰动翻转后呈近似线性发展. 由于强度因素影响随着扰动模数增加扰动增长率减小,当扰动模数增加到一定值后扰动由近似线性发展变为基本不增长,且基本稳定不增长后的扰动振幅也随着扰动模数增加而减小,说明强度因素能够造成 RM 不稳定性为主导的本阶段内的扰动发展存在截止波长.

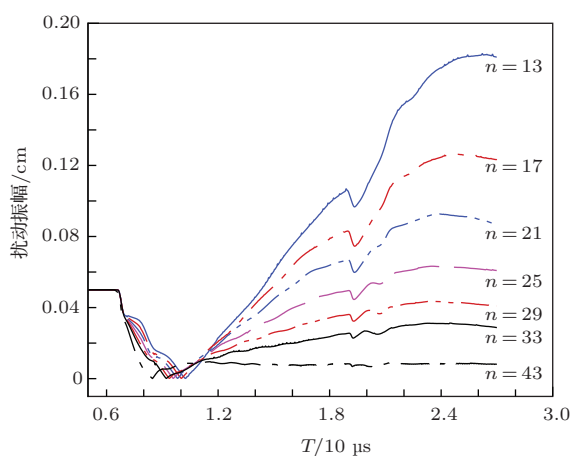


图5 初始扰动相同振幅、不同模数情况下扰动发展变化图像

2) $T \approx 19 \mu\text{s}$ 时刻后,硅橡胶内的聚心反射波作用回钢壳内界面造成减速 RT 不稳定性作用明显增强,由图5看到本阶段起始较短时间内各个模数下的扰动增长率均较上一阶段有明显增加,但是在上一阶段呈明显线性增长的扰动在本阶段起始经历较快速增长后扰动发展均明显放缓直至基本不发展. 分析认为,本阶段在 RT 不稳定性主导作用下强度因素仍能造成截止波长存在,且本阶段强度因素的影响要强于上一阶段. 本文认为造成本阶段 RT 不稳定性增强的聚心反射波弱于初始爆轰加载于钢壳的加载压力(见图3(a)),是强度因素在本阶段影响强于上一阶段的原因.

这里也需指出,在实际问题中若聚心过程存在金属熔化效应则应区别对待,而且在金属未熔化阶段若聚心反射波强于初始加载压力则强度因素在后一阶段的影响也应弱于第一阶段,即不会出现本文数值模拟中在在第一阶段原本线性增长的扰动进入第二阶段后经历短暂增长后快速放缓的现象.

4 结 论

本文使用自编的多介质弹塑性流体力学欧拉计算程序对炸药柱面内爆驱动金属界面不稳定性进行了数值模拟,计算结果与实验结果定性符合. 之后进一步分析了金属强度、初始扰动模数对本问题中扰动发展变化规律的影响. 分析认为,未熔化状态下强度因素对不稳定性发展有较强抑制作用,未熔化状态下不可忽略. 对本文问题而言,聚心反射波达到壳体内界面之前造成初始内界面翻转的 RM 不稳定性起主导作用,而聚心反射波作用到壳体内界面之后减速 RT 不稳定性起主导作用,在两个阶段内强度因素均使得扰动增长率随模数增加而减小直至基本不发展,即对于内爆压缩驱动金属不稳定性问题在金属未熔化状态下的整个过程中强度因素均能造成不稳定性发展存在截止波长.

参考文献

- [1] Ye W H, Zhang W Y, He X T 2000 *Acta phys. Sin.* **49** 762 (in Chinese) [叶文华, 张维岩, 贺贤士 2000 物理学报 **49** 762]
- [2] Wu J F, Ye W H, Zhang W Y, He X T 2003 *Acta Phys. Sin.* **52** 1688 (in Chinese) [吴俊峰, 叶文华, 张维岩, 贺贤士 2003 物理学报 **52** 1688]
- [3] Duan Y Y, Guo Y H, Wang W S, Qiu A C 2004 *Acta Phys. Sin.* **53** 3429 (in Chinese) [段耀勇, 郭永辉, 王文生, 邱爱慈 2004 物理学报 **53** 3429]
- [4] Shao J L, Wang P, He A M, Qin C S 2012 *Acta Phys. Sin.* **61** 184701 (in Chinese) [邵建立, 王裴, 何安民, 秦承森 2012 物理学报 **61** 184701]
- [5] Wang P, Shao J L, Qin C S 2012 *Acta Phys. Sin.* **61** 234701 (in Chinese) [王裴, 邵建立, 秦承森 2012 物理学报 **61** 234701]
- [6] Barnes J F, Blewett P J, McQueen R G 1974 *J. Appl. Phys.* **45** 727
- [7] Frchet V, Geleznikoff F, Guix F, Hauducoeur F, Legrand M, Wilke N, Wullschleger M 1989 *the Proceedings of the 2nd International Workshop on the Physics of Compressible Turbulent Mixing*, Pleasanton, November, 1989 p849
- [8] Colvin J D, Legrand M, Remington B A 2003 *J. Appl. Phys.* **93** 5287
- [9] Terones G 2005 *Phys. Re. E* **71** 036306
- [10] He C J, Zhou H B, Hang Y H 2009 *Sci. China* **39** 1170 (in Chinese) [何长江, 周海兵, 杭义洪 2009 中国科学 **39** 1170]
- [11] Wang J H 1994 *2D-Unsteady Fluid Flow and shockwave* (Beijing: Science Press) p348 (in Chinese) [王继海 1994 二维非定常流体和激波 (北京: 科学出版社) 第 348 页]

- [12] Liu J, He C J, Liang X H 2008 *Chin. J. High Press. Phys.* **22** 72 (in Chinese) [刘军, 何长江, 梁仙红 2008 高压物理学报 **22** 72]
- [13] Liu J, Wang Y J, Liang X H 2013 *Chin. J. Comput. Mech.* **30** 699 (in Chinese) [刘军, 王言金, 梁仙红 2013 计算力学学报 **30** 699]
- [14] Strang G 1968 *J. Numer. Anal.* **5** 506
- [15] Li D Y, Xu G R, Shui H S, He G Y, Chen G N, Yuan G X 1998 *Numerical Simulation Method of 2D-Unsteady Fluid Flow* (Beijing: Science Press) p112 (in Chinese) [李德元, 徐国荣, 水鸿寿, 何高玉, 陈光南, 袁国兴 1998 二维非定常流体力学数值方法 (北京: 科学出版社) 第112页]
- [16] Liu J, Feng Q J, He C J 2008 *MOF interface reconstruction method and application GF-A 0114788* (in Chinese) [刘军, 冯其京, 何长江 2008 MOF 界面重构方法及应用中国国防科学技术报告 GF-A 0114788]
- [17] Li W X 2003 *One dimensional unsteady flow and shock wave* (Beijing: National Defence Industry Press) p40 (in Chinese) [李维新 2003 一维不定常流与冲击波 (北京: 国防工业出版社) 第40页]
- [18] Steinberg D J 1996 *Equation of State and Strength Properties of Selected Materials* UCRL-MA-106439

Simulation study of interface instability in metals driven by cylindrical implosion*

Liu Jun[†] Feng Qi-Jing Zhou Hai-Bing

(Institute of Applied Physics and Computational Mathematics, Beijing 100094, China)

(Received 17 January 2014; revised manuscript received 18 March 2014)

Abstract

Simulation of metal instability with the initial sine perturbation on the inside of the metal shell driven by cylindrical implosion is made, and the simulation results is in accordance with the experiments. By comparing with the simulation result without considering the strength of the metals, the analysis shows that the strength of unmelted metal has a strong inhibitory effect to the metal instability, and under certain loading conditions the growth rate of the perturbation will decrease with the increase of the perturbation mode number. After that, the laws of the metal instability under explosive-driven conditions are summarized. Before the implosion reflected wave arrives at the shell, RM instability plays a dominant role. After the implosion reflected wave is applied to the shell, RT instability is significantly enhanced, the effect combined with the strength of the perturbations shows a nonlinear evolution. Under both RM and RT instability condition, the strength of metal could cause the cutoff wavelength to exist in unmelted state.

Keywords: metal instability, cylindrical implosion, strength, perturbation mode number

PACS: 52.57.Fg, 47.20.-k, 47.20.Ma, 46.15.Ff

DOI: 10.7498/aps.63.155201

* Project supported by the National Natural Science Foundation of China (Grant Nos. 11372052, 11371065 11371069).

† Corresponding author. E-mail: caepcfd@126.com