

海洋油田水下集输-立管内两相流 冲击力预测模型

李文升^{1,2}, 冯耀荣¹, 张西宁², 朱文军³, 王广明³

(1. 中国石油集团 石油管工程技术研究院, 西安 710077; 2. 西安交通大学, 西安 710049;
3. 渤海装备(天津)新世纪机械制造有限公司 抽油机制造厂, 天津 300280)

摘要: **目的** 分析两相流引起的冲击力与管道固有频率的流固耦合特性。**方法** 针对海洋油田水下集输-立管系统内严重段塞流这一不稳定流动, 通过构建气液两相流固耦合预测模型, 分析管内段塞频率、管外涡街频率等流动特性与管道固有频率的关系, 获取严重段塞流不同阶段对管道的冲击力特性。**结果** 在水平方向上, 管道所受冲击力最大部位为水平管与下倾管连接处, 约为 703.3 N; 在垂直方向上, 管道所受冲击力最大部位为下倾管底部与立管连接处, 约为-993.5 N。管道所受冲击力与管内两相流引发的压力波动存在明显的一致性, 在液塞喷发阶段, 会引起整个管道冲击力的剧增。**结论** 严重段塞流同一周期内, 不同流动阶段所引发的管道振动特性不同, 且不可忽视, 在实际海管设计及使用过程中, 需要结合管道运行工况对海管振动特性进行综合评估。

关键词: 海洋油田; 流固耦合; 振动; 严重段塞流; 冲击力

DOI: 10.7643/ issn.1672-9242.2020.04.006

中图分类号: TE83 **文献标识码:** A

文章编号: 1672-9242(2020)04-0034-05

A Prediction Model for Impact Force of Two-phase Flow in Underwater Pipeline-riser System of Offshore Oilfield

LI Wen-sheng^{1,2}, FENG Yao-rong¹, ZHANG Xi-ning², ZHU Wen-jun³, WANG Guang-ming³

(1. CNPC Tubular Goods Research Institute, Xi'an 710077, China; 2. Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China;
3. Oil Pumping Machinery Manufacturing Plant, Bohai Equipment (Tianjin) New Century Machinery Manufacturing Co., Ltd, Tianjin 300280, China)

ABSTRACT: The paper aims to analyze the fluid-solid coupling characteristics between the impact force caused by two-phase flow and the natural frequency of the pipeline. In this paper, a fluid-solid coupling prediction model for severe slugging in pipeline-riser system was developed to analyze the relationship between the flow characteristics such as slug frequency, vortex street frequency and the natural frequency of the pipe and obtain the impact characteristics at different stages of severe slugging. It was found that the maximum impact force in the horizontal direction was at the junction of the horizontal pipe and the downward inclined pipe (which was about 703.3 N). The maximum impact force in the vertical direction was at the bottom of the riser (which was about -993.5 N). The impact force on the pipeline was consistent with the pressure fluctuation caused by the two-phase flow. The impact force on the pipe wall increased fiercely at the blow-out stage. Vibration characteristics caused by

收稿日期: 2019-10-21; 修订日期: 2019-12-11

Received: 2019-10-21; Revised: 2019-12-11

作者简介: 李文升(1986—), 男, 博士, 主要研究方向为多相冲刷腐蚀。

Biography: LI Wen-sheng (1986—), Male, Ph. D., Research focus: heterogeneous erosion.

different stage of severe slugging cannot be ignored. In the actual design and use of sea pipelines, the vibration characteristics of pipelines need to be comprehensively evaluated in combination with the operation conditions.

KEY WORDS: offshore oil filed; fluid-solid coupling; vibration; severe slugging; impact force

海洋油田水下集输立管系统内两相流引发的压力波动会引发立管系统的振动,而立管是整个海底管道中约束最弱的部位。管道在内外流载荷的交互作用下的振动,严重威胁了立管系统的安全运行。当管内产生严重段塞流这类周期性作用力时,其频率若接近立管的固有频率,将引发流固耦合振动,加速立管的破坏,并直接威胁到中心平台或海上油轮的安全。另外,管道内壁所受冲击力直接影响到了其腐蚀速率,特别是管道弯头处。因此分析研究管内两相流对管道冲击力的特性,对于保障海洋油气的安全生产具有重要意义^[1-3]。

国内外目前对严重段塞流引起的流固耦合振动研究相对较少,Fyelling 等^[4]采用准稳态模型研究了段塞流经过悬链管弯管时引起的支撑力变化。Patel 与 Seyed^[5]发现柔性管内段塞流可以引起轴向张力的变化,从而引发管道破坏。Valdivia^[6]在 2008 年采用小型试验装置分析了管道内流对不锈钢悬链管动力学特性的影响。Ita^[7]对塑料柔性管在严重段塞流工况下的位移特性进行了分析。Ortega 等^[8]基于线性有限元方法,构建了柔性立管在不同流态下的非稳态结构动力学预测模型,其研究发现,管内段塞流的出现明显影响了柔性立管的位移及应力变化^[9-10]。而国内则鲜有严重段塞流对管道内壁冲击的相关研究。

文中针对严重段塞流这一典型不稳定流动,构建了集输立管系统的气液两相流冲击力预测模型,分析了管内段塞频率、管外涡街频率等流动特性与管道固有频率的关系,得到了管道不同部位所受的冲击力频率、大小及振幅特性。所分析的实验管道内径为 50.8 mm、水平段管道长度为 114 m、下倾段为 19 m (倾角为 -2°)、垂直立管高度为 15.3 m 的集输-立管系统^[5]。

1 频率分析

在海底输油系统中,当立管道发生严重段塞流时,有一定的段塞频率,而外流绕过立管时,存在着漩涡释放频率。流体(含内流、外流)的流动是激发立管振动的动力之一,当流体流动产生的激振力频率与立管道固有频率相近时,将有可能发生立管系统流固耦合振动的现象,从而给生产安全带来危害。因此,必须对立管固有频率、涡街频率、严重段塞流频率进行分析,确定是否产生流固耦合。

1.1 立管固有频率

管线的固有频率,取决于圆管的特性和管跨两端

的支撑条件(约束),以及管跨长度和管线单位长度的质量(包括附加质量)。以文中管道为例,根据结构力学,可得出管跨的一阶固有频率(即基频)为:

$$f_p = \frac{CK^2}{2\pi L^2} \sqrt{\frac{EI}{M_p}} \quad (1)$$

式中: C 为系数,在真空中取 1,在水中取 0.7; K 为管跨约束相关的系数,两端固支取 4.73,两端铰支取 3.14,一固一铰也可取 3.14; E 管材的弹性模量,取 2.06×10^{11} N/m²; I 为管界面的惯性矩,可由管径得到,为 4.4×10^{-5} N/m²; L 为管跨长, $L=133$ m; M_p 为管线单位长度质量,含管材、管内流体、管外附加流体质量(即排出水体积的 1~2 倍来考虑,文中为 554.1 g)。由以上计算得出,管材的固有频率 $f_p=1.6 \times 10^{-2}$ Hz。

1.2 涡街释放频率

外流绕过立管道会释放出漩涡,其释放频率可采取式(2)估算:

$$f_s = \frac{Stu}{D} \quad (2)$$

式中: Sr 为 Strouhal 数,它是雷诺数和管线界面形状所组成的数,可通过实验得出; u 为海流速度; D 为管线外径。若取海流速度 $u=0.4$ m/s, $D=0.0508$ m,则通过查表得 $Sr \approx 0.21$,代入到式(2)可得漩涡释放的频率 $f_s=0.3$ Hz。

1.3 严重段塞流频率分析

根据李文升^[11]的实验结果,严重段塞流周期约为 0.5~2 h,即频率约为 10^{-4} 量级。由前述分析可知,漩涡释放频率约为 10^{-1} 数量级,管道固有频率约为 10^{-2} 数量级。因此,对于海底管道生产系统,当内流发生严重段塞流流动,且外流遭受涡激时,由于涡激力与严重段塞力的频率无法耦合在一起,一般不会发生同时诱发管道共振的可能。严重段塞流发生频率与管道固有频率相差较大,也不会因此而产生共振。

2 严重段塞流冲击力预测

2.1 控制方程

当立管产生严重段塞流时,在管道的不同界面上,管内流体速度、相含率、压力等参数均随时间而发生变化。在这些流体参数的共同作用下,管道上的受力也随之变化。从便于分析问题的角度出发,首先在任意一曲管单元来分析流体的作用力,在此基础

上,再详细地分析严重段塞流对立管结构冲击力作用。管道单元结构如图1所示。

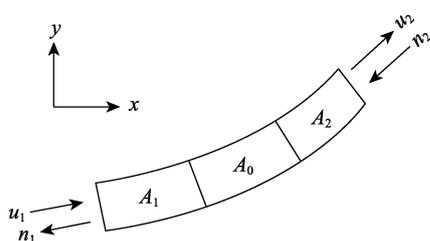


图1 管道单元
Fig.1 Pipe unit

图1为任意一段曲管单元,内充有流体,其流速在两截面处的速度分别为 u_1 和 u_2 。采用固结于管道上的绝对坐标系,并取弯管的体积为控制体,以 A_0 表示控制体的侧面, A_1 、 A_2 表示其截面面积, n_1 、 n_2 分别为截面外法线单位向量。若以 F 表示流体作用于管道壁的合力,则有:

$$F = - \iint_{A_0} P_n dA = - \oint P_n dA + \iint_{A_1} P_n dA + \iint_{A_2} P_n dA \quad (3)$$

式中: P_n 为应力张量法向分量。由动量守恒方程可得:

$$\iiint_V \rho g dV + \oint_A P_n dA - \oint_A \rho(u \cdot n) u dA = \frac{\partial}{\partial t} \iiint_V \rho u dV \quad (4)$$

将式(4)代入式(3)中,可以得到管道控制体 A_0 所受合力的表达式为:

$$F = \iiint_V \rho g dV - \oint_A \rho(u \cdot n) u dA - \frac{\partial}{\partial t} \iiint_V \rho u dV + \iint_{A_1} P_n dA + \iint_{A_2} P_n dA \quad (5)$$

假设进出口截面上的速度均匀分布,即其切应力为0,在截面上只有压力 P ,同时在 A_0 面上有 $u \perp n$,因此得:

$$\oint_A \rho(u \cdot n) u dA = \rho_1 A_1 u_1^2 n_1 + \rho_2 A_2 u_2^2 n_2 \quad (6)$$

$$\iint_{A_1} P_n dA + \iint_{A_2} P_n dA = -p_1 A_1 n_1 - p_2 A_2 n_2 \quad (7)$$

将式(6)、(7)分别代入式(5)中,可以得到:

$$F = \iiint_V \rho g dV - \rho_1 A_1 u_1^2 n_1 - \rho_2 A_2 u_2^2 n_2 - \frac{\partial}{\partial t} \iiint_V \rho u dV - p_1 A_1 n_1 - p_2 A_2 n_2 \quad (8)$$

从式(8)可知,若已知流体参数在各截面的分布,则可通过式(6)得到流体对曲管单元的作用力,同时可以看出影响流体对结构作用力的因素有两类:流体参数和结构参数。其中流体参数有流体密度 ρ 、流体速度 u 和压力 P ;而结构参数有控制体体积 V 、截面面积 A 和形状参数 n 。式(8)中的6项可以分

成重力($\iiint_V \rho g dV$)、动量变化所引起的力($-\rho_1 A_1 u_1^2 n_1 - \rho_2 A_2 u_2^2 n_2 - \frac{\partial}{\partial t} \iiint_V \rho u dV$)和压力变化所引起的力($-p_1 A_1 n_1 - p_2 A_2 n_2$)等三部分。

2.2 预测结果

根据上述冲击力计算模型,对实验管道冲击力进行数值模拟,计算不同气相、液相折算速度下严重段塞流对管道冲击力影响,计算点布置如图2所示。选取典型严重段塞流工况进行管壁冲击力分析^[11],气相折算速度为0.4 m/s、液相折算速度为0.4 m/s。管道位置1、2、3、4、5处所受的冲击力如图3所示,管内工质分别为水和空气,管道单元长度为1 m。

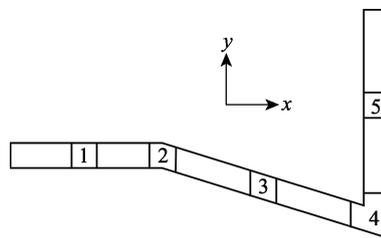


图2 计算点布置
Fig.2 Layout of calculation point

图3a—f分别为五个典型管单元 x 、 y 方向所受段塞流作用力大小变化规律。在 x 方向,管道单元受到的冲击力最大部位是水平管道和下倾管道连接处(位置2),最大值达到703.3 N,振幅波动为266.2 N。 y 方向管道单元受段塞流冲击力最大部位在下倾管底部与立管连接处(位置4),最大达到-993.5 N,振幅波动为450.7 N。值得注意的是,立管管道单元5受到最大冲击力为80.1 N,振幅波动为88.7 N。其余部分冲击力较小,见表1。

由于1、2、3、5四个管单元的长度一样,即1 m,而管道的截面面积沿线都不变,因此四个管单元的体积是相同的。对于结构参数来说,形状参数 n 是四个管单元唯一不同之处,它决定了流体的流动方向。因此,流动方向发生变化的部位,流体作用力很大。另一方面,流体参数的变化,也使得冲击力的幅值发生变化,结合这两方面的因素,在水平管和下倾管、下倾管和立管连接处,由于流动方向发生变化,力的大小和变化幅度都比其他位置的管道单元要大很多。在流动方向不发生改变的管单元作用力(如立管段和倾斜管段),完全取决于流体参数的变化,而流体参数的改变影响动量变化,如密度、速度等参数。由图3压力变化曲线对比可知,在液塞生长和液体排出过程中,各管道中冲击力基本保持恒定。当气体喷发时,各管道处压力、流动速度和密度快速变化,从而导致各管道处冲击力剧烈变化。

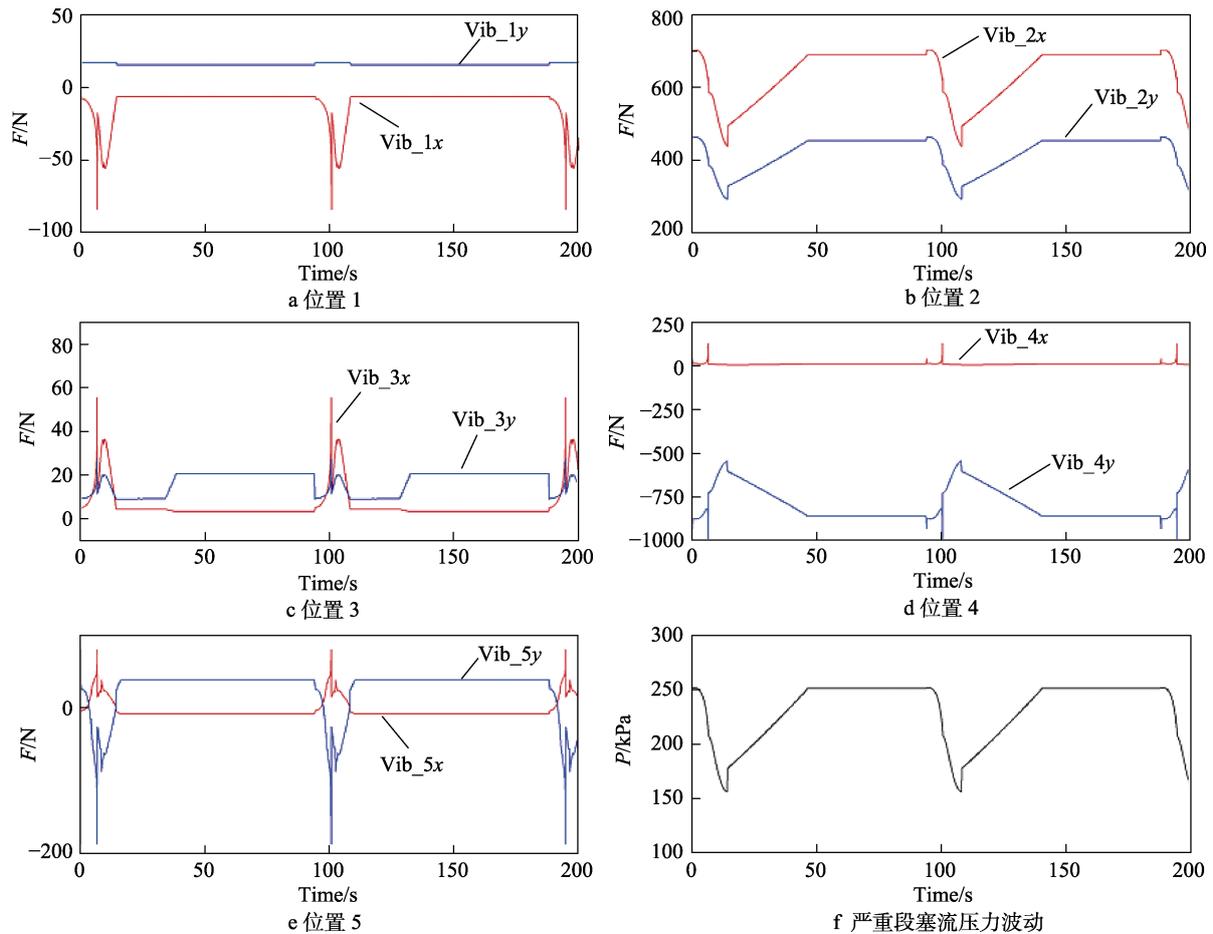


图 3 不同管道节点位置的冲击力预测结果

Fig.3 Prediction results of impact at different pipeline node positions: a) position 1; b) position 2; c) position 3; d) position 4; e) position 5; f) severe slug flow pressure fluctuations

表 1 计算节点位置幅值统计

Tab.1 Compute node location amplitude statistics N

	x 方向			y 方向		
	最大值	最小值	变化幅度	最大值	最小值	变化幅度
位置 1	-84.3	-6.4	78.9	17.2	15.6	1.6
位置 2	703.3	437.1	266.2	462.8	292.0	170.8
位置 3	55.4	3.2	52.2	27.2	8.8	18.4
位置 4	129.8	6.5	123.3	-993.5	-542.8	450.7
位置 5	80.1	-8.6	88.7	38.4	-188.1	226.5

需要注意的是，文中计算单元的长度为 1 m，未充分考虑局部湍流等微观现象引起的流动对管壁冲击力的影响，但提供了一种快速评估严重段塞流工况对管壁冲击力特性的分析方法，有助于对严重段塞流引起的流固耦合振动现象进行深层次的模拟计算，同时对工程现场中水下柔性立管的设计也具有一定的借鉴意义。后续相关研究可将严重段塞流冲击力计算方法与瞬态双流体模型相结合，从而得到整个集输-立管系统内严重段塞流对壁面冲击力的

分布特性。

3 结论

1) 管外涡街释放频率远小于管道固有频率，不会引发流固耦合振动。管内段塞频率同样远小于管道固有频率，但段塞频率与涡街频率较为接近，尽管在文中系统内存在单个数量级的区别，但针对不同系统可能引发内外流的共振。

2) 在水平方向上，管道所受冲击力最大部位为水平管与下倾管连接处，最大值达到 703.3 N，振幅约为 266.5 N；在垂直方向上，管道所受冲击力最大部位为下倾管底部与立管连接处，最大冲击力达到 993.5 N，振幅约为 450.7 N。引发以上现象的原因在于管内流体流动方向的改变。

3) 管道所受冲击力与管内两相流引发的压力波动存在明显的一致性。在液塞排出阶段，对管道冲击力较小，与流速存在明显的对应关系；在液塞喷发阶段，会引起整个管道冲击力的剧增，也是对管道危害最为严重的阶段。

参考文献:

- [1] NYDAL O J. Dynamic Models in Multiphase Flow[J]. *Energy & Fuels*, 2012, 26(7): 4117-4123.
- [2] BAILEY W J, SHIPPEN M. Steady-state Multiphase Flow: Past, Present, and Future, with a Perspective on Flow Assurance[J]. *Energy & Fuels*, 2012, 26(7): 4145-4157.
- [3] ONUOHA M D U, LI Q, DUAN M, et al. Severe Slugging in Deepwater Risers: A Coupled Numerical Technique for Design Optimisation[J]. *Ocean Engineering*, 2018, 152: 234-248.
- [4] FYLLING I J, SØDAHL N, BECH A. On the Effects of Slug Flow on the Dynamic Response of Flexible Risers and Submerged Hoses[C]// 4th International Conference of Floating Production Systems, IBC Technical Services. London, 1988.
- [5] PATEL M H, SEYED F B. Internal Flow Induced Behaviour of Flexible Risers[J]. *Engineering Structures*, 1989, 11: 266-280.
- [6] VALDIVIA P G. Experimental and Numerical Study of the Motion Dynamics of a Catenary Riser Considering Internal Flow[D]. Campinas: State University of Campinas, 2008.
- [7] ITA E. Small Scale Experiments on Severe Slugging in Flexible Risers[D]. Norway: NTNU, 2011.
- [8] ORTEGA A, RIVERA A, NYDAL O J, et al. On the Dynamic Response of Flexible Risers Caused by Internal Slug Flow[C]// International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering. Brazil, 2012.
- [9] KJØLAAS J. Plug Propagation in Multiphase Pipelines: Modeling and Small Scale Experiments[D]. Norway: NTNU, 2007.
- [10] LARSEN C M. Stochastic Analysis of Marine Structures, Lectures Notes[D]. Norway: Norwegian University of Science and Technology, 2007.
- [11] 李文升, 郭烈锦, 谢晨, 等. 集输立管内气水两相流压差信号的特征分析[J]. *工程热物理学报*, 2015, 36(6): 1247-1251.
- LI Wen-sheng, GUO Lie-Jin, XIE Chen, et al. Analysis on the Signal Features of Differential Pressure for Air-Water Two Phase Flow in Pipeline-Riser System[J]. *Journal of Engineering Thermophysics*, 2015, 36(6): 1247-1251.