

[研究·设计]

DOI:10.3969/j.issn.1005-2895.2015.05.007

应变强化奥氏体不锈钢液态二氧化碳 储罐强度裕度研究

李青青¹, 郑津洋^{1,2,3}, 张 潇¹, 缪存坚¹, 高晓哲¹, 马 利¹

(1. 浙江大学 化工机械研究所, 浙江 杭州 310027;
2. 浙江大学 高压过程装备与安全教育部工程研究中心, 浙江 杭州 310027;
3. 浙江大学 流体动力与机电系统国家重点实验室, 浙江 杭州 310027)

摘 要:应变强化是一种有效实现低温容器轻量化的技术,应变强化和低温是保证容器强化效果的重要因素,也是保障容器强度裕度的关键。奥氏体不锈钢液态二氧化碳储罐的设计温度通常为 $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$,该温度下材料的强化效果较弱,目前国内暂时未推广应变强化技术在其中的应用。文章在 $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ 材料力学性能试验基础上,应用数值仿真对应变强化液态二氧化碳储罐的强度裕度进行了研究,并结合标准分析了该应变强化储罐的安全性,结果表明应变强化奥氏体不锈钢液态二氧化碳储罐其爆破压力与设计压力比值为3.64,仍然具有较高的强度裕度。

关 键 词:低温容器;应变强化;轻量化;液态二氧化碳;强度裕度

中图分类号:TH123.3

文献标志码:A

文章编号:1005-2895(2015)05-0029-05

Research on Strength Margin of Pressure Strengthened Liquid Carbon Dioxide Pressure Vessels

LI Qingqing¹, ZHENG Jinyang^{1,2,3}, ZHANG Xiao¹, MIAO Cunjian¹, GAO Xiaozhe¹, MA Li¹

(1. Institute of Process Equipment, Zhejiang University, Hangzhou 310027, China; 2. High-Pressure Process
Equipment and Safety Engineering Research Center of Ministry of Education, Zhejiang University, Zhejiang Hangzhou 310027, China;
3. The State Key Laboratory of Fluid Power Transmission and Control, Zhejiang University, Zhejiang Hangzhou 310027, China)

Abstract: Pressure strengthening technique is a valid lightweight method in cryogenic vessel production. In this technique, prestrain and low temperature are two important factors to achieve strengthening effect, and also the keys to guarantee the strength margin. The design temperature of austenitic stainless steel pressure vessels for liquid carbon dioxide (LCO_2) is generally $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$, which may lead to less improvement in strengthening effectiveness and lower strength margin. Currently the technique has not yet been widely promoted in pressure strengthened LCO_2 pressure vessels in domestic. To study the structure strength of pressure strengthened LCO_2 pressure vessels, the strength margin of vessels was calculated by using finite element method based on material test results at $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$, and the result was compared with the codes. It was found that, the pressure strengthened LCO_2 pressure vessels whose ratio of plastic collapse pressure to the design pressure was 3.64 still had sufficient strength margin.

Key words: cryogenic vessel; pressure strengthening; lightweight; liquid carbon dioxide; strength margin

随着经济的发展,二氧化碳在烟丝生产、塑料发泡、食品保鲜、焊接、水处理等工农业生产中的应用日益广泛^[1],液态二氧化碳储罐(即低温容器)的需求量亦与日俱增。

应变强化是一种有效实现低温容器轻量化的绿色制造技术,现已得到广泛应用,经济效益显著^[2]。应变强化和低温是保证容器强化效果的重要因素,也是保障容器强度裕度的关键。与设计温度为 $-196\text{ }^{\circ}\text{C}$

收稿日期:2015-03-30;修回日期:2015-05-13

基金项目:中国博士后科学基金(2014M551731)

作者简介:李青青(1990),女,浙江杭州人,硕士研究生,主要研究方向为极端承压设备。E-mail:lh_qing1207@126.com

的应变强化奥氏体不锈钢低温容器相比,液态二氧化碳储运用低温容器(简称 LCO₂低温容器)的设计压力和设计温度(-40℃)均较高^[3]。较高的设计压力意味着常规产品壁厚大,采用应变强化技术则能使壁厚减薄量更多,轻量化效果明显,从而具备更好的经济性;而较高的温度则意味着该温度下材料强度较小、容器强度裕度较前者低。虽然此类容器的设计条件符合多个国外标准关于应变强化技术适用范围的规定^[4-6],但国内目前出于安全方面的考虑,仍未推广应变强化技术在 LCO₂低温容器中的应用。

本文在-40℃国产奥氏体不锈钢 S30408 拉伸性能试验的基础上,结合容器应变强化及爆破过程的有

表1 奥氏体不锈钢 S30408 化学成分

Table 1 Chemical components of austenitics stainless steel S30408 %

化学成分	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	N
检测结果	0.02	0.38	1.77	0.029	0.001	18.29	8.05	0.068
GB 24511	≤0.08	≤0.75	≤2.00	≤0.035	≤0.020	18.00~20.00	8.00~10.50	≤0.10

依据 GB/T 228.1-2010《金属材料拉伸试验第1部分:室温试验方法》^[8]和 GB/T 13239-2006《金属材料低温拉伸试验方法》^[9],确定拉伸试样尺寸如图1所示。试样采用等截面圆棒试样,总长度为90 mm,其中原始标距为25 mm,平行段长度30 mm,工作段直径5 mm。

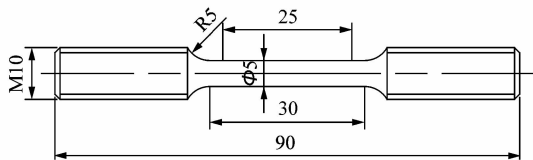


图1 拉伸试样尺寸

Figure 1 Size parameters of tensile specimens

1.2 试验内容

国内在应用应变强化技术时,为考虑应变强化对容器的影响,在材料性能测试与焊接工艺评定中对材料施加了9%的预应变。因此,本文将试验分为3组进行,包括母材在室温和-40℃下的拉伸试验以及室温下9%预应变后材料在-40℃下的拉伸试验。

考虑到应变强化后容器的壁厚将减薄,为符合实际工程应用,采用先将母材加工成试样再进行9%预拉伸的办法来获得预拉伸试样,预拉伸速率取 $3.3 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$,应变速率取 10^{-3} s^{-1} 。工程应力应变曲线依据试样预拉伸前的初始截面积计算而得^[10],真实应力应变曲线的计算则通过如下公式转换:

限元数值仿真,对奥氏体不锈钢制应变强化 LCO₂低温容器的强度裕度进行了研究。

1 材料拉伸性能试验

为获得设计温度下 S30408 材料的强度参数,并为应变强化制 LCO₂低温容器的强度裕度计算提供数据,本节进行了室温(25℃)和-40℃下的奥氏体不锈钢拉伸试验,并对试验结果进行了分析。

1.1 材料与试样

试验材料为 S30408 不锈钢板,其化学成分检测结果如表1所示,均符合 GB 24511-2009^[7]《承压设备用不锈钢钢板及钢带》中的要求。

$$\sigma_{\text{ture}} = \sigma_{\text{eng}} (1 + \varepsilon_{\text{eng}}), \quad (1)$$

$$\varepsilon_{\text{ture}} = \ln(1 + \varepsilon_{\text{eng}}). \quad (2)$$

式中: σ_{ture} 为材料的真实应力, σ_{eng} 为材料的工程应力, $\varepsilon_{\text{ture}}$ 为材料的真实应变, ε_{eng} 为材料的工程应变。

材料拉伸试验在浙江大学化工机械研究所低温拉伸试验机上进行。试验机的额定载荷为150 kN,采用的引伸计标距为25 mm,应变范围为-5%~100%。

1.3 试验结果

试验所得材料的工程应力—应变曲线及真实应力—应变曲线分别如图2和图3所示。

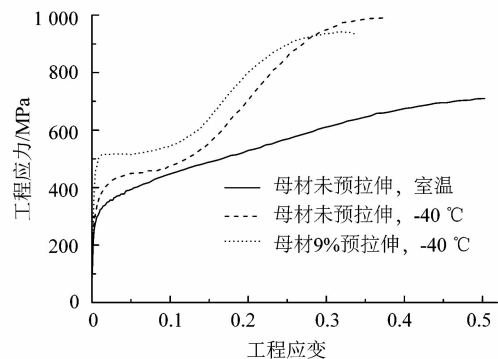


图2 材料工程应力-应变曲线

Figure 2 Engineering stress-strain curves of material

同时根据材料的工程应力—应变曲线可得表2所示参数。其中 $R_{p0.2}$ 表示材料非比例延伸率为0.2%时的应力, $R_{p1.0}$ 表示材料非比例延伸率为1.0%时的应力, R_m 表示材料抗拉强度。

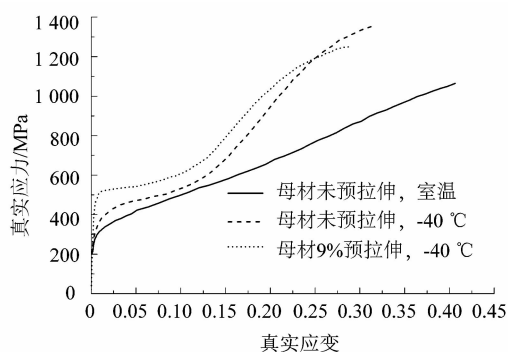


图3 材料真实应力-应变曲线

Figure 3 True stress-strain curves of material

表2 室温和-40 °C下 S30408 拉伸力学性能

Table 2 Tensile mechanical properties of S30408 at room temperature and -40 °C

温度/°C	预应变/%	$R_{p0.2}$ /MPa	$R_{p1.0}$ /MPa	R_m /MPa
25	0	262	323	709
-40	0	325	385	989
-40	9	452	515	942

由表2可知, -40 °C下材料的屈服强度、抗拉强度均高于室温下的对应值。同时,在-40 °C下,材料经过9%预拉伸后,其屈服强度 $R_{p0.2}$ 由325 MPa升高到452 MPa;而抗拉强度 R_m 则由989 MPa降低到942 MPa,其中屈服强度的增幅较大(39.1%),而抗拉强度的降幅并不明显(4.8%)。由此可见,9%预应变对S30408材料-40 °C下抗拉强度的削弱作用很小。

以屈服强度 $R_{p0.2}$ 为例,相比室温下母材强度值,低温下提高了24.0%,而预应变材料的低温强度值则提高了72.5%,表明预应变和低温对材料都起到了强化作用。

2 模拟容器强度裕度计算

容器爆破压力与其设计压力的比值可作为表征容器强度裕度的参数^[11]。本节采用有限元数值仿真,按照应变强化设计方法,计算 LCO_2 低温容器在室温以及低温下的爆破压力,进而获得对应条件下容器的强度裕度。

2.1 应变强化设计

图4所示为设计温度为-40 °C的某 LCO_2 低温容器内容器的结构示意图,参考标准EN 13458-2-2002附件C对其进行应变强化设计后,筒体、封头厚度分别由原来的22,24 mm降为11,11 mm,该容器的具体参数如表3所示,其中强化压力为3.4 MPa,材料为S30408。

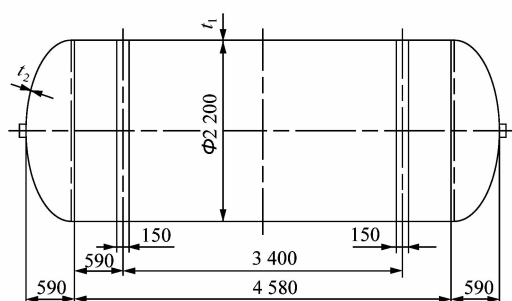


图4 试验容器结构示意图

Figure 4 Illustration of test vessel structure

表3 试验容器的设计参数

Table 3 Design parameters of test vessel

设计方法	设计压力/MPa	筒体长度/mm	筒体内径/mm	筒体名义厚度/mm	封头名义厚度/mm
常规设计	2.40	4580	2200	22	24
应变强化设计	2.40	4580	2200	11	11

2.2 容器爆破压力

文献[12]指出,室温下应变强化对容器的爆破压力影响较小。为进一步研究应变强化对低温下容器爆破压力的影响,分别进行了室温和-40 °C下模拟容器的爆破压力计算。

2.2.1 有限元模型

采用有限元软件ANSYS计算图4所示容器的塑性垮塌压力。依据对称性建立1/2轴对称模型。采用高阶二维轴对称单元plane182,并以扫掠与映射相结合的方式对网格划分,结果如图5所示。

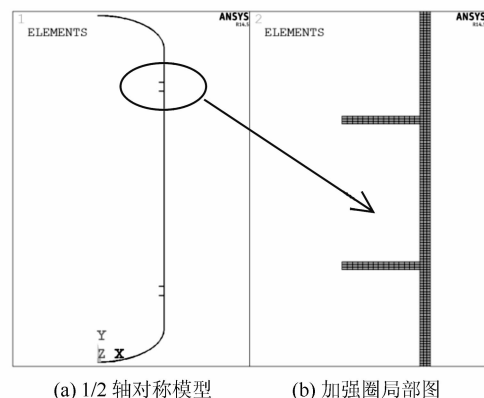


图5 有限元模型

Figure 5 Finite element model

2.2.2 材料曲线

取第1章中试验所得的室温及-40 °C下的材料曲线计算对应条件下的爆破压力。考虑到材料非线性,选用ANSYS提供的多线性等向强化模型来模拟奥

氏体不锈钢的后继屈服规律。

2.2.3 载荷与边界条件

在筒体、封头的内表面母线,以及加强圈的外表面母线作用均布压力载荷,在模型纵向对称面母线上施加对称位移约束。为了限制模型的刚体位移,在下封头顶点处施加全约束,同时在上封头顶点处施加 X 方向的约束。

2.2.4 弹塑性分析方法

采用弧长法计算容器的爆破压力,在计算中打开大变形效应,并以 0.5 MPa 为压力增量,分 30 次对模

拟容器进行循环加载。在载荷接近爆破压力时,取载荷子步数为 20,其余压力下载荷子步数取为 5^[13]。

2.2.5 有限元计算结果

依据有限元计算结果,模拟容器在爆破压力下的 Mises 塑性应变云图如图 6 所示,最大等效塑性应变均出现在筒体中部,其中室温下最大 Mises 等效塑性应变为 41.75%, -40°C 下未强化容器最大 Mises 等效塑性应变为 31.61%,经应变强化后容器最大 Mises 等效塑性应变则为 28.34%。

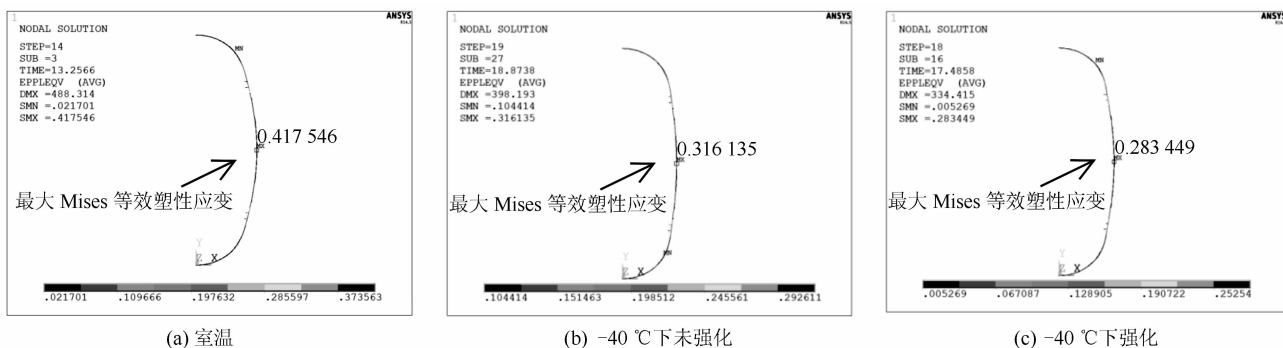


图 6 模拟容器在爆破压力下的 Mises 等效塑性应变云图

Figure 6 Mises equivalent plastic strain contours of simulated vessels under burst pressure

选取模拟容器上 Mises 塑性应变最大的节点,以其载荷-Mises 等效塑性应变曲线上的零曲率点相对应的载荷为容器的爆破压力^[13-15]。由此可得模拟容器在室温和 -40°C 下的载荷-Mises 等效塑性应变曲线如图 7 所示。依据零曲率准则可知模拟容器在室温、 -40°C 下未强化和强化后的爆破压力分别为 6.63, 9.44 和 8.74 MPa。由此可知,在低温的作用下容器爆破压力提高了 42.4%,而在应变强化的作用下,爆破压力则提高了 31.8%。

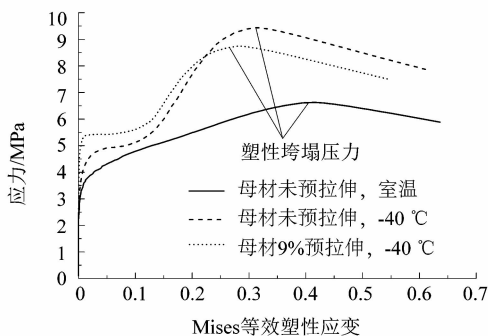


图 7 载荷-Mises 等效塑性应变曲线

Figure 7 Load-Mises equivalent plastic strain curves

2.3 强度裕度

各容器爆破压力与设计压力的比值计算结果如表

4 所示。由表中数据可知, -40°C 下应变强化模拟容器的强度裕度为 3.64,高于室温下的强度裕度 (2.76)。同时对于薄壁容器,其爆破压力与设计压力的比值与材料安全系数相接近,在 GB150-2011^[16] 中规定材料相对于抗拉强度的安全系数取为 2.7, ASME BPVC VIII-2^[17] 中规定分析设计时相对于抗拉强度的安全系数取为 2.4,对比可知按应变强化设计的 LCO₂ 低温容器其强度裕度能满足以上标准要求。

表 4 不同条件下模拟容器的爆破压力及强度裕度

Table 4 Burst pressure and strength margin of simulated vessels under different conditions

序号	温度/ $^{\circ}\text{C}$	预应变 量/%	设计压 力/MPa	爆破压 力/MPa	强度 裕度
1	25	0	2.4	6.63	2.76
2	-40	0	2.4	9.44	3.93
3	-40	9	2.4	8.74	3.64

3 分析讨论

由以上分析可得, -40°C 下应变强化低温容器仍能保有较高的强度裕度 (3.64),且 S30408 材料在 -40°C 时的韧塑性储备高于 -196°C 的韧塑性储备。因此可以认为,应变强化 LCO₂ 低温容器在 -40°C 的设计温度下,在强度裕度与韧塑性方面均具有较高的

安全性。

另一方面,由 EN 13458-2-2002 附件 C、ASME BPVC VIII-1-2013 以及国际标准 ISO 21009-1-2008 附录 C 可知,虽然这些标准在材料、设计、焊接等方面的规定存在差异,但三者均适用于温度在 $-196 \sim 50\text{ }^{\circ}\text{C}$ 之间的奥氏体不锈钢低温容器,例如在最高温度限制上,ASME 标准中表明“最大设计温度不得超过 $50\text{ }^{\circ}\text{C}$ ”,而 EN 标准中则表明“最大工作温度小于 $50\text{ }^{\circ}\text{C}$ ”。由此可知,国际上已允许采用应变强化技术设计制造设计温度为 $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ 的低温容器,如国内某企业已按照 ASME 相关标准规范为美国客户设计生产应变强化 LCO_2 低温容器,容器长度近 40 m ,筒体内径达 $4\ 100\text{ mm}$,壁厚为 22 mm ,这也为我国设计制造应变强化 LCO_2 低温容器提供了参考。

4 结论

1) 预应变和低温均对材料起到了强化作用, $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ 时奥氏体不锈钢 S30408 母材与 9% 预应变材料的屈服强度和抗拉强度均高于室温母材强度值,其中预应变材料的屈服强度更高,而抗拉强度则比母材低温下强度略低。

2) 按应变强化设计的奥氏体不锈钢液态二氧化碳低温容器,其设计温度($-40\text{ }^{\circ}\text{C}$)下容器爆破压力与设计压力的比值为 3.64,仍具有较高的强度储备。

参考文献:

- [1] 魏晓丹. 国内外二氧化碳的利用现状及进展[J]. 低温与特气, 1997(4): 1-7.
- [2] 郑津洋, 缪存坚, 寿比南. 轻型化: 压力容器的发展方向[J]. 压力容器, 2009, 26(9): 42-48.
- [3] 郑津洋, 高晓哲, 寿比南, 等. 奥氏体不锈钢制深冷容器室温应变强化技术常见问题探讨[J]. 压力容器, 2013, 30(3): 45-51.
- [4] European Committee for Standardization. EN 13458-2-2002 Cryogenic vessels-static vacuum in insulated vessels; part 2 design, fabrication, inspection and testing [S]. London: European Committee for Standardization, 2002.
- [5] ASME. ASME boiler & pressure vessel code VIII: division 1 alternative rules, rules for construction of pressure vessels [S]. New York: American Society of Mechanical Engineers, 2013.
- [6] ISO. ISO 21009-1-2008 Cryogenic vessels static vacuum-insulated vessels part 1: design, fabrication, inspection and tests [S]. Switzerland: International Organization for Standardization, 2008.
- [7] 中国钢铁工业协会. GB 24511-2009 承压设备用不锈钢钢板及钢带[S]. 北京: 中国标准出版社, 2009.
- [8] 中国钢铁工业协会. GB/T 228.1-2010 金属材料拉伸试验第 1 部分: 室温试验方法[S]. 北京: 中国标准出版社, 2010.
- [9] 中国钢铁工业协会. GB/T 13239-2006 金属材料低温拉伸试验方法[S]. 北京: 中国标准出版社, 2006.
- [10] 黄泽, 缪存坚, 李涛, 等. 预拉伸奥氏体不锈钢常温拉伸力学性能试验研究[J]. 压力容器, 2013, 30(6): 7-11.
- [11] 马利, 郑津洋, 寿比南, 等. 奥氏体不锈钢制压力容器强度裕度研究[J]. 压力容器, 2008, 25(1): 1-5.
- [12] 李兆锋. 奥氏体不锈钢应变强化低温容器的安全性研究[D]. 广州: 华南理工大学, 2011: 25-66.
- [13] LIU Pengfei, ZHENG Jinyang, MA Li, et al. Calculations of plastic collapse load of pressure vessel using FEA[J]. Journal of Zhejiang University SCIENCE A, 2008, 9(7): 900-906.
- [14] 陈凤. 带接管压力容器极限压力及爆破压力的研究[D]. 南京: 南京工业大学, 2005: 16-75.
- [15] 章为民, 陆明万, 张如一. 确定实际极限载荷的零曲率准则[J]. 固体力学学报, 1989, 10(2): 152-160.
- [16] 全国锅炉压力容器标准化技术委员会. GB 150-2011 压力容器[S]. 北京: 中国标准出版社, 2011.
- [17] ASME. ASME boiler & pressure vessel code VIII: division 2 alternative rules, rules for construction of pressure vessels [S]. New York: American Society of Mechanical Engineers, 2013.

(上接第 28 页)

- [2] 邹专勇, 梁方阁, 程隆棣, 等. 喷气涡流纺纱线成形机理与结构[J]. 上海纺织科技, 2007, 35(7): 5-7.
- [3] 苗才华, 郝桂兰, 翟鸿鹄. 轧花机轧花部影响棉纤维原生品质的研究[J]. 中国棉花加工, 2013(5): 32-33.
- [4] 王善元, 于修业. 新型纺织纱线[M]. 上海: 东华大学出版社, 2007: 43-107.
- [5] VASUMATHI B V, CHILAKWAD S L, HOSUR H, et al. Comparative studies on some physical and mechanical properties of mulberry silk filament[J]. Indian Journal of Fibre & Textile Research, 1999, 24(3): 167-171.
- [6] SMITH A C, ROBERTS W W. Straightening of crimped and hooked

fibers in converging transport ducts: computational modeling[J]. Textile Research Journal, 1994, 64(6): 335-344.

- [7] YAMAMOTO S, MATSUOKA T. A method for dynamic simulation of rigid and flexible fibers in flow field[J]. The Journal of Chemical Physics, 1993, 98(1): 644-650.
- [8] KONG L X, PLATFOOT R A. Two-dimensional simulation of air flow in the transfer channel of open-end rotor spinning machines[J]. Textile Research Journal, 1996, 66(10): 641-650.
- [9] 朱泽飞, 林建忠. 纤维状粒子悬浮流动力学分析[M]. 上海: 中国纺织大学出版社, 2000.
- [10] 曾泳春. 纤维在喷嘴高速流场中运动的研究[D]. 上海: 东华大学, 2003: 63-72.