

文章编号: 1007-7294(2025)03-0451-14

基于向量式实体单元的深水厚壁管道压溃分析

李振眠^{1,2}, 邵强³, 余杨^{1,2}, 余建星^{1,2}, 马文韬^{1,2}, 刘鹏飞^{1,2},
田博文^{1,2}, 张志炜^{1,2}

(1. 天津大学 水利工程仿真与安全国家重点实验室, 天津 300072; 2. 天津大学 天津市港口与海洋工程重点实验室, 天津 300072; 3. 国家管网集团工程技术创新有限公司, 天津 300450)

摘要: 厚壁管道广泛应用于(超)深水油气输送和浅水管道止屈防护, 但目前国际权威规范对其极限承载能力存在明显低估, 其经济性和安全性受到了业界的高度关注。针对厚壁管道局部压溃的关键力学问题, 首先推导向量式有限元(VFIFE)实体单元计算公式, 建立考虑几何、材料和边界非线性的厚壁管道压溃行为分析模型。通过 8 组缩尺比厚壁管道压溃试验和 DNV 规范、ABAQUS 模拟分析模型的准确性。开展径厚比、初始椭圆度和屈服强度的敏感性分析, 量化 DNV 规范方法的计算误差, 并基于 VFIFE 结果拟合得到更准确的厚壁管道压溃压力计算公式。研究表明: VFIFE 常应变四面体单元模拟结果符合实际情况, 可以为深水厚壁管道压溃行为分析提供一套新的分析策略, 但应注意确定结构准静态加载允许的最大加载速率; 在较高的外压载荷作用下, 管道会发生局部压溃和动态屈曲传播, 截面由椭圆形变化为内壁出现一定褶皱的“哑铃”形, 应力分布的变化规律符合实体结构屈曲失稳的一般规律; DNV 规范对于厚壁管道压溃压力的计算误差分别随径厚比减小、初始椭圆度减小和材料屈服强度增大而增大; 厚壁管道压溃压力的修正公式同源数据拟合误差为-2.49%~1.72%, 异源数据计算误差为-6.11%~1.70%, 能够准确计算径厚比 8~18、初始椭圆度为 0.5%~3.0% 和材料屈服强度为 300~550 MPa 的深水管道的压溃压力。本文结果可用于指导海底厚壁管道设计和校核。

关键词: 深水厚壁管道; 向量式有限元; 实体单元; 压溃试验; 局部压溃; 屈曲传播

中图分类号: P756.2 TU312.1 文献标识码: A doi: 10.3969/j.issn.1007-7294.2025.03.010

Collapse analysis of deepwater thick-walled pipeline by vector form intrinsic finite solid element

LI Zhen-mian^{1,2}, SHAO Qiang³, YU Yang^{1,2}, YU Jian-xing^{1,2}, MA Wen-tao^{1,2}, LIU Peng-fei^{1,2},
TIAN Bo-wen^{1,2}, ZHANG Zhi-wei^{1,2}

(1. State Key Laboratory of Hydraulic Engineering Simulation and Safety, Tianjin University, Tianjin 300072, China;
2. Tianjin Key Laboratory of Port and Ocean Engineering, Tianjin University, Tianjin 300072, China; 3. Pipe China Engineering Technology Innovation Co., Ltd., Tianjin 300450, China)

Abstract: Thick-walled pipelines are widely used as transmission pipes for (ultra) deepwater petroleum and natural gas, and buckle arrestors for shallow water pipelines. However, the current international authoritative regulations may underestimate their ultimate bearing capacity significantly so that their economy and safety are hot topics in industrial circles. After deriving the calculation formula of vector form intrinsic finite

收稿日期: 2024-09-24

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(52401339); 博士后创新人才支持计划(BX20220224); 天津市科技计划项目(24ZXZSS00410)

作者简介: 李振眠(1994-), 男, 博士, 副研究员;

余杨(1988-), 男, 博士, 教授, 通讯作者, E-mail: yang.yu@tju.edu.cn。

element (VFIFE) method solid element, an analysis model of thick-walled pipelines considering the nonlinearity of geometry, material and boundary was established to solve the key mechanical problem of local collapse of thick-walled pipelines. And its accuracy was verified by comparison with 8 sets of thick-walled pipe scale tests, the DNV code, and ABAQUS simulations. Sensitivity analysis of diameter-to-thickness ratio, initial ovality and material yield strength were carried out to quantify the calculation errors of the DNV code method. Then, a more accurate formula for calculating the local collapse pressure of thick-walled pipes was obtained by fitting the VFIFE results. The results show that the simulation results of the VFIFE constant strain tetrahedral element are in line with the actual situation and can provide a new analysis strategy for the collapse behavior analysis of thick-walled pipelines. However, attention should be paid to determining the maximum load rate under the requirement of the quasi-static loading. Under high external pressure, the pipeline will collapse locally and propagate buckle dynamically and the deformation of the pipe section changes from an ellipse to a "dumbbell" shape with certain folds on the inner wall. During local collapse, the change trend of the stress distribution conforms to the general features of solid structure buckling instability. The calculation error of the DNV code of thick-walled pipelines' local collapse pressure increases with the decrease of the diameter-to-thickness ratio, the decrease of the initial ovality, and the increase of the material yield strength respectively. The corrected formula for local collapse pressure calculation of thick-walled pipelines has a fitting error of $-2.49\% \sim 1.72\%$ for homologous data and a calculation error of $-6.11\% \sim 1.70\%$ for heterologous data. It can accurately calculate the local collapse pressures of deepwater pipelines with diameter-to-thickness ratio of 8~18, initial ovality of 0.5%~3.0%, and material yield strength of 300~500 MPa. The results can be used to guide the design and verification of submarine thick-walled pipelines.

Key words: deepwater thick-walled pipeline; vector form intrinsic finite element method; solid element; collapse test; local collapse; buckle propagation

0 引 言

随着深水、超深水(水深 >1500 m)油气勘探开发的推进,小径厚比、高钢级海底管道的工程应用日益广泛,其经济性和安全性也受到了业界的高度关注^[1]。例如,阿曼-印度海底管线项目中采用了径厚比为 16.9 的 X70 钢管^[2]; 2021 年南海 1500 m 水深陵水气田项目^[3] 采用的 X65 钢立管最小径厚比为 8.33(直径 $D=15.2$ cm, 厚度 $t=18.3$ mm)。由于高静水压作用,厚壁管道的设计通常要根据局部压溃的失稳极限状态^[4] 进行。因此,压溃压力是评价海底厚壁管道设计是否合理的关键参数,其研究需求十分迫切。

一般,径厚比小于 20 的管道称为厚壁管道,反之则为薄壁管道。目前, DNVGL-ST-F101^[4]、EN ISO 3183^[5]、ABS 64^[6] 和 API-RP-1111^[7] 等国际权威规范能够较好地预测薄壁管道的压溃压力。对于厚壁管道,因其局部压溃的非线性更明显,上述规范的计算方法可能不再准确。根据 DNVGL 关于 X65 管道的研究报告^[8],基于规范的计算结果同有限元模拟结果的误差,随着径厚比减小而增大,径厚比为 10 时将偏小约 20%。实际上,厚壁管道还常常在浅水区域被用作整体式止屈器^[9]。由于现行设计规范会对厚壁管道压溃压力造成低估,为避免发生压溃,管道工程师们会保守地选择更大壁厚,这样导致管道重量大幅增加,工程造价也随之上升,给制造和安装带来极大困难。为此,权威机构 DNVGL^[10] 正联合管道公司、油气企业和设计单位,致力于修正 DNVGL 规范以满足深水、超深水开发的需要。不少学者也纷纷致力于在不同因素影响下厚壁管道压溃压力的计算方法研究: Dvorkin 等^[11] 运用 ADINA 软件的 QMITGelement,研究了初始椭圆度 Δ_0 和离心率 Ξ_0 对径厚比 16~32 管道压溃压力的影响; He 等^[12] 运用 ABAQUS C3D8R 建立了径厚比 12.5~30 的管道有限元模型并研究, Δ_0 和非弹性各向

异性系数 S 的影响; Yu 等^[13] 基于厚壳理论在径厚比 12~30 上分析了 Δ_0 、残余应力 σ_R 、屈服强度 σ_0 、材料硬化系数(Ramberg-Osgood 本构模型)和 S 对压溃压力的影响; Zhang 等^[14] 基于 ABAQUS C3D8R 首先分析了 Δ_0 和 Ξ_0 对径厚比为 10~32 的管道压溃压力和屈曲模式的影响, 然后提出考虑 Δ_0 和 Ξ_0 的压溃压力计算公式; Gong 等^[15] 则利用 ABAQUS 分析了径厚比、 Δ_0 、用钢等级、应变硬化模量和腐蚀缺陷尺寸的影响。上述文献报道主要针对纯水压作用下管道几何和材料两大类参数的敏感性分析。与薄壁管道相同, 组合载荷和加载路径对厚壁管道的压溃压力和屈曲模式也存在重要影响^[16]。

向量式有限元(VFIFE)是关于结构力学行为分析的一种新方法, 已发展出了梁单元^[17]、板单元^[18]、壳单元^[19]和实体单元^[20-21]等理论。应用实践表明, VFIFE 对涉及大变形、大转动、材料(粘)弹塑性、屈曲和碰撞等复杂结构行为分析具有程序稳定、计算准确、可避免传统有限元方法刚度矩阵迭代收敛难题、方法简洁以及适合并行处理等独特优势^[22]。在海洋结构物设计与分析中, VFIFE 的运用对象已包括海洋立管、海底管道和导管架平台等。Li 等^[23] 利用 VFIFE 梁单元模拟海洋立管的三维大变形和大变位, 发现平面外载荷对立管的影响比较明显; 笔者利用 VFIFE 壳单元模拟了径厚比为 32.5 时管道的局部压溃和屈曲传播行为^[24], 并进一步开展了断层位移作用下海底埋地管道的复杂屈曲行为分析^[25]; Xu 等^[26] 则提出了 VFIFE 梁壳耦合算法并用于分析长输海管在断层载荷下的破坏问题; 在带有整体式止屈器的海底管道屈曲和后屈曲行为分析中, 笔者^[27] 发现 VFIFE 薄壳单元会明显低估止屈器的穿越压力, 指出了利用 VFIFE 实体单元分析小径厚比管段的必要性。但截至目前, VFIFE 实体单元在海工领域的应用还未见报道。

本文基于已有的深水管道的极限承载力研究工作^[13,24-25,27], 进一步建立基于 VFIFE 实体单元的深水厚壁管道压溃行为分析方法, 旨在为深水厚壁管道的屈曲压溃研究提供一套具有完全自主知识产权的通用分析策略。本工作采用 VFIFE 实体单元理论方法, 首先建立考虑几何、材料和边界非线性的深水厚壁管道压溃分析模型, 然后通过 8 组缩尺比压溃试验、DNV 规范计算和 ABAQUS 模拟, 来验证本文模型的准确性。接着, 开展径厚比、初始椭圆度和屈服强度的敏感性分析, 量化分析 DNV 规范计算结果的误差。最后, 通过数据拟合提出新的厚壁管道压溃压力公式并分析其计算精度, 以期为解决深水、超深水厚壁管道设计的关键力学问题提供参考。

1 理论方法

本文利用 VFIFE 实体单元模拟深水厚壁管道结构, 以下给出对应的 VFIFE 模型和计算流程, VFIFE 实体单元的详细理论可参考文献[20-21]。此外, 针对深水厚壁管道压溃分析的材料、几何和边界非线性问题, 提出适用的数值求解方案。

1.1 管道的 VFIFE 模型

将深水厚壁管道离散为质点和用于计算结构内力的常应变四面体单元^[21], 建立的 VFIFE 模型如图 1 所示。管道外径为 D , 初始一致椭圆度为 Δ_0 (通常定义为 $\Delta_0 = (D_{\max} - D_{\min})/D$, $D = (D_{\max} + D_{\min})/2$, D_{\max} 和 D_{\min} 分别为最大外径和最小外径), 管道长度 L , 厚度为 h 。管道两端完全固定, 承受均匀外压作用。根据模型和外压的对称性, 只需取完整管道模型的 1/8 进行计算。在坐标系 $o-xyz$ 中, 平面 oyz 和 oxz 为模型的对称面, 对称面上质点的运动受对称边界条件约束。坐标 $z = 0$ 的质点设置为关于平面 oxy 的对称约束, 坐标 $z = L/2$ 的质点则设置为完全固定约束。以上边界条件能够简化模型, 现在假定预期管道将从 $z =$

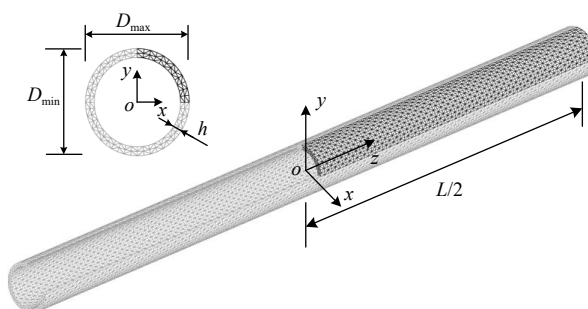


图 1 厚壁管道的 VFIFE 模型

Fig.1 VFIFE model of the thick-walled pipe

0 处开始压溃,并沿着 z 轴正向屈曲传播至右端。管道压溃后,内壁面会发生接触碰撞。因此,将平面 oyz 和 oxz 设为虚拟刚性面,避免内壁质点接触碰撞后发生穿透行为。

VFIFE 以质点的运动公式为控制方程,通过不断迭代更新质点运动进行结构模拟和行为预测。图 2 给出了 VFIFE 实体单元的计算流程,每个时间步内主要计算内容为质点平动计算、等效质点内力计算和等效质点外载荷计算。这三部分计算是通过质点或单元遍历实现的,适合并行计算。与传统有限元方法比较,VFIFE 的控制方程基于牛顿第二定律,理论架构更加简洁,且不存在刚度矩阵运算,求解强非线性问题时能够避免矩阵收敛难题。深水厚壁管道压溃分析涉及几何、边界和材料三个方面的非线性,应用 VFIFE 方法具有较大优势。特别地,质点运动自然地包括了实体单元的刚体运动和质点纯变形,VFIFE 无需额外手段即可处理大变形、大转角和大变位等几何非线性问题。

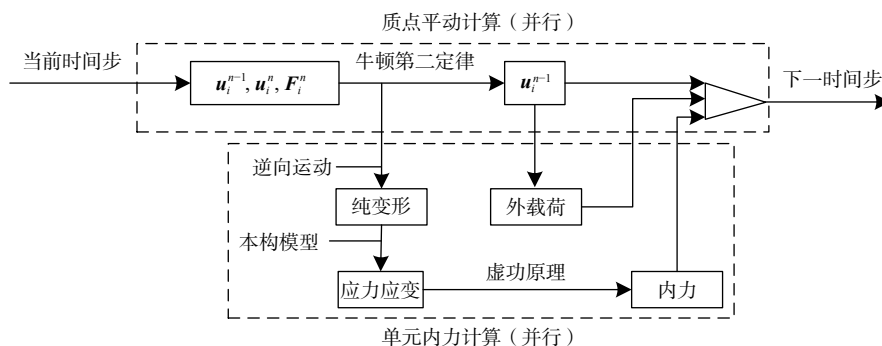


图 2 VFIFE 实体单元计算流程

Fig.2 Calculation flow of the VFIFE solid elements

1.2 边界非线性

对于边界非线性,本文考虑大变形引起的压力加载面变化和压溃后管道内壁可能发生的接触碰撞问题的处理。事实上,VFIFE 只需根据每个单元面对应质点的实时位置计算加载面积和法向量,即可实时跟踪变化的压力加载面。同样,VFIFE 可以将接触碰撞问题转化为质点空间关系问题,从而又极大降低求解难度。根据 1.1 节所述的虚拟刚性面^[8],管道内壁接触碰撞问题可进一步简化为质点同虚拟刚性面的接触碰撞问题。

本文将虚拟刚性面离散为三角形平面单元,仅考虑质点与三角形平面单元之间的单向碰撞检测,即“点-三角形”检测^[31]。算法中所用的变量信息仅为质点和三角形平面单元的位置信息。如图 3 所示, n 和 $n+1$ 时刻质点 i 的位置为 \mathbf{u}_i^n 和 \mathbf{u}_i^{n+1} ,三角形平面单元 j 的位置信息为 $(\mathbf{x}_{j1}^n, \mathbf{x}_{j2}^n, \mathbf{x}_{j3}^n)$,则两个时刻的垂距为

$$\mathbf{d}_{ij}^n = (\mathbf{u}_i^n - \mathbf{x}_{j1}^n) \cdot \mathbf{n}_j^n \quad (1)$$

$$\mathbf{d}_{ij}^{n+1} = (\mathbf{u}_i^{n+1} - \mathbf{x}_{j1}^n) \cdot \mathbf{n}_j^n \quad (2)$$

式中, \mathbf{n}_j^n 为三角形平面单元 j 的方向向量。

如果 \mathbf{d}_{ij}^n 和 \mathbf{d}_{ij}^{n+1} 符号相反,则质点 i 与三角形平面单元 j 所在的平面发生碰撞并穿透其表面,

由此,需要进一步判断碰撞点是否在三角形平面单元 j 内部。如果碰撞发生,则按罚函数法^[19]对质点位置矢量进行修正。由于时间步较短,可用垂足 \mathbf{p}_i^n 来代替实际碰撞点,则有

$$\mathbf{p}_{ij}^n = \mathbf{u}_i^n - |\mathbf{d}_{ij}^n| \cdot \mathbf{n}_j^n \quad (3)$$

$$\mathbf{p}_i^n - \mathbf{x}_{j1}^n = e_{12} \cdot (\mathbf{x}_{j2}^n - \mathbf{x}_{j1}^n) + e_{13} \cdot (\mathbf{x}_{j3}^n - \mathbf{x}_{j1}^n) \quad (4)$$

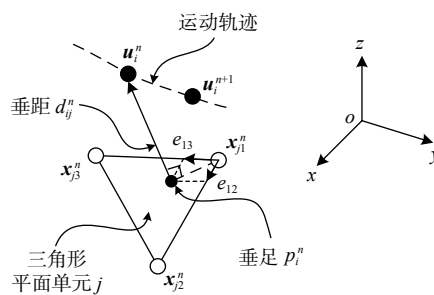


图 3 质点 i 与三角形平面单元 j 之间的碰撞检测

Fig.3 Detection of collision between particle i and triangular plane element j

式中, e_{12} 和 e_{13} 为矢量系数, 经过数学求导可显式表达为

$$e_{12} = \frac{(\mathbf{v}_{31} \cdot \mathbf{v}_{31}) \cdot (\mathbf{v}_{p1} \cdot \mathbf{v}_{21}) - (\mathbf{v}_{31} \cdot \mathbf{v}_{21}) \cdot (\mathbf{v}_{p1} \cdot \mathbf{v}_{31})}{(\mathbf{v}_{31} \cdot \mathbf{v}_{31}) \cdot (\mathbf{v}_{21} \cdot \mathbf{v}_{21}) - (\mathbf{v}_{31} \cdot \mathbf{v}_{21}) \cdot (\mathbf{v}_{21} \cdot \mathbf{v}_{31})} \quad (5)$$

$$e_{13} = \frac{(\mathbf{v}_{21} \cdot \mathbf{v}_{21}) \cdot (\mathbf{v}_{p1} \cdot \mathbf{v}_{31}) - (\mathbf{v}_{21} \cdot \mathbf{v}_{31}) \cdot (\mathbf{v}_{p1} \cdot \mathbf{v}_{21})}{(\mathbf{v}_{31} \cdot \mathbf{v}_{31}) \cdot (\mathbf{v}_{21} \cdot \mathbf{v}_{21}) - (\mathbf{v}_{31} \cdot \mathbf{v}_{21}) \cdot (\mathbf{v}_{21} \cdot \mathbf{v}_{31})} \quad (6)$$

式中, $\mathbf{v}_{21} = \mathbf{x}_{j2}^n - \mathbf{x}_{j1}^n$, $\mathbf{v}_{31} = \mathbf{x}_{j3}^n - \mathbf{x}_{j1}^n$, $\mathbf{v}_{p1} = \mathbf{p}_i^n - \mathbf{x}_{j1}^n$ 。

当垂足 \mathbf{p}_i^n 在三角形平面单元 j 内部时, 下列条件成立

$$e_{12} \geq 0, e_{13} \geq 0, e_{12} + e_{13} \leq 1 \quad (7)$$

1.3 材料非线性

材料非线性是指管道钢材的弹塑性问题。选用形式简单、参数较少、通用性较好的广义 Cowper-Symonds(C-S)材料本构模型^[24-25], 其表达式如下:

$$\sigma_f = \left(A_{C-S} + B_{C-S} \varepsilon_p^{n_{C-S}} \right) \left[1 + \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{D} \right)^{1/p} \right] \quad (8)$$

式中, σ_f 为流动应力, A_{C-S} 为准静态屈服应力, B_{C-S} 和 n_{C-S} 为准静态下的应变硬化参数, ε 为应变率, D 和 p 为与应变率效应有关的材料参数。本文不考虑应变率效应, 故令 $\dot{\varepsilon} = 0$ 。

结构弹塑性分析通常将载荷分成若干个增量, 然后对每一个载荷增量, 根据材料的应力应变初始状态确定其增量。从 VFIFE 角度, 上述的增量分析对应为一个时间步长内的弹塑性问题。弹塑性本构模型的引入和应力应变的弹塑性修正, 发生在单元节点出现纯变形位移之后及单元内力求解之前。遵循塑性力学基本法则, 基于应力积分回退算法的弹塑性材料处理方法^[25-27]如图 4 所示。首先, 根据单元应变增量 $\Delta \varepsilon^n$ 进行弹性预测, 假设当前时间步为弹性加载步, 利用弹性应力应变关系矩阵 \mathbf{D}^e 更新, 得到应力增量 $\Delta \bar{\sigma} = \mathbf{D}^e \Delta \varepsilon^n$ 和应力 $\bar{\sigma} = \bar{\sigma}^n + \Delta \bar{\sigma}$ 。然后依据 von Mises 屈服准则^[28-29]计算屈服函数 $\Phi(\bar{\sigma}^{n+1}, \hat{\varepsilon}_p^n)$ 和 $\Phi(\bar{\sigma}^n, \hat{\varepsilon}_p^n)$, 并区分以下三种情况:

- ①若 $\Phi(\bar{\sigma}^{n+1}, \hat{\varepsilon}_p^n) \leq 0$, 则为弹性加载或由塑性按弹性卸载, 弹性应变增量的比例 $m = 1$;
- ②若 $\Phi(\bar{\sigma}^{n+1}, \hat{\varepsilon}_p^n) > 0$, 且 $\Phi(\bar{\sigma}^n, \hat{\varepsilon}_p^n) < 0$, 则为弹性向塑性过渡, 应由 $\Phi(\bar{\sigma}^n + m\Delta \bar{\sigma}, \hat{\varepsilon}_p^n) = 0$ 计算 m ;
- ③若 $\Phi(\bar{\sigma}^{n+1}, \hat{\varepsilon}_p^n) > 0$, 且 $\Phi(\bar{\sigma}^n, \hat{\varepsilon}_p^n) = 0$, 则为塑性继续加载, $m = 0$ 。

最后, 依据上述判断结果结合式(4)修正得到 $\hat{\varepsilon}_p^{n+1}$ 和 $\bar{\sigma}^{n+1}$, 即

$$\hat{\varepsilon}_p^{n+1} = \hat{\varepsilon}_p^n + \Delta \hat{\varepsilon}_p \quad (9)$$

$$\bar{\sigma}^{n+1} = \bar{\sigma}^n + m\Delta \bar{\sigma} + \Delta \hat{\sigma}_p \quad (10)$$

式中, $\Delta \hat{\varepsilon}_p = (1-m)\Delta \varepsilon^n$ 为塑性应变增量, $\Delta \hat{\sigma}_p = \int_0^{\Delta \hat{\varepsilon}_p} \mathbf{D}^{ep} d\varepsilon$ 为塑性应力增量, \mathbf{D}^{ep} 为由 von Mises 流动法则^[29]导出的弹塑性矩阵。

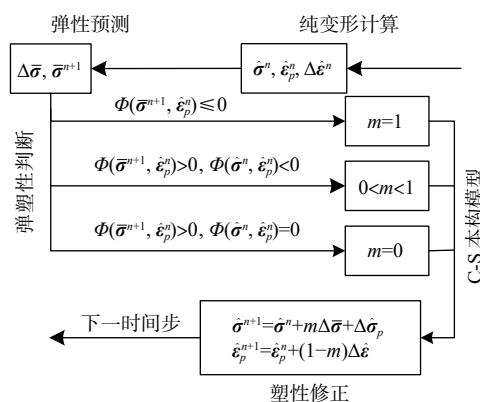


图 4 基于应力积分回退算法的弹塑性材料处理
Fig.4 Elastoplastic material treatment based on stress integral regression algorithm

2 缩尺比厚壁管道压溃试验

2.1 试验过程

如图 5 所示, 在天津大学的缩尺比深水压力舱^[13]中进行了缩尺比厚壁管道压溃试验, 其中, 压力舱

内径 0.24 m, 可容纳最长 2.3 m、外径 8~76 mm 的管件, 可模拟 70 MPa 高压水环境。加压设备为高压注水泵, 最大加载速度为 2 MPa/s, 试验时压力载荷的控制精度 $\pm 0.2\%$ FFS, 波动范围 $\leq 0.5\%$ 。压力传感器为 MSP300 压力传感器, 测量精度 $\pm 0.2\%$ FFS。

厚壁管道压溃试验流程如图 6 所示^[24]。首先是试验管件的预处理, 包括管件截取、参数测量和端部法兰焊接; 然后是试验管件的安装, 关闭舱盖并向内注水; 舱内水满后关闭进水阀和排气阀, 小幅加压检查水密性; 如果水密性合格, 则启动数据监测系统, 并继续加压至舱内水压骤降时为止; 接着卸压、排水, 打开舱盖取出试验管件; 最后, 观察试验管件压溃形貌和处理试验数据。



图 5 天津大学缩尺比深水压力舱^[13]

Fig.5 A scale pressure chamber in Tianjin University^[13]

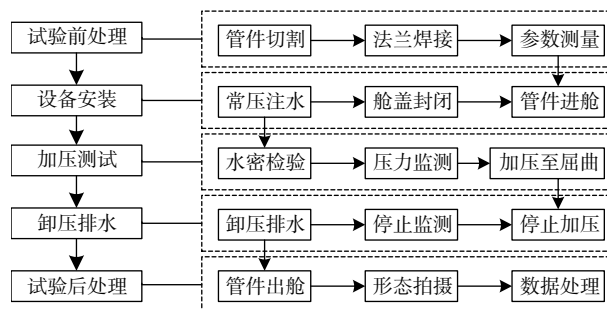
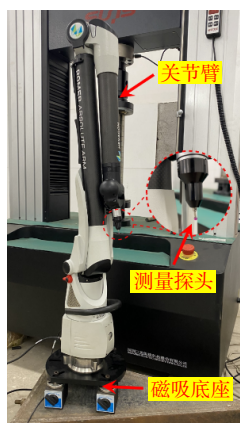


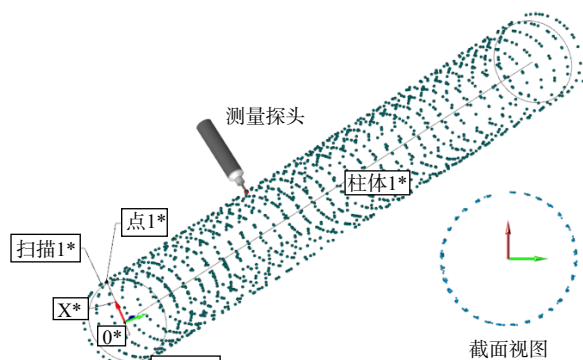
图 6 厚壁管道压溃试验流程

Fig.6 Experimental procedure of buckling test for thick-walled pipe samples

试验管件依据径厚比(12 和 16)分为两组, 每组 4 根, 依次编号为 R1~R8。图 7 所示为利用 RA7320 便携关节臂三坐标测量机, 测量管件外轮廓点云数据, 取截面平均外直径和最大椭圆度作为试验管件的直径和初始椭圆度。试验管件的壁厚则用 MT192 多模式超声波测厚仪测量后取平均值。图 8 所示则为截取标准拉伸试样件并通过万能拉伸试验机完成准静态材料测试, 根据测试数据拟合得到 C-S 模型(式(4))的相关参数。试验管件的材料参数和几何参数如表 1 所示。



(a) RA7320 便携式关节臂三坐标测量机



(b) 扫描点示意图

图 7 直径和椭圆度测量

Fig.7 Diameter and ovality measurement

2.2 试验结果

图 9(a)为试验过程中水压加载控制台的界面, 图 9(b)为试验结束后 8 根试验管件的形貌图。由图 9(b)可知, 试样件压溃后呈“哑铃状”, 其位置为测量的最大初始椭圆度所在区域。由试验管件的侧视图可知, 管道局部压溃后发生了内壁碰撞接触。

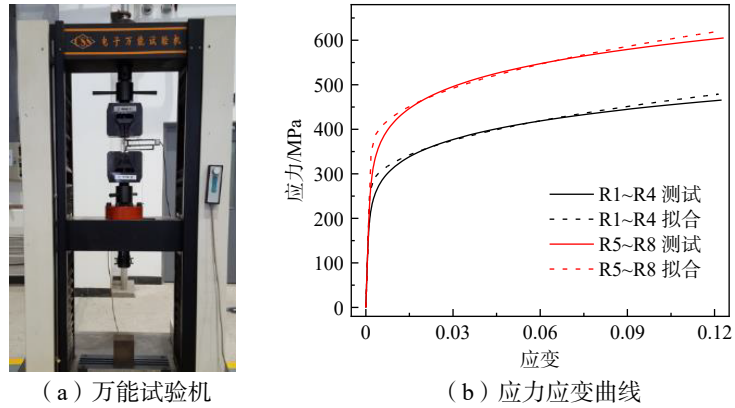


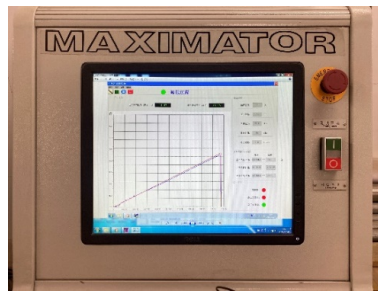
图 8 静态拉伸测试

Fig.8 Facility and results of the quasi-static tensile test

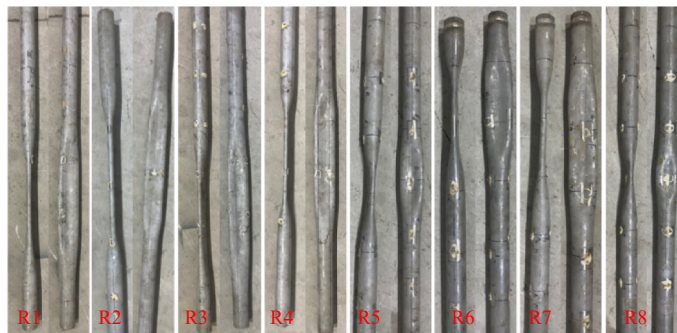
表 1 试验管件的几何参数和材料参数

Tab.1 Geometric and material parameters of pipe samples

编号	D/mm	t/mm	$\Delta_0/\%$	E/GPa	μ	A_{C-S}/MPa	B_{C-S}/MPa	n_{C-S}
R1	75.82	6.31	0.66	193	0.3	257.22	563.60	0.44
R2	76.04	6.32	0.62					
R3	75.70	5.97	0.47					
R4	75.70	6.00	0.55					
R5	51.50	3.15	0.35	193	0.3	348.05	692.80	0.44
R6	51.50	3.15	0.56					
R7	51.50	3.15	0.61					
R8	51.00	3.10	0.68					



(a) 压力加载与监测



(b) 局部压溃形态

图 9 管件缩尺比实验
Fig.9 Test of scaled pipes

由加载控制台导出的试验中 R1~R8 的水压加载计划和压力舱内实际水压数据, 分别如图 10(a)~(d)所示。由图可知, 舱内水压上升至某一值时将发生骤降, 这对应着管件的局部压溃。试验管件 R1~R4 的试验静力屈服载荷分别为 50.96 MPa、51.27 MPa、48.53 MPa 和 48.66 MPa; 管件 R5~R8 的试验值则分别为 46.33 MPa、44.49 MPa、44.76 MPa 和 46.51 MPa。

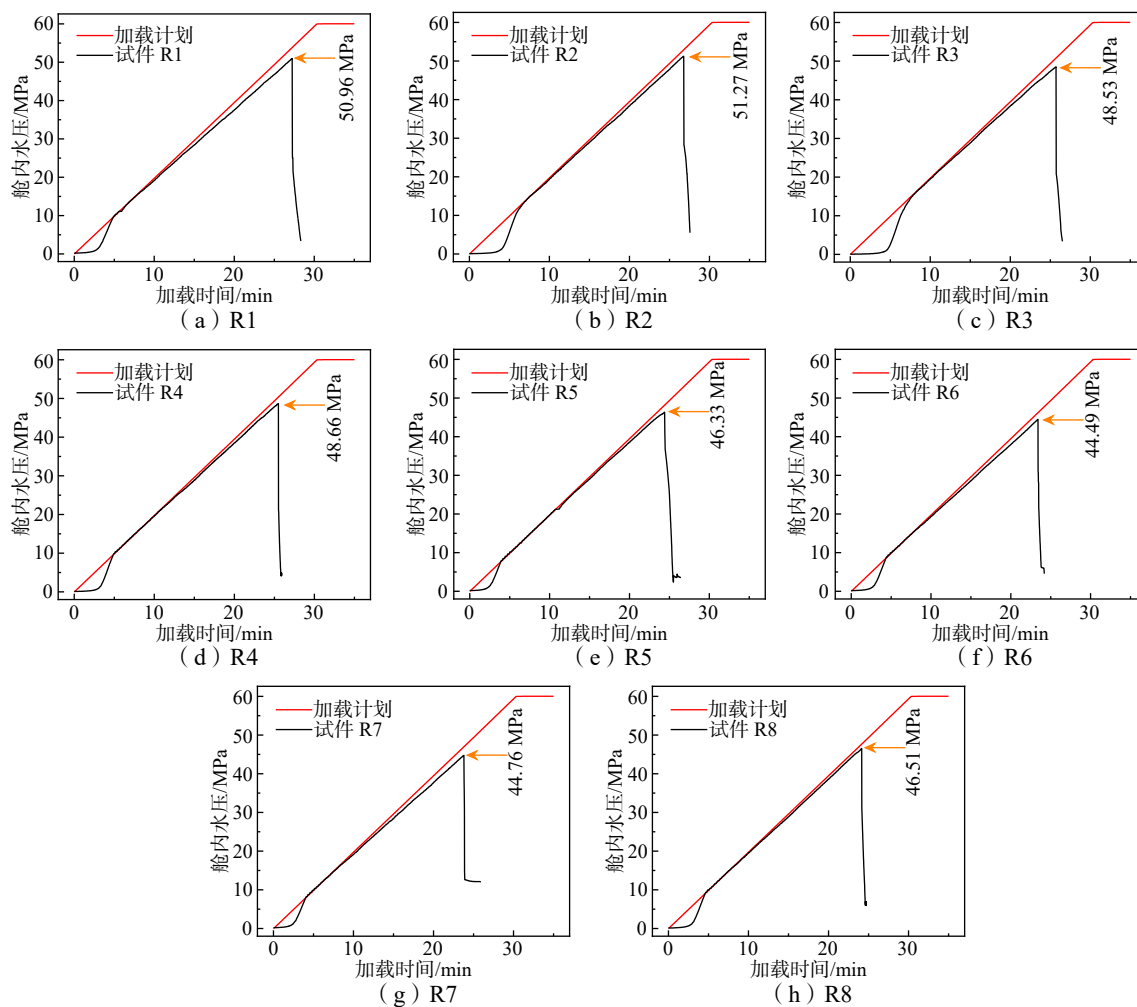


图 10 舱内水压曲线

Fig.10 Water pressure-time curves

3 结果分析与讨论

3.1 计算结果对比验证

依据 1.1 节所述方法建立深水厚壁管道的 VFIFE 模型, 长度取 1.2 m, 其他尺寸同表 1 一致。时间步长取 2.0×10^{-7} s, 阻尼参数取 10.0。以 R1 为例, 首先取加载速度 200 MPa/s 进行网格收敛性分析。考虑五种网格方案(环向网格数 \times 径向网格数 \times 轴向网格数), 分别为 $9 \times 2 \times 90$ 、 $12 \times 2 \times 120$ 、 $15 \times 2 \times 150$ 、 $20 \times 4 \times 20$ 和 $25 \times 4 \times 250$, 依次编号为 Mesh#1~5。记录 $z = 0$ 处截面内壁的长轴点和短轴点的位移曲线, 如图 11(a)所示, 图中随着外压不断增大, 质点位移先是缓慢增大, 然后急剧增大, 最后稳定在某值。对应的物理过程为, 随着外压不断增大, 管道截面首先发生微小变形, 然后发生屈曲压溃, 产生截面内大变形直至内壁接触碰撞。图中比较后可知, 随着网格数量的增加, 质点位移曲线差异明显减小并趋于稳定。其中, 网格方案 Mesh#3~5 具有较好收敛性, 故本文选择 Mesh#3 用于深水厚壁管道压溃分析。为确定

准静态加载下允许的最大加载速度, 计算中采用五种加载速率 (300 MPa/s、250 MPa/s、200 MPa/s、150 MPa/s 和 100 MPa/s) 进行求解, 其长轴点和短轴点的位移曲线如图 11(b) 所示。依据 Budiansky-Roth 动力屈曲准则^[24], 五个加载速率对应的压溃压力为 53.62 MPa、52.84 MPa、52.28 MPa、51.91 MPa 和 51.60 MPa。可以发现, 随着加载速率的增大, 管道的屈曲载荷有所增大。这是因为较大加载速率下管道应变率和惯性力的影响导致的。当加载速度由 300 MPa/s 下降到 100 MPa/s 时, 压溃压力相对变化由 1.45% 降低至 0.60%, 可以认为接近准静态加载过程。后续的计算分析取加载速度 100 MPa/s。

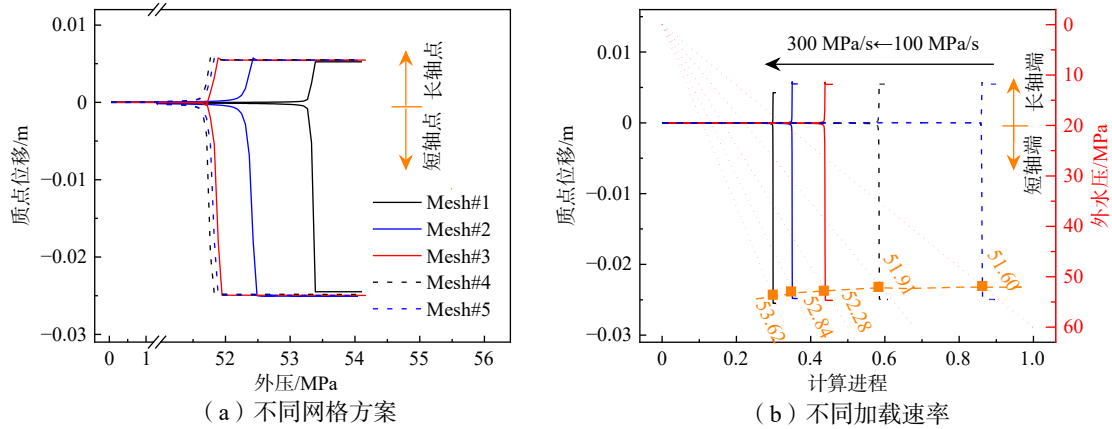


图 11 网格和加载速率收敛性分析

Fig.11 Convergence analysis of different mesh densities and pressure loading rates

图 12 为根据 1/8 模型计算结果绘制的 1/2 管道模型等效 Mises 应力和变形的情况, 其中①~⑩为 $z=0$ 处的完整截面。外压较小时, 管道长轴端的内壁应力水平较高, 其他部位应力较低(图 12 中①和②)。随着外压增大, 管道长轴端内壁的高应力区域向短轴端内壁扩展(图 12 中③)。进一步地, 管道短轴端外壁应力升高, 与管道长轴端内壁形成贯通的高应力区域(图 12 中④和⑤)。这是实体结构屈曲失稳的典型趋势^[8,29]。当外压足够大时, $z=0$ 处管道截面内除了短轴端内壁附近应力略低, 整体进入塑性变形阶段(图 12 中⑥)并随即发生了椭圆大变形(图 12 中⑦和⑧)。当椭圆大变形进一步发展, 短轴一侧管壁下陷并因相互碰撞接触而呈扁平状态, 截面变形呈现“哑铃”形(图 12 中⑨)。在这种大变形中, 长轴一侧管道内壁出现褶皱。这是由于壁厚较大, 截面内的挤压造成的。管道截面呈现“哑铃”形后, 短轴一侧应力降低, 长轴一侧依然保持高应力状态。如果继续让外水压小幅增大, 管道将沿着两端发生快速的屈曲传播(图 12 中⑩)。对比图 9(b)和图 12, VFIFE 模拟结果能够“再现”试验中观测到的真实结构变形。需要说明的是, 本文用的常应变四面体单元精度具有局限性, 在模拟管道后屈曲行为时, 会呈现不连续的应力分布(图 12 中③和⑨)。但对于管道发生的第一次屈曲过程(局部压溃), 本文的网格和单元的精度已经足够。

利用与管件 R1 相同的计算方法, 计算表 1 所示的其他管件的压溃压力。另外, 同时进行 ABAQUS 经典有限元模拟和 DNV 规范公式计算。其中, ABAQUS 经典有限元模拟采用与 VFIFE 相同的网格划分方案, 单元类型则选择为 C3D20R(六面体二次减缩积分单元)。而 DNV 规范的计算公式如下:

$$(p_c - p_{el})(p_c^2 - p_p^2) = p_c p_{el} p_p \Delta_0 \frac{D}{t} \quad (11)$$

式中, p_c 为压溃压力, p_{el} 为弹性压溃压力, p_p 为塑性压溃压力。 p_{el} 和 p_p 的计算方法为

$$p_{el} = \frac{2E \left(\frac{t}{D}\right)^3}{1 - \mu^2} \quad (12)$$

$$p_p = A_{C-S} \alpha_{fab} \frac{2t}{D} \quad (13)$$

式中, α_{fab} 为管道制造系数, 无缝钢管取 1.00。

采用 VFIFE 模拟、压溃试验测试、ABAQUS 模拟和 DNV 规范计算得到的管道压溃压力分别记为 p_{cVFIFE} 、 p_{cTEST} 、 p_{cFEM} 和 p_{cDNV} , 管件 R1~R8 对应的计算结果如表 2 所示。其中, 对于 R1~R4, VFIFE 的结果与试验结果两者分别相差 1.26%、1.81%、2.25% 和 1.81%, 前者与 ABAQUS 模拟结果相比则分别相差 3.47%、4.50%、4.95% 和 4.85%, 而与 DNV 规范结果的差别分别为 26.41%、27.69%、26.87% 和 26.77%。对于管件 R5~R8, VFIFE 的结果与试验结果分别相差 -0.41%、0.20%、-1.43% 和 -5.93%, 与 ABAQUS 模拟结果分别相差 3.73%、3.99%、3.84% 和 4.19%, 而与 DNV 规范结果则分别相差 13.81%、13.09%、12.64% 和 13.58%。对于试验管件 R8, VFIFE 和 ABAQUS 的结果比试验值小得多, 应是测量误差或错误导致。可见, VFIFE 的结果同压溃试验测试和 ABAQUS 模拟的误差基本控制在 5% 内, 满足工程精度要求。另外, DNV 规范的计算结果明显低估了小径厚比管道的极限承载力, 而且随着径厚比减小这种低估越发明显^[8], 甚至达到 27.69%。这种低估将导致管道壁厚取值偏保守, 易造成重量过大而出现安装困难、材料浪费和成本增加问题。

表 2 VFIFE 计算结果同其他方法结果的比较

Tab.2 Comparison between VFIFE and other methods of collapse pressure results

编号	D/t	p_{cVFIFE} (MPa)	压溃试验		ABAQUS		DNV	
			p_{cTEST} (MPa)	误差 (%)	p_{cFEM} (MPa)	误差 (%)	p_{cDNV} (MPa)	误差 (%)
R1	12.02	51.60	50.96	1.26	49.87	3.47	40.82	26.41
R2	12.03	52.20	51.27	1.81	49.95	4.50	40.88	27.69
R3	12.68	49.62	48.53	2.25	47.28	4.95	39.11	26.87
R4	12.62	49.54	48.66	1.81	47.25	4.85	39.08	26.77
R5	16.35	46.14	46.33	-0.41	44.48	3.73	40.54	13.81
R6	16.35	44.58	44.49	0.20	42.87	3.99	39.42	13.09
R7	16.35	44.12	44.76	-1.43	42.49	3.84	39.17	12.64
R8	16.45	43.75	46.51	-5.93	41.99	4.19	38.52	13.58

3.2 规范计算公式修正

为分析 DNV 规范的计算结果与其它数值模拟结果的差异, 取 18 英寸全尺寸管道开展几何参数和材料参数的敏感性分析。18 英寸全尺寸管道的基础参数为: $D=457.2$ mm, $D/t=12$, $A_{C-S}=448$ MPa, $\Delta_0=2\%$, $p_{cDNV}=63.82$ MPa, $p_{cVFIFE}=78.60$ MPa。敏感性分析中 D/t 取值范围为 8~18, Δ_0 取值范围 0.5%~3%, 材料屈服强度 A_{C-S} 取值范围 300~550 MPa, 在每个范围内各取 6 个值并正交组合后计算。六个材料屈服强度下的 DNV 规范和 VFIFE 方法的几何参数敏感性分析结果如图 13(a)~(f) 所示。由图 13 可知, 相同 A_{C-S} 和 Δ_0 下, p_{cDNV} 和 p_{cVFIFE} 的相对误差随 D/t 减小而增大; 相同 A_{C-S} 和 D/t 下, p_{cDNV} 和 p_{cVFIFE} 的相对误差随 Δ_0 减小而增大; 随着 A_{C-S} 的增大, 上述的误差也更加明显。

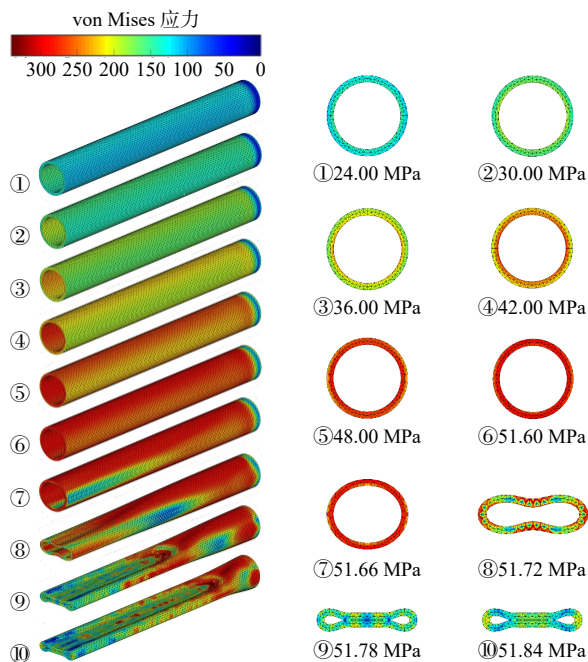


图 12 厚壁管道 r1 的 von Mises 应力分布和变形。

Fig.12 Deformation and von Mises stress distribution of thick wall pipe sample R1

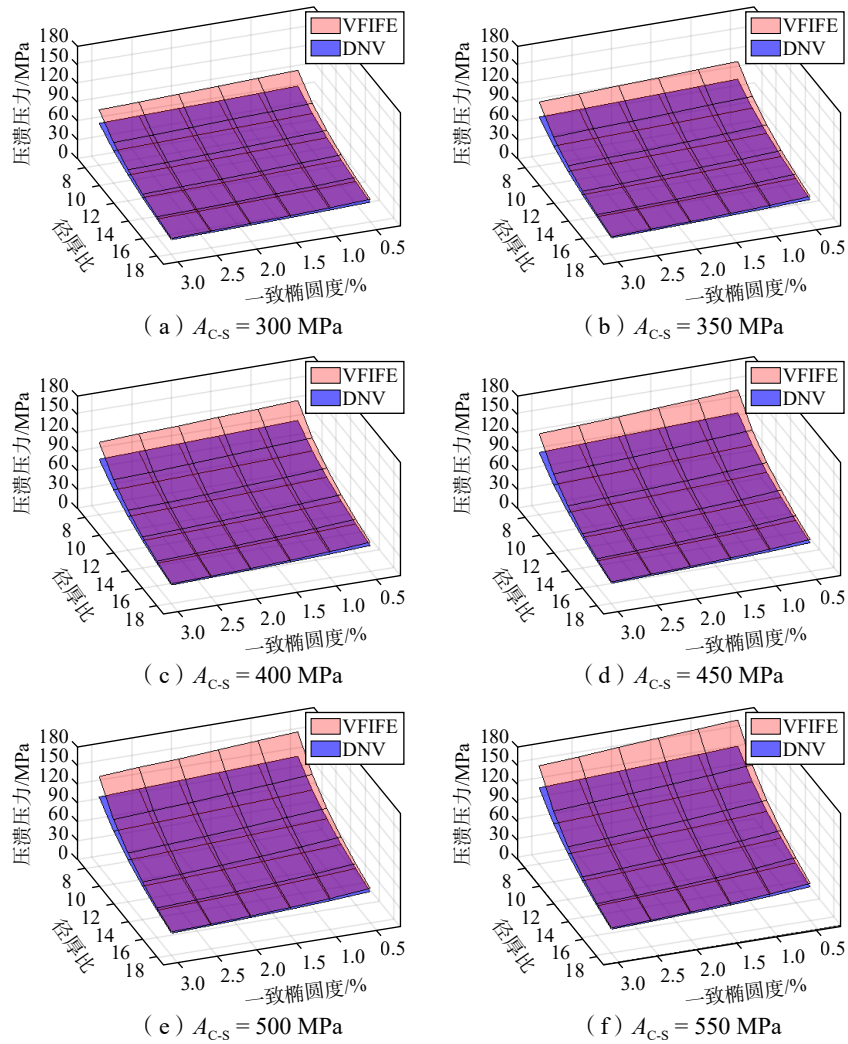


图 13 厚壁管压溃压力的参数敏感性分析

Fig.13 Parameter sensitivity analysis of pipeline collapse pressure

引入修正系数 C_{thick} ，综合考虑 D/t 、 A_{C-S} 、 Δ_0 和规范结果 p_{cDNV} 的影响，提出厚壁管道压溃压力的修正公式如下：

$$P_{thick} = C_{thick} p_{cDNV} = a_1 \left(\frac{D}{t}\right)^{a_2} \left(\frac{A_{C-S}}{\sigma_{ref}}\right)^{a_3} A_0^{a_4} p_{cDNV} \quad (14)$$

式中， σ_{ref} 为参考屈服强度，取 450 MPa； p_{cDNV} 为式(11)计算结果； $a_1 \sim a_4$ 为修正项的参数，通过拟合图 13 中的数据得到，取值如表 3 所示。

表 3 厚壁管道压溃压力修正公式的参数值

Tab.3 Parameters in empirical equation of thick pipeline

参数	a_1	a_2	a_3	a_4
数值	1.9362	-0.2358	-0.0460	-0.0147

为分析式(14)的拟合效果和计算精度，分别开展同源和异源数据对比分析。首先，对比 DNV 规范计算结果、VFIFE 模拟结果与修正公式计算结果。如图 14(a)所示，式(14)能够对 DNV 规范计算结果进行修正，其结果与 VFIFE 模拟结果非常接近。在压溃压力 20~180 MPa 之间，式(14)的拟合误差范围

为-2.49%~1.72%。这是因为 VFIFE 模拟结果属于同源数据,拟合效果较好。然后,对比本文试验结果、文献数据^[12]和修正公式计算结果。其中,文献[12]数据为 $D/t=12.50$ 、14.29 和 16.67 三种尺寸的厚壁管道压溃压力值,钢材等级分为 X52、X60、X65、X70 和 X80 五种, Δ_0 取 1% 和 2% 两种,共计 30 个数据点,最大允许误差为 10.5%。如图 14(b)所示,本文试验数据和文献[12]的数据皆贴近修正公式(14)计算结果的两侧分布。与试验数据和文献[12]数据比较,式(14)的计算误差范围为-6.11%~1.70%。上述分析表明,式(14)较好地拟合 VFIFE 模拟结果和 DNV 规范计算结果,能够较准确地预测深水厚壁管道的压溃压力,对海底厚壁管道的设计和校核具有参考价值。

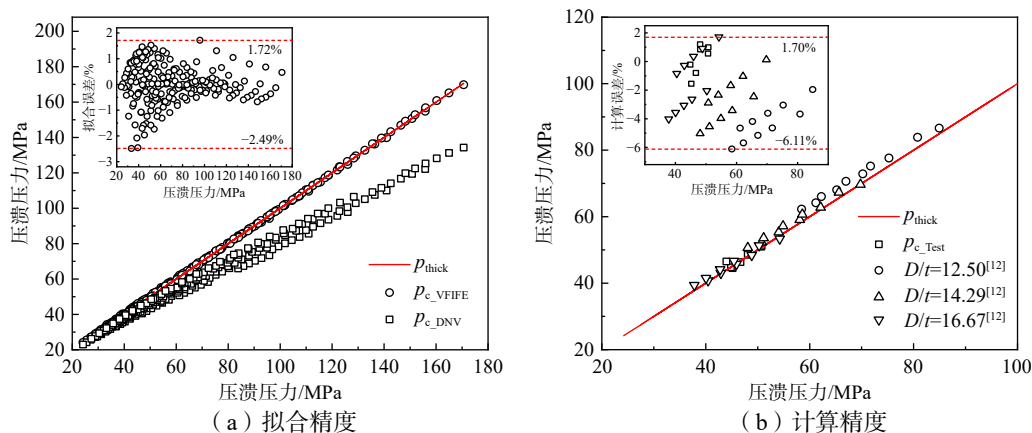


图 14 修正公式的精度分析

Fig.14 Accuracy analysis of the modified formula

4 结 论

本文针对深水、超深水厚壁管道屈曲压溃的关键力学问题,基于 VFIFE 实体单元理论建立了考虑几何、材料和边界非线性的厚壁管道压溃行为的分析模型,并通过 8 组缩尺比压溃试验、DNV 规范、ABAQUS 模拟等方法,分析了上述模型的准确性,研究了径厚比、初始椭圆度和屈服强度的影响,并量化分析了 DNV 规范的计算误差,通过拟合数值结果提出了更准确的厚壁管道压溃压力计算公式,并得到以下结论:

(1)VFIFE 常应变四面体单元模拟结果符合实际情况,可以为深水厚壁管道压溃行为分析提供一套新的分析策略,具有省却传统有限元刚度矩阵计算、程序简单且适合并行、非线性处理能力强等优点。VFIFE 用统一的动力分析过程预测结构行为,并发现较大的加载速率会影响结构响应从而使得临界载荷偏大。因此,为实现外压的准静态加载和节约计算成本,应注意确定结构准静态加载允许的最大加载速率。

(2)厚壁管道在较高的外压载荷作用下会发生局部压溃,管道截面变形由椭圆形变化为内壁带有一定褶皱的“哑铃”形。在外压增大过程中,高应力区域由厚壁管道长轴端的内壁向短轴端内壁扩展,然后与短轴端外壁形成贯通的屈服区域,最后截面整体进入塑性并瞬间发生倒塌,直至内壁出现碰撞接触。如果维持较高外压,管道压溃后将发生快速的屈曲传播。

(3)DNV 规范计算厚壁管道压溃压力的误差,分别随着径厚比减小、初始椭圆度减小和材料屈服强度增大而增大,最大可达 28%。基于 VFIFE 模拟结果和 DNV 规范计算结果提出的厚壁管道压溃压力修正公式,同源数据拟合效果较好(拟合误差为-2.49%~1.72%),异源数据计算精度较高(计算误差为-6.11%~1.70%),可用于深水厚壁管道的设计和校核。

参 考 文 献:

- [1] Kyriakides S, Lee Lianghai. Mechanics of offshore pipelines [M]. Elsevier: Gulf Professional Publishing, 2020.
- [2] 王文立. 深水和超深水区油气勘探难点技术及发展趋势[J]. 中国石油勘探, 2010, 15(4): 5.
Wang W L. Difficulties and development trend of exploration in deep and ultra-deep water area[J]. China Petroleum Exploration, 2010, 15(4): 71–75. (in Chinese)
- [3] 刘羊旸. 我国首个自营 1500 米深水大气田“深海一号”正式投产[OL]. http://www.gov.cn/xinwen/2021-06/25/content_5620905.htm.
- Liu Y Y. Shenhai 1, China's first 1500-meter deep water gas field, was put into production[OL]. http://www.gov.cn/xinwen/2021-06/25/content_5620905.htm. (in Chinese)
- [4] DNVGL-ST-F101, Submarine pipeline system[S]. 2017.
- [5] EN ISO 3183, Petroleum and natural gas industries - Steel pipe for pipeline transportation system[S]. 2019.
- [6] ABS 64, Guide for building and classing subsea pipeline systems[S]. 2014.
- [7] API-RP-111, Design, construction, operation, and maintenance of offshore hydrocarbon pipelines (Limit state design) Fifth edition[S]. 2015.
- [8] 孙震洲. 深海油气管道屈曲失稳机理研究[D]. 天津: 天津大学, 2017.
Sun Z Z. On the buckling instability mechanism of deep-sea pipeline[D]. Tianjin: Tianjin University, 2017. (in Chinese)
- [9] Netto T A, Kyriakides S. Dynamic performance of integral buckle arrestors. Part I: Experiments[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2000, 42(7): 1405–1423.
- [10] Paschoa C. JIP collapse assessment of offshore pipelines with $D/t < 15$ [OL]. <https://www.marinetechologynews.com/blogs/jip-collapse-assessment-of-offshore-pipelines-with-dt-3c-15-700351>.
- [11] Dvorkin E N, Toscano R G. Finite element analysis of the collapse and post-collapse behavior of steel pipes: Applications to the oil industry[M]. Springer Berlin Heidelberg, 2013.
- [12] He T, Duan M, An C. Prediction of the collapse pressure for thick-walled pipes under external pressure[J]. Applied Ocean Research, 2014, 47: 199–203.
- [13] Yu J X, Han M X, Duan J H, et al. A modified numerical calculation method of collapse pressure for thick-walled offshore pipelines[J]. Applied Ocean Research, 2019, 91: 101884.
- [14] Zhang X, Pan G. Collapse of thick-walled subsea pipelines with imperfections subjected to external pressure[J]. Ocean Engineering, 2020, 213: 107705.
- [15] Gong S, Zhou L, Wang X, et al. On the collapse of thick-walled pipes with corrosion defects under external pressure[J]. Marine Structures, 2021, 76(1): 102925.
- [16] Takla M. Non-symmetric bifurcation and collapse of elastic-plastic thick-walled cylinders under combined radial and axial loading[J]. Marine Structures, 2019, 64(MAR.): 246–262.
- [17] 丁承先, 段元锋, 吴东岳. 向量式结构力学[M]. 北京: 科学出版社, 2012.
Ding C X, Duan Y F, Wu D Y. Vector mechanics of structures[M]. Beijing: Science Press, 2012. (in Chinese)
- [18] 王震, 赵阳, 胡可. 基于向量式有限元的三角形薄板单元[J]. 工程力学, 2014, 31(1): 37–45.
Wang Z, Zhao Y, Hu K. Triangular thin-plate element based on vector form intrinsic finite element[J]. Engineering Mechanics, 2014, 31(1): 37–45. (in Chinese)
- [19] 王震. 向量式有限元薄壳单元的理论及应用[D]. 杭州: 浙江大学, 2013.
Wang Z. Theory and application of thin shell element based on the vector form intrinsic finite element method[D]. Hangzhou: Zhejiang University, 2013. (in Chinese)
- [20] 王震, 赵阳, 杨学林. 基于六面体网格的向量式有限元分析及应用[J]. 计算力学学报, 2018, 035(4): 480–486.
Wang Z, Zhao Y, Yang X L. Analysis and application of the vector form intrinsic finite element based on the hexahedral grid[J]. Chinese Journal of Computational Mechanics, 2018, 035(4): 480–486. (in Chinese)
- [21] 王震, 赵阳, 杨学林. 基于向量式有限元的实体结构非线性行为分析[J]. 建筑结构学报, 2015, 3: 133–140.
Wang Z, Zhao Y, Yang X L. Nonlinear behavior analysis of entity structure based on vector form intrinsic finite element[J]. Journal of Building Structures, 2015, 3: 133–140. (in Chinese)

- [22] Duan Y, Tao J, Zhang H, et al. Real-time hybrid simulation based on vector form intrinsic finite element and field programmable gate array[J]. *Structural Control Health Monitoring*, 2019, 26(1): e2277.
- [23] Li X, Guo X, Guo H. Vector form intrinsic finite element method for nonlinear analysis of three-dimensional marine risers[J]. *Ocean Engineering*, 2018, 161: 257–267.
- [24] 李振眠, 余 杨, 余建星, 等. 基于向量有限元的深水管道屈曲行为分析[J]. *工程力学*, 2021, 38(4): 247–256.
Li Z M, Yu Y, Yu J X, et al. Buckling analysis of deepwater pipelines by vector form intrinsic finite element[J]. *Engineering Mechanics*, 2021, 38(4): 247–256. (in Chinese)
- [25] Yu Y, Li Z, Yu J, et al. Buckling failure analysis for buried subsea pipeline under reverse fault displacement[J]. *Thin-Walled Structures*, 2021, 169(4): 108350.
- [26] Xu L, Lin M. Numerical study on critical axial forces of upheaval buckling for initially stressed submarine pipelines on uneven seabed[J]. *Ocean Engineering*, 2017, 145: 344–358.
- [27] Yu Y, Li Z, Yu J, et al. Buckling analysis of subsea pipeline with integral buckle arrestor using vector form intrinsic finite thin shell element[J]. *Thin-Walled Structures*, 2021, 164: 107533.
- [28] 徐荣桥. 结构分析的有限元法与 MATLAB 程序设计[M]. 北京: 人民交通出版社, 2006.
Xu R Q. Finite element method in structural analyses and MATLAB programing[M]. Beijing: China Communications Press, 2006. (in Chinese)
- [29] Smith I M, Griffiths D V, Margetts L. Programming the finite element method[M]. New Jersey: Wiley, 2014.
- [30] OpenMP. The OpenMP API specification for parallel programming[OL]. <https://www.openmp.org>.
- [31] Bridson R, Fedkiw R, Anderson J. Robust treatment of collisions, contact and friction for cloth animation[J]. *ACM Transactions on Graphics (ACM SIGGRAPH 2002)*, 2002, 21(3): 594–603.