



# 非平面激波诱导斜界面变形的大涡模拟研究

刘 仪, 管永康, 章利特

(浙江理工大学机械与自动控制学院, 杭州 310018)

**摘 要:** 激波与气-液界面的相互作用是超声速燃烧和惯性约束聚变等工程应用中常见且复杂的物理现象。针对其中更具实际意义的非平面激波与气-液两相斜界面相互作用问题,开展了基于VOF(Volume of fluid)模型的大涡模拟研究,分析了入射激波强度、初始振幅和气-液斜界面倾角等参数对界面变形和湍流混合现象的影响规律。结果表明:入射激波强度和斜界面倾角大小是界面变形和湍流混合发展进程的主要影响因素,而初始振幅对其影响相对较小;在给定的工况下,湍流混合区宽度随时间增长,提高入射激波强度和增大气-液斜界面倾角可以显著地加快界面变形和湍流混合的演化进程;随着初始振幅的增加,斜界面发生变形的时间缩短,界面凸起结构的成型速度加快。所得结果对后续针对非平面激波的三维模拟研究具有一定的指导意义。

**关键词:** 非平面激波;VOF模型;大涡模拟;湍流混合;气-液两相斜界面

**中图分类号:** O34.5

**文献标志码:** A

**文章编号:** 1673-3851(2021)05-0335-08

## Large eddy simulation of oblique interface deformation induced by non-planar shock waves

LIU Yi, GUAN Yongkang, ZHANG Lite

(Faculty of Mechanical Engineering & Automation, Zhejiang Sci-Tech University, Hangzhou 310018, China)

**Abstract:** The interaction between shock wave and gas-liquid interface is a common and complex physical phenomenon in engineering applications such as supersonic combustion and inertial confinement fusion. In this paper, large eddy simulation (LES) research based on VOF (volume of fluid) model is carried out to study the interaction between non-planar shock wave and gas-liquid two-phase oblique interface. The effects of the intensity of incident shock wave, the initial amplitude and the inclination angle of gas-liquid oblique interface on interface deformation and turbulent mixing are analyzed. The results show that the intensity of incident shock wave and the inclination angle of oblique interface are major factors affecting the development of interface deformation and turbulent mixing, while the initial amplitude has relatively little effect on it. Under the given conditions, the width of turbulent mixing zone grows over time. The evolution process of interface deformation and turbulent mixing can be significantly expedited by increasing the intensity of incident shock wave and the inclination angle of gas-liquid oblique interface. With the increase of initial amplitude, the deformation time of phase interface is shortened, and the forming speed of the interface bulge structure is accelerated. The results have certain guiding significance for the subsequent three-dimensional simulation of non-planar shock wave.

**Key words:** non-planar shock wave; VOF model; large eddy simulation; turbulent mixing; gas-liquid two-phase oblique interface

## 0 引言

激波与气-液界面的相互作用是超声速燃烧和惯性约束聚变等工程应用中常见且复杂的物理现象。激波冲击气-液两相斜界面后,会诱导界面失稳,引发界面变形和湍流混合现象。刘金宏等<sup>[1]</sup>通过实验研究发现,入射激波自身特征参数和斜界面倾角,对界面变形和湍流混合区域的发展具有重要的影响。Olmstead等<sup>[2]</sup>针对激波驱动界面变形现象进行了实验研究,发现入射激波强度的变化对湍流混合区宽度的发展具有显著影响。江荣宝等<sup>[3]</sup>基于高速阴影技术的实验研究表明,斜界面倾角是影响湍流混合区的演化的关键因素。陆小革等<sup>[4]</sup>基于平面激光散射技术的实验研究表明,入射激波强度对湍流混合现象的影响显著。翟志刚等<sup>[5]</sup>利用激波管对可压缩流体的界面不稳定性进行了实验研究,发现初始振幅的改变会对界面变形的发展产生影响。基于以上实验可知,入射激波强度、初始振幅和斜界面倾角等参数的变化对界面变形的演化进程具有不同程度的影响。

在数值模拟研究方面,蒋华等<sup>[6]</sup>对激波诱导界面变形的演化过程进行了二维数值模拟,分析了初始振幅对湍流混合区宽度发展过程的影响规律。Sethuraman等<sup>[7]</sup>数值研究了入射激波强度对湍流混合进程的影响,发现湍动能动态分布与入射激波强度密切相关。Zhai等<sup>[8]</sup>针对二维单模界面的失稳变形过程进行了数值模拟,分析了入射激波强度对界面形貌演化的影响规律。Zhang等<sup>[9]</sup>针对正弦阵面激波诱导界面变形的现象进行了数值模拟,发现入射激波强度在不同阶段对湍流混合区发展的影响不同。李灵敏<sup>[10]</sup>采用VOF模型和大涡模拟方法相结合的方法,对界面变形和湍流混合现象进行了研究,得到了与实验一致的数值结果,证明该方法可以在节约计算资源的同时保证求解精度。李伟<sup>[11]</sup>针对激波驱动界面变形的现象进行了数值模拟,发现界面倾角大小对界面形貌的演化有显著影响。王德鑫等<sup>[12]</sup>应用大涡模拟方法,研究了激波对湍流混合发展的影响规律,分析了拐角下游湍流混合区域发展和流场结构特征演变的规律。Evrin等<sup>[13]</sup>应用大涡模拟方法,在OpenFOAM上研究了冷暖水流的湍流混合发展过程对近壁面温度波动的影响,指出合适的网格分辨率是得到预期数值结果的基础。王涛等<sup>[14]</sup>针对多模态初始扰动诱发的界面失稳和湍流混合现象进行了大涡模拟研究,分析了波

系演化对界面变形和湍流混合现象的影响规律和物理机制,发现湍流混合区发展有强的各向异性。李俊涛等<sup>[15]</sup>针对激波冲击V型界面引发的界面变形现象进行了数值研究,捕捉了界面形貌的微观结构,得到了界面移动速度和混合区宽度增长率等特征量。许常悦等<sup>[16]</sup>和柏劲松等<sup>[17]</sup>针对激波诱导界面变形和湍流混合现象的开展了大涡模拟研究,证明大涡模拟方法对流动细节和湍流旋涡具有优秀的捕捉能力。基于以上研究可知,VOF模型在气-液相界面表征方面表现良好,大涡模拟方法在界面失稳演变和湍流混合预测方面具有优势。

已有研究主要针对的是经典平面激波与气-液斜界面的相互作用问题,而激波强度、幅值和界面倾角的初始值对界面变形和湍流混合现象的演化进程具有重要影响。在工程应用中,关于伴随初始扰动的非平面激波与气-液两相斜界面间相互作用问题的研究更具实际意义,但其相关物理机理的研究有待进一步深入。因此,本文针对二维平面上正弦阵面激波与气-液斜界面的相互作用问题,采用基于VOF模型的大涡模拟方法,开展入射激波强度、初始振幅和相界面倾角等因素对界面变形影响规律的研究,对后续三维高精度研究的开展一定的指导意义。

## 1 计算模型和数值方法

### 1.1 计算模型

本文采用的流体计算模型的计算域,在X方向正方向上长度为35 mm,在Y方向正方向长度为250 mm,入射激波前沿波阵面函数由式(1)给出:

$$y = A_1 \sin(\omega_1 x + \varphi_1) + Y_1 \quad (1)$$

其中:激波前沿正弦波阵面初始平衡位置 $Y_1 = 40$  mm,频率 $\omega_1 = 2\pi/\lambda_1$ ,初始振幅为 $A_1$ ,初始相位 $\varphi_1 = 3\pi/4$ 。为保证X方向上可放置一个完整周期的正弦波,取入射激波初始波长 $\lambda_1 = 35$  mm,气液两相界面初始平衡位置起点在 $Y = 60$  mm处。

本文数值模拟研究工况中非平面入射激波马赫数 $Ma$ 分别为1.4、1.6和1.8,入射激波前沿波阵面初始振幅 $A_1$ 分别为2、4 mm和6 mm,气-液两相斜界面初始倾角 $\theta$ 分别为 $0^\circ$ 、 $5^\circ$ 和 $10^\circ$ 。激波入射方向和重力加速度方向均沿Y轴正方向,重力加速度大小为 $9.8 \text{ m/s}^2$ ,当入射激波初始振幅 $A_1 = 2$  mm、气-液两相斜界面倾角 $\theta = 10^\circ$ 时,相应的计算模型的示意图如图1所示。在图1中,波后气相区域内的流体参数设为激波通过后气相流体对应的各项热力学参数,而波前气相和水相区域的流体参数

设为在温度为 25 ℃、压力为一个标准大气压且初速为 0 条件下气相和液相流体的各项热力学参数。在激波前沿波阵面和气-液两相斜界面附近区域,流体的各项热力学参数变化剧烈,因此需对气相流体区域和近交界面液相流体区域进行加密。本文采用增加网格节点数的方式进行网格加密,得到网格总数分别为 8 万、14 万和 20 万的三套网格。本文针对湍流混

合区宽度的变化开展网格无关性验证,在相同条件下,使用 8 万与 14 万的网格时湍流混合区宽度值的变化在 5% 以上,而使用 14 万与 20 万的网格时值的变化在 1% 以内。故本文选用节点数为 800×180、总数为 14 万的网格进行计算。在柏劲松等<sup>[17]</sup>针对激波驱动界面失稳现象的大涡模拟研究中,相似尺度网格所得结果的有效性和准确性已经得到验证。

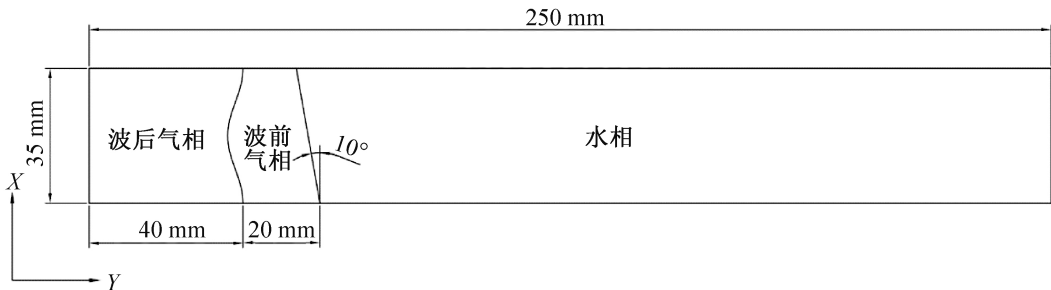


图 1 计算模型示意

本文的计算模型,在进行流体仿真时,上下边界条件均设为无滑移固壁,流体域左边界和右边界分别设为压力进口边界和压力出口边界。流体计算域在 Y 方向的长度足够,可以保证湍流混合区充分发展。

由激波关系式(2)—(4)可以计算得到给定初始条件下的可压缩流体在激波经过前后的各项热力学参数:

$$Ma^2 = \frac{\gamma_1 - 1}{2\gamma_1} + \frac{\gamma_1 + 1}{2\gamma_1} \frac{p_2}{p_1} \tag{2}$$

$$u_2 = a_1 \sqrt{\frac{2}{\gamma_1} \frac{p_2/p_1 - 1}{\sqrt{(\gamma_1 - 1) + (\gamma_1 + 1)(p_2/p_1)}}} \tag{3}$$

$$T_2 = T_1 \frac{p_2}{p_1} \frac{(\gamma_1 + 1) + (\gamma_1 - 1)(p_2/p_1)}{(\gamma_1 - 1) + (\gamma_1 + 1)(p_2/p_1)} \tag{4}$$

其中: $a_1$  为空气中的音速, $u_2$  为激波经过后流体的速度, $p_2$  为激波经过后流体的压力, $T_2$  为激波经过后流体的温度。本文  $\gamma_1$  取 1.4,  $p_1=1.01\times10^5$  Pa,  $T_1=298.15$  K。据此可计算得到初始条件为室温 25 ℃、一个标准大气压时不同强度激波经过前后空气的各项热力学参数值,具体值见表 1。

表 1 激波经过前后空气和水相各项热力学参数值				
流体域	$Ma$	$p_2/\text{Pa}$	$u_2/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	$T_2/\text{K}$
波后空气	1.4	214809	198	376
	1.6	285737	282	416
	1.8	366121	360	459
波前空气/水相	1.4			
	1.6	101325	0	298
	1.8			

1.2 控制方程

本文应用基于 VOF 模型的大涡模拟方法开展了数值研究。流体控制方程的基本形式通过连续性方程和动量方程分别给出,如式(5)—(6)所示:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{u}) = 0 \tag{5}$$

$$\frac{\partial (\rho \mathbf{u})}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{u} \mathbf{u}) = -\nabla P + \nabla \cdot \mathbf{S} + \rho \mathbf{g} + \mathbf{F}_s \tag{6}$$

其中: $\rho$  代表流体密度, $t$  代表时间, $\mathbf{u}$  代表流体速度, $P$  代表流体压力, $\mathbf{g}$  代表重力加速度, $\mathbf{S}=2\mu\mathbf{D}$  表示粘性应力张量, $\mu$  代表动力粘度, $\mathbf{D}=1/2(\nabla\mathbf{u}+\nabla\mathbf{u}^T)$ 。根据流体混合定律式(7)—(8)可以解得式(5)—(6)中的物性参数:

$$\mu = \alpha\mu_v + (1 - \alpha)\mu_l \tag{7}$$

$$\rho = \alpha\rho_v + (1 - \alpha)\rho_l \tag{8}$$

其中: $\alpha$  代表气相体积分数, $\rho_v$  和  $\rho_l$  分别代表气相和液相流体的密度, $\mu_v$  和  $\mu_l$  分别代表气相和液相流体的黏性系数。根据 Brackbill 等提出的连续表面张力模型可以求得表面张力  $F_s$ ,如式(9)所示:

$$\mathbf{F}_s = \gamma\kappa\nabla\alpha \tag{9}$$

其中: $\gamma$  代表表面张力系数。式(10)给出了曲率  $\kappa$  的表现形式:

$$\kappa = -\nabla \cdot \frac{\nabla \alpha}{|\nabla \alpha|} \tag{10}$$

湍流是由各种不同尺寸的涡流组成,较大尺寸的涡流主要影响流动中的湍流扩散、能量传递和动量传递,而较小尺寸的涡流通过脉动耗散的方式起作用。滤波函数的作用是将不同的涡按自身大小尺

寸分开,一方面通过 Navier-Stokes 方程直接求解较大尺寸的涡,另一方面通过构造的亚格子模型对较小尺寸的涡求解。类似的,可以将速度依据其尺度大小分为两个部分,其分量形式如式(11)所示:

$$\mathbf{u}_i = \mathbf{u}_{il} + \mathbf{u}_{is} \tag{11}$$

其中:  $\mathbf{u}_{il}$  代表大尺度流动,  $\mathbf{u}_{is}$  代表小尺度流动。滤波函数通过式(12)控制大尺度流动:

$$\mathbf{u}_{il}(\mathbf{x}) = \int_C f(\mathbf{x}; \mathbf{x}') \mathbf{u}_i(\mathbf{x}') d\mathbf{x}' \tag{12}$$

其中:  $C$  指代流动区域;  $\mathbf{x}$  表示空间位置向量;  $f(\mathbf{x}; \mathbf{x}')$  表示滤波函数,当涡的尺寸小于网格尺寸时滤波函数  $f(\mathbf{x}; \mathbf{x}') = 1/\Delta^3$ , 否则取 0,  $\Delta$  代表过滤尺度。式(13)给出了滤波后纳维斯托克斯方程的表达式:

$$\frac{\partial(\rho \mathbf{u}_{il})}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial \mathbf{x}_j}(\rho \mathbf{u}_{il} \mathbf{u}_{jl}) = \frac{\partial}{\partial \mathbf{x}_j} \left( \mu \left( \frac{\partial \mathbf{u}_{il}}{\partial \mathbf{x}_j} + \frac{\partial \mathbf{u}_{jl}}{\partial \mathbf{x}_i} \right) \right) - \frac{\partial P_l}{\partial \mathbf{x}_i} - \frac{\partial \boldsymbol{\tau}_{ij}}{\partial \mathbf{x}_j} + \rho \mathbf{g}_i + \mathbf{F}_{si} \tag{13}$$

其中:  $P_l$  代表大尺度涡受到的压力,  $\boldsymbol{\tau}_{ij}$  代表亚格子应力张量,式(14)给出其形式:

$$\boldsymbol{\tau}_{ij} = \rho \mathbf{u}_{il} \mathbf{u}_{jl} - \rho \mathbf{u}_{il} \mathbf{u}_{jl} \tag{14}$$

Smagorinsky 在 1963 年提出了基于 Boussinesq 假设建立的 Smagorinsky 模型<sup>[18]</sup>,其给出了  $\boldsymbol{\tau}_{ij}$  与大尺度变形速率张量之间的表达关系式,如式(15)所示:

$$\boldsymbol{\tau}_{ij} - \frac{1}{3} \boldsymbol{\tau}_{kk} \delta_{ij} = -2 \mu_t \bar{S}_{ij} \tag{15}$$

其中:  $\delta_{ij}$  代表二阶克罗内克尔函数,  $\bar{S}_{ij}$  代表可解尺度的变形率张量,  $\mu_t$  表示亚格子涡粘性系数,式(16)给出其关系式:

$$\mu_t = (C_s \Delta)^2 |\bar{\mathbf{S}}| \tag{16}$$

其中:  $|\bar{\mathbf{S}}| = \sqrt{2 \bar{S}_{ij} \bar{S}_{ij}}$  表示变形率张量的值;  $C_s$  是一个无量纲参数,鉴于其没有合适的普适性参数,故本文采用动态 Smagorinsky-Lilly 模型,通过计算各处流动信息动态赋值,克服了标准 Smagorinsky 模型耗散程度过大的缺点。

2 结果与讨论

2.1 入射激波强度对斜界面变形的影响

在研究非平面激波诱导气-液两相斜界面变形和湍流混合现象的演化规律时,入射激波的强度是一个非常重要的影响因素。本节主要考察入射激波强度对气-液两相斜界面变形的影响规律。在本节的研究工况中,入射激波强度  $Ma$  分别为 1.4、1.6 和 1.8,入射激波前沿波阵面函数均为  $y = 4 \sin\left(\frac{2\pi}{35}x + \frac{3}{4}\pi\right) +$

40, 气-液两相界面斜倾角  $\theta$  均为  $10^\circ$ 。

图 2 给出了激波强度  $Ma$  分别为 1.4、1.6 和 1.8 时,斜界面变形发展过程依次在  $t = 0、1、2、3、4$  ms 和 5 ms 时刻的数值模拟气相云图。如图 2 所示,随着入射激波强度的增大,相同时刻两相界面上凸起结构的成型速度和结构尺寸明显增大,界面变形程度明显提升。在湍流混合初期,随着入射激波强度的增大,两相斜界面发生形变的时间缩短。在湍流混合后期,激波强度较大的工况会出现凸起结构脱落和破碎的现象。当激波强度增大到  $Ma = 1.8$  时,两相界面上的凸起结构成型速度最快,湍流混合后期发生的结构破碎和脱落现象最显著,界面变形程度最剧烈。

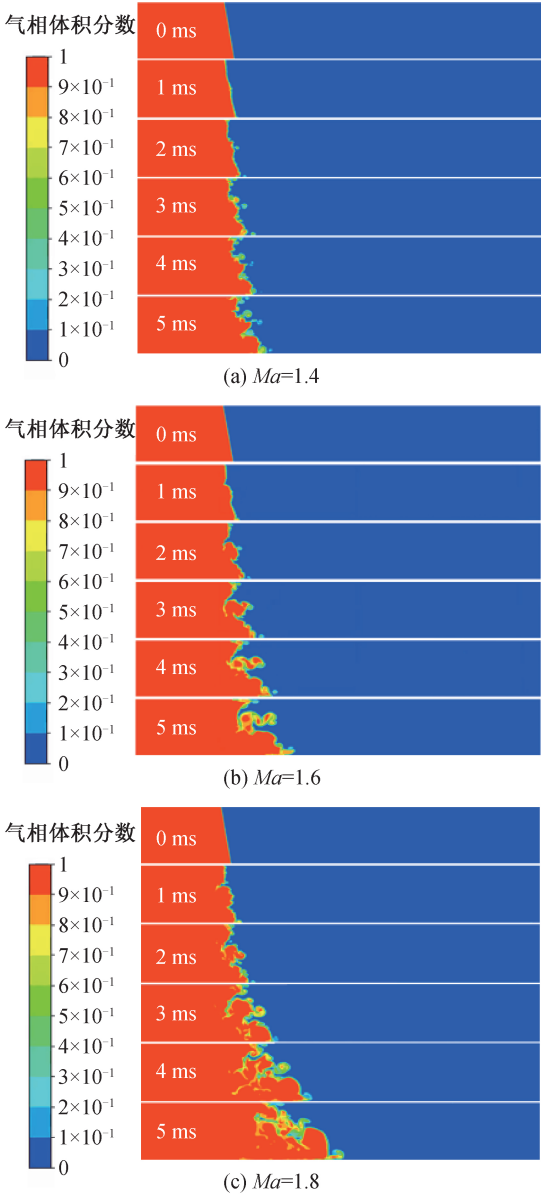


图 2 不同入射激波强度时非平面激波诱导气-液两相斜界面变形的数值模拟气相云图



图3是入射激波强度  $Ma=1.4$  时,斜界面变形发展过程在  $t=1.5\text{ ms}$  时刻的数值模拟气相云图。为定量分析入射激波强度、初始振幅和气-液两相斜界面倾角等因素对界面失稳的影响,本文参照江荣宝等<sup>[3]</sup>的工作,用如图3所示的两条与初始相界面平行的直线,将最大凸起和空心曲面结构包含其中,将直线之间的区域定义为湍流混合区域,并将直线间的垂直距离定义为湍流混合区宽度  $W$ 。

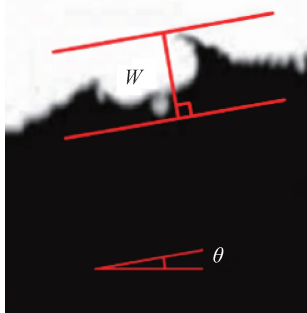


图3 湍流混合区宽度定义示意

图4给出了入射激波强度  $Ma$  分别为 1.4、1.6 和 1.8 时,湍流混合区宽度随时间变化的生长曲线。从图4中可以看出:给定工况下,湍流混合区宽度整体上呈随时间增长的趋势,相同时刻时湍流混合区宽度随入射激波强度的增加而增大;当入射激波强度  $Ma=1.4$  时,混合区宽度的增长率相对较小,湍流混合区宽度生长过程相对平缓;当入射激波强度  $Ma$  为 1.6 和 1.8 时,混合区宽度的增长率较大,湍流混合后期两相界面上凸起结构的脱落和破碎加剧了湍流混合的程度,湍流混合区宽度的增长率持续增大,湍流混合区宽度呈随时间呈加速生长的趋势。

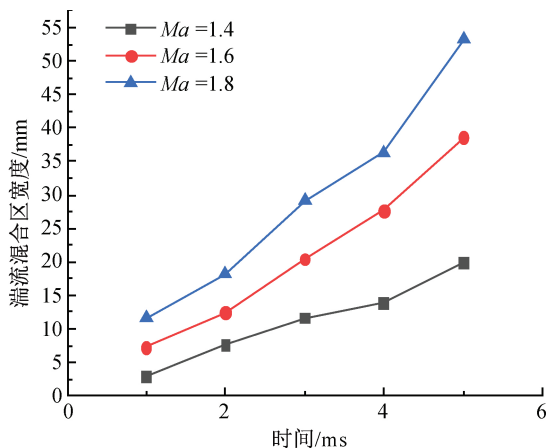


图4 不同激波强度下湍流混合区宽度的变化情况

## 2.2 斜界面倾角对斜界面变形的影响

气-液两相斜界面的倾角同样是气-液两相斜界面变形和湍流混合现象的影响因素之一,本节主要研究斜界面倾角对气-液两相斜界面变形的影响规

律。在本节的研究工况中,入射激波强度均为  $Ma=1.6$ ,入射激波的前沿波阵面函数均为  $y = 4\sin\left(\frac{2\pi}{35}x + \frac{3}{4}\pi\right) + 40$ ,气-液两相斜界面倾角  $\theta$  分别为  $0^\circ$ 、 $5^\circ$  和  $10^\circ$ 。

图5给出了斜界面倾角  $\theta$  分别为  $0^\circ$ 、 $5^\circ$  和  $10^\circ$  时,斜界面变形发展过程依次在  $t=0$ 、1、2、3、4 ms 和 5 ms 时刻的数值模拟气相云图。如图5所示,当倾角为  $0^\circ$  时,两相界面上的凸起结构随时间的推进逐渐成形,整体呈轴对称分布。当倾角不为 0 时,随着斜界面倾角的增大,界面上下侧凸起结构成型速度和结构尺寸的不对称性愈发显著。相同时刻时,倾斜方向下侧的凸起结构相较于上侧,表现出成型速度慢且结构尺寸小的特征。斜界面上侧凸起结构顶部随时间的增长逐渐锐化,在湍流混合后期发生结构脱落和破碎的现象,斜界面下侧凸起结构顶部随时间的增长发生钝化,并逐渐与近壁面处的空心曲面结构混合。

图6给出了斜界面倾角  $\theta$  分别为  $0^\circ$ 、 $5^\circ$  和  $10^\circ$  时,湍流混合区宽度随时间变化的生长曲线图。从图6中可以看出:在给定工况下,湍流混合区宽度整体上呈随时间增长的趋势,随斜界面倾角的增加,相同时刻时湍流混合区宽度会增大;在湍流混合初期,不同工况下湍流混合区宽度的生长曲线较为接近,此时斜界面倾角大小的变化对混合区宽度的生长影响较小;在湍流混合后期,沿界面倾斜方向的重力分量对界面变形的影响效果增大,随着斜界面倾角的增加,湍流混合区宽度的值和增长速率同步增加;当斜界面倾角  $\theta=10^\circ$  时,相同时刻时湍流混合区宽度的值和增长率均为最大,湍流混合区宽度呈随时间加速增长的趋势。

## 2.3 入射激波初始振幅对斜界面变形的影响

入射激波的初始振幅也是气-液两相斜界面变形和湍流混合现象的影响因素之一。本节主要研究入射激波初始振幅对气-液两相斜界面变形的影响规律。在本节的研究工况中,入射激波强度均为  $Ma=1.6$ ,入射激波的前沿波阵面函数分别为  $y = 2\sin\left(\frac{2\pi}{35}x + \frac{3}{4}\pi\right) + 40$ 、 $y = 4\sin\left(\frac{2\pi}{35}x + \frac{3}{4}\pi\right) + 40$  和  $y = 6\sin\left(\frac{2\pi}{35}x + \frac{3}{4}\pi\right) + 40$ ,气-液两相界面斜倾角  $\theta$  均为  $10^\circ$ 。

图7给出了入射激波初始振幅  $A_1$  分别为 2、4 mm 和 6 mm 时,斜界面变形发展过程依次在  $t =$

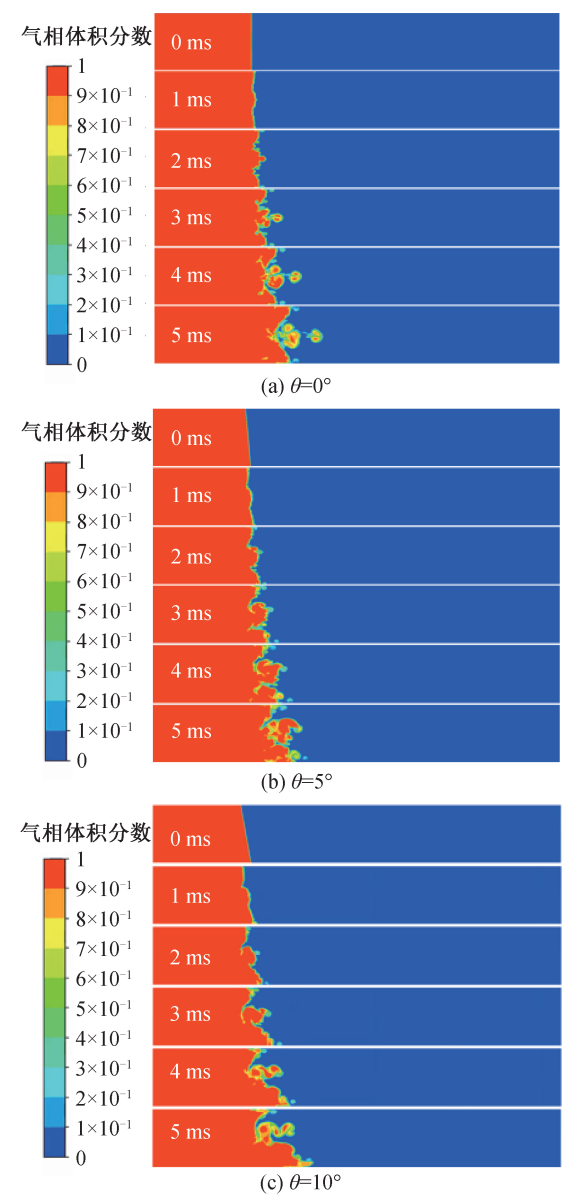


图5 相界面倾角不同时非平面激波诱导气-液两相斜界面变形的数值模拟气相云图

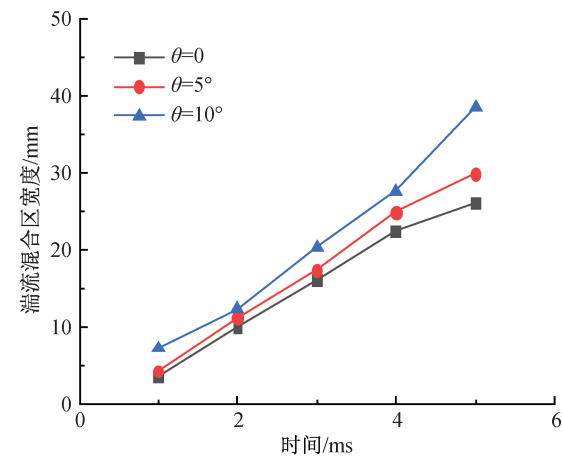


图6 不同斜界面倾角下端流混合区宽度的变化曲线

0、1、2、3、4 ms 和 5 ms 时刻的数值模拟气相云图。如图 7 所示,随着入射激波初始振幅的增大,斜界面上凸起结构的成型速度和结构尺寸均增大。在湍流混合初期,界面湍流混合程度较弱,在斜界面上下两侧凸起结构的分布呈现明显的不对称性,斜界面下侧率先出现小尺度的空心曲面结构。在混合后期,斜界面上的凸起结构尺寸增大到一定尺度后出现脱落和破碎的现象,加剧了湍流混合过程。当初始振幅  $A_1=6$  mm 时,斜界面凸起结构的成型速度最快,相同时刻时的结构尺寸最大,界面变形程度最剧烈。

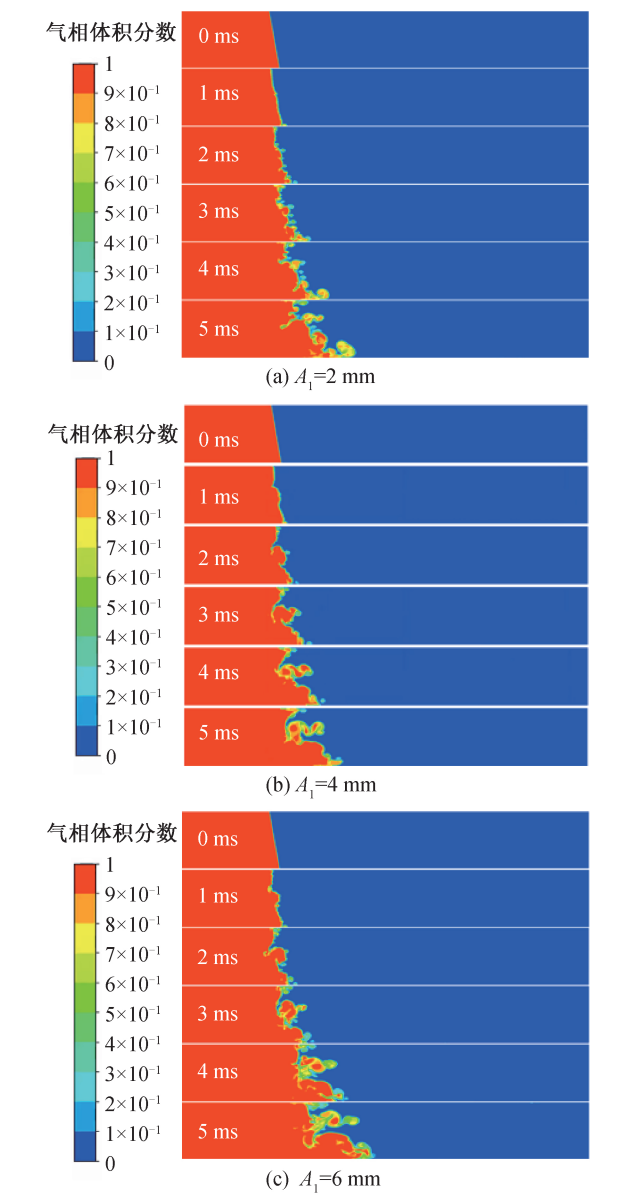


图7 入射激波初始振幅不同时非平面激波诱导气-液两相斜界面变形的数值模拟气相云图

图 8 给出了入射激波初始振幅  $A_1$  分别为 2、4 mm 和 6 mm 时,湍流混合区宽度随时间变化的生长曲线图。从图 8 中可以看出:给定工况下,湍流混

合区宽度整体上呈随时间增长的趋势,随着入射激波初始振幅的增大,相同时刻时混合区宽度有一定程度的增加;在湍流混合初期,不同入射激波初始振幅工况对应的湍流混合区宽度大小较为接近,初始振幅的变化对湍流混合区宽度发展的影响较小;在湍流混合后期,当初始振幅  $A_1=6$  mm 时相同时刻的湍流混合区宽度最大,与其他工况的差值有明显增加。

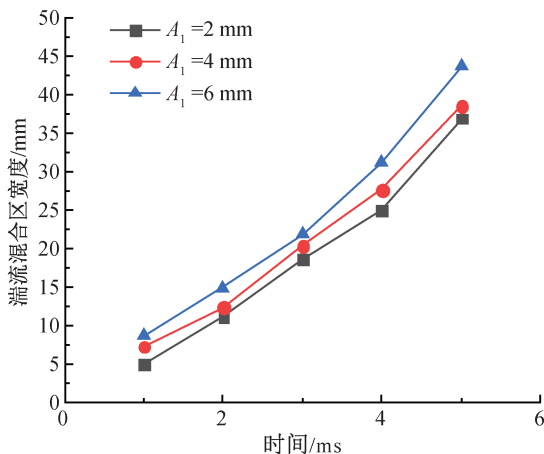


图8 不同入射激波初始振幅下湍流混合区宽度的变化曲线

### 3 结 论

本文采用基于 VOF 模型的大涡模拟方法,针对不同初始条件下非平面激波诱导气-液两相斜界面变形的现象进行了数值研究,分析了入射激波强度、初始振幅和斜界面倾角等参数对界面失稳的影响规律,为后续三维研究的开展提供了指导。主要结论如下:

a)在界面变形和湍流混合发展过程中,给定工况下的湍流混合区宽度整体上呈随时间增长的趋势。各条件初始值的变化均会对界面变形和湍流混合的演化进程产生影响。

b)入射激波强度是界面变形和湍流混合发展过程的主要影响因素之一。随着入射激波强度的增加,相同时刻的湍流混合区宽度明显增大;增大入射激波强度对界面变形程度的提升效果非常显著,激波强度较大时湍流混合区宽度呈随时间呈加速生长的趋势;湍流混合后期,相界面上的凸起结构出现脱落和破碎的现象,加剧了湍流混合过程。

c)斜界面倾角同样是界面变形和湍流混合发展过程的主要影响因素之一。当倾角为  $0^\circ$  时,界面上的凸起结构呈轴对称分布;当倾角不为  $0^\circ$  时,随着斜界面倾角的增加,相同时刻时湍流混合区宽度增大,界面上下侧凸起结构分布的不对称性愈发明显;当界面倾角为  $10^\circ$  时,界面变形程度最剧烈,湍流混合

区宽度呈随时间加速生长的趋势。

d)入射激波的初始振幅是界面变形和湍流混合发展过程的影响因素之一。入射激波初始振幅的变化对湍流混合区宽度发展的影响较小;随着入射激波初始振幅的增加,相界面发生变形的时间缩短,相界面上凸起结构的成型速度加快,相同时刻时湍流混合区宽度增大,界面变形程度更剧烈。

### 参考文献:

- [1] 刘金宏,谭多望,张旭,等. 斜界面 Rayleigh-Taylor 不稳定性混合实验研究[J]. 高压物理学报, 2012, 26(6): 687-692.
- [2] Olmstead D, Wayne P, Yoo J H, et al. Experimental study of shock-accelerated inclined heavy gas cylinder [J]. Experiments in Fluids, 2017, 58(6): 71-91.
- [3] 江荣宝,黄熙龙,邹立勇,等. 液-液斜界面 R-T 失稳特征的研究[J]. 高压物理学报, 2018, 32(5): 80-86.
- [4] 陆小革,易仕和,牛海波,等. 不同入射激波条件下激波与湍流边界层干扰的实验研究[J]. 中国科学:物理学 天文学, 2020, 50(10): 61-72.
- [5] 翟志刚,董平,罗喜胜. 激波冲击 V 形界面的 RM 不稳定性实验研究[J]. 高压物理学报, 2017, 31(6): 718-726.
- [6] 蒋华,董刚,朱跃进,等. 界面初始扰动形态影响 RM 不稳定过程的数值研究[J]. 工程力学, 2014, 31(11): 244-250.
- [7] Sethuraman Y P M, Sinha K. Effect of turbulent Mach number on the thermodynamic fluctuations in canonical shock-turbulence interaction[J]. Computers & Fluids, 2020, 197: 104354.
- [8] Zhai Z, Zhang F, Zhou Z B, et al. Numerical study on Rayleigh-Taylor effect on cylindrically converging Richtmyer-Meshkov instability [J]. Science China (Physics, Mechanics & Astronomy), 2019, 62(12): 124712.
- [9] Zhang W, Wu Q, Zou L, et al. Mach number effect on the instability of a planar interface subjected to a rippled shock[J]. Physical Review E, 2018, 98(4): 043105.
- [10] 李林敏. 复杂多相流问题中相界面的混合尺度数学模型[D]. 沈阳:东北大学, 2017: 5-9.
- [11] 李伟. 圆柱形汇聚激波在空气/氦气界面上的折射现象研究[D]. 合肥:中国科学技术大学, 2017: 5-6.
- [12] 王德鑫,褚佑彪,刘难生,等. 凸拐角附近激波与湍流边界层干扰的数值模拟研究[J]. 空气动力学学报, 2020, 38(1): 148-159.
- [13] Evrim C, Laurien E. Large eddy simulation of turbulent thermal flow mixing in a vertical T-junction

configuration[J]. International Journal of Thermal Sciences, 2020, 150: 106231.

[14] 王涛,汪兵,林健宇,等. 内爆加载下界面不稳定性和湍流混合数值模拟研究[J]. 中国科学:物理学 力学 天文学, 2020, 50(10): 40-51.

[15] 李俊涛,孙宇涛,潘建华,等. 冲击加载下“V”形界面的失稳与湍流混合[J]. 物理学报, 2016, 65(24): 143-152.

[16] 许常悦,王从磊,孙建红. 圆柱跨声速绕流中的激波/湍流相互作用大涡模拟研究[J]. 空气动力学学报, 2012, 30(1): 22-27.

[17] 柏劲松,王涛,肖佳欣,等. 激波加载初始非均匀气体流场界面不稳定性数值模拟[J]. 气体物理, 2017, 2(4): 7-28.

[18] 王福军. 计算流体动力学分析-CFD 软件原理与应用[M]. 北京: 清华大学出版社, 2004: 139-142.

(责任编辑:康 锋)