

DOI: 10.7672/sjgs2026100134

超大直径 HDPE 海底管道水下插接施工力学响应与关键技术*

王兆忠¹, 于雯雯², 梁邦炎²

(1. 中交第四航务工程局有限公司, 广东 广州 510290; 2. 中交四航局第二工程有限公司, 广东 广州 510230)

[摘要] 针对超大直径 HDPE 海底管道最终合龙段水下对接中存在的管口难对位、变形难控制及连接安全难统一的问题, 依托沙特吉赞 JIGCC 取排水工程, 提出合龙段适度加长并反向拉弧的水下插接安装方法。建立端部约束下的力学分析模型, 研究增长量、弧线形态、管口位移与内力响应之间的关系, 并验算法兰环承载能力。结果表明, 预留增长量主要转化为管口位移, 管段伸长消耗占比较小; 牵拉作用形成的双弧线形可实现位移协调, 结构响应以整体受弯为主; 各工况下管段强度和法兰连接均满足要求。最终合龙可由经验性水下调整转化为参数可控的柔性变形协调过程。

[关键词] 海底管道; 合龙; 水下插接; 安装; 力学响应; 施工控制

[中图分类号] U459

[文献标识码] A

[文章编号] 2097-0897(2026)10-0134-07

Mechanical Response and Key Technology of Underwater Connection Construction of Super-large Diameter HDPE Submarine Pipeline

WANG Zhaozhong¹, YU Wenwen², LIANG Bangyan²

(1. CCCC Fourth Harbour Engineering Co., Ltd., Guangzhou, Guangdong 510290, China; 2. The Second Engineering Company of CCCC Fourth Harbor Engineering Co., Ltd., Guangzhou, Guangdong 510230, China)

Abstract: Aiming at the problems of difficult alignment, difficult control of deformation and difficult unification of connection safety in the underwater docking of the final closure section of super-large diameter HDPE submarine pipe, based on the JIGCC water intake and drainage project in Gizan, Saudi Arabia, an underwater connection installation method of moderately lengthening the closure section and reverse arcing is proposed. The mechanical analysis model under end constraints is established to study the relationship between growth, arc shape, nozzle displacement and internal force response, and to check the bearing capacity of flange ring. The results show that the reserved growth is mainly transformed into the displacement of the nozzle, and the elongation consumption of the pipe section is small. The double arc shape formed by the pulling effect can achieve displacement coordination, and the structural response is mainly overall bending. Under various working conditions, the strength of the pipe section and the flange connection meet the requirements. Finally, the closure can be transformed from empirical underwater adjustment into a flexible deformation coordination process with controllable parameters.

Keywords: submarine pipeline; closure; underwater splicing; installation; mechanical response; construction control

0 引言

海底取排水管道是近岸能源、石化和海水淡化

工程中的关键输水构件。相较于钢管, HDPE 管道因耐腐蚀、柔性好、抗冲击能力强和施工适应性强, 逐渐应用于大直径海底管道工程。已有研究通常从海上安装阶段切入, 强调 HDPE 管道的弯曲半径、牵拉力、浮力状态和安装线形之间存在紧密联系。对于超大直径、超长 HDPE 管道而言, 柔性是

* 中交第四航务工程局有限公司科研课题: 基于大直径管道取排水的海水冷却关键技术研究 (2023-A-3-I-09)

[作者简介] 王兆忠, 高级工程师, E-mail: wangzhaozhong@ccccltd.cn

[通信作者] 于雯雯, 高级工程师, E-mail: yuwenwen@ccccltd.cn

[收稿日期] 2026-01-17

适应误差的优势,也可能成为施工风险来源,尤其在最终合龙段,前期沉放误差、温度变形、基槽约束和水下作业空间共同作用,使管口对位不再是简单的连接问题,而演变为几何协调、受力控制与局部安全并存的施工力学问题。

围绕 HDPE 管道材料性能与连接可靠性,已有研究涵盖本体失效、材料长期行为和接头评价。Wang 等^[1]综述聚乙烯管道失效机制、性能模型、检测与修复技术,指出安全评价已转向寿命、缺陷与完整性管理并重。Amjadi 等^[2]通过蠕变试验与本构建模揭示了 HDPE 长期变形规律,说明短时指标难以表征服役可靠性。李岩等^[3]综述应变硬化模量法在慢速裂纹增长评价中的应用,为抗裂性能判别提供依据。Wang 等^[4]对比分析了大直径厚壁 PE 管热熔对接工艺,表明焊接工艺会影响接头拉伸性能、结晶度和硬度分布。李兆璞等^[5]指出加热压力、温度和冷却条件影响热熔焊接质量。Mathkoor 等^[6]进一步通过参数优化说明接头外形与焊接强度受工艺参数控制显著。Bai 等^[7]采用分级等应力法表明接头长期性能需独立评价。Zhang 等^[8]将超声相控阵与全聚焦成像方法用于 HDPE 热熔接头检测。Rao 等^[9]则通过滤波与奇异值分解方法提升 HDPE 管材缺陷识别效果,提高了连接质量评价的可操作性。闻炯明等^[10]揭示了工艺参数对焊接残余应力的影响。Zha 等^[11]通过基础沉降下预裂纹聚乙烯管断裂分析指出外部变形可诱发局部损伤风险。现有研究已揭示材料、工艺与缺陷规律,但安装阶段整体变形与连接构造受力机理仍缺少深入研究。

针对 HDPE 管道安装阶段力学行为,研究已从服役分析扩展到施工变形控制与安全评价。Jiwa 等^[12]提出海上安装弯曲半径简化预测方法,指出牵拉张力、水深和浮力状态共同制约施工安全。Gnatowski 等^[13]通过数值模拟与试验对比表明聚乙烯管位移和应力分布具有非线性特征。Shi 等^[14]利用有限元分析核电管廊 HDPE 管道,说明约束和布置影响局部应力集中。Zha 等^[11]发现基础沉降可诱发裂纹扩展与局部失效风险。Wu 等^[15]研究地层沉降下含划伤缺陷聚乙烯管的力学行为,表明沉降位移是影响承载能力的重要因素。An 等^[16]通过试验与数值模拟分析浅埋 HDPE 管道在塌落体冲击下的响应特征,为短时扰动工况提供参考。张玉琦等^[17]进一步指出承插式 HDPE 管道连接构造在冲击扰动下可能成为薄弱环节。Li 等^[18]研究堆载作用下埋地 PE 管的应力和变形规律。Ali 等^[19]通过

室内试验与数值模拟分析柔性埋地管在交通荷载作用下的结构响应。曲艳东等^[20]讨论爆炸荷载作用下聚乙烯管道受力特征,为施工阈值和安全判别提供依据。然而,这些成果多面向沉放、服役或外部扰动响应,针对最终合龙段加长、反拉成弧、插接的双端协调过程,仍缺少直接适用的力学模型。

现有研究对 HDPE 管道材料性能、接头强度、服役失效及海上安装线形控制开展了大量的研究,也为管道弯曲半径和施工参数分析提供了方法,但关于有限增长量能否转化为足够管口位移、反向牵拉是否引起不利内力集中、法兰连接区能否承受整体变形传递的附加作用等问题还缺乏更清晰的解释。基于此,本文依托沙特吉赞 JIGCC 取排水工程,建立最终合龙段力学分析模型,拟研究增长量、弧线形态、管口位移和内力响应之间的关系,并结合法兰安全验算,提出相应的施工控制方法。

1 工程概况

沙特吉赞 JIGCC 取排水工程位于红海东岸,服务于吉赞经济城炼油厂和发电厂冷却系统,需通过 6 根内径 3m、离岸约 2.5km 的 HDPE 海底管道完成温排水扩散。该 HDPE 海底管道管径大、管段长,单根管道又分为 8 个非等长安装段,需经历陆上熔接、出运、海上浮运、灌水沉放、水下精定位和法兰对接等连续工序,采用浮运导航监控系统、非固定型定位系泊系统及大吨位气囊,确保海上出运安装安全性和效率(见图 1,2)。本工程特殊之处在于管段同时涉及陆上-水下过渡段和水下安装段,并采用不同壁厚以兼顾安全性与轻量化,管段刚度、自重、浮沉状态和对接控制更复杂。



图 1 海底管道出运安装

Fig. 1 Submarine pipeline transportation and installation

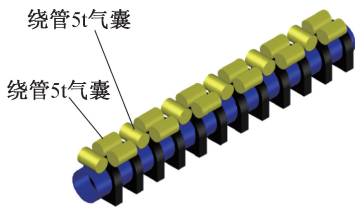


图 2 大吨位气囊绑扎

Fig. 2 Large tonnage airbag binding

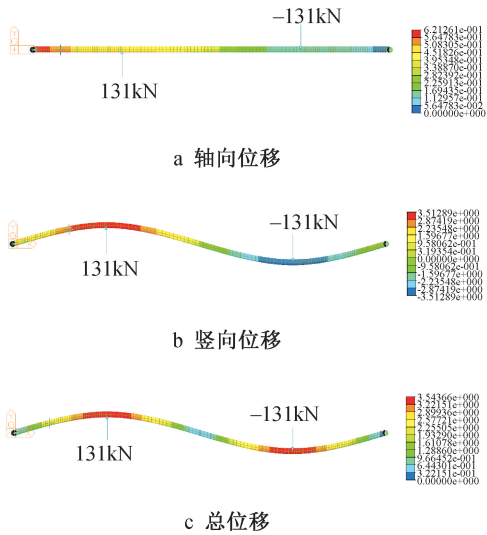


图 6 管段位移(单位:m)

Fig. 6 Total displacement of the pipe section (unit:m)

约为 64.23kN;其分布连续、变化平缓,未出现局部尖峰,说明牵拉荷载能较均匀地传递至整根管段。弯矩则表现出与双弧线形一致的符号转换规律:第 1 段弧以正弯矩为主,第 2 段弧以负弯矩为主,二者在中部过渡区完成由正到负的平顺转换,最大弯矩约为 3 049kN·m。这表明,合龙段受力并非由局部集中荷载控制,而是以整体弯曲效应为主导,因此弯矩水平是评价该工况结构安全性的关键指标。

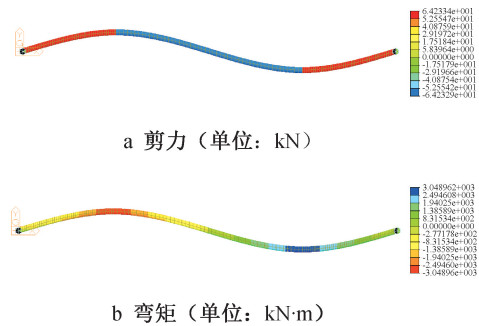


图 7 管段应力

Fig. 7 Stress of pipe section

强度验算按管节圆环截面参数进行抗弯与抗剪校核,计算得到最大正应力为 3.54MPa < 12.3MPa,最大剪应力为 0.24MPa < 7.4MPa,管段抗弯、抗剪承载力均满足要求。剪力虽在端部和荷载转换区相对较大,但幅值较小,主要反映荷载传递特征;控制因素仍为双弧区弯矩峰值。最大弯矩出现在弧形发展控制区,而非支座或单一加载点,说明当前荷载布置避免了局部应力过度集中,使强度风险转化为整体可控弯曲。因此,在 131kN 牵拉荷载作用下,合龙段既能满足预定变形要求,又能保持管段强度处于允许范围内,表明该工况下变形协

调与结构安全之间实现了较好的统一。

3.3 各工况结果分析

各工况结果汇总如表 2 所示。由表 2 可知,3 种工况在达到目标线形后均能形成稳定的双弧变形,且实际弦高分别为 3.513、3.002、2.495m,与理论弦高 3.5、3.0、2.5m 高度吻合,说明所建立的试算方法能较准确地实现由目标弧线到施工荷载的反推控制。进一步比较可发现,随着理论弦高和加长长度逐步减小,管头位移也由 0.621m 降至 0.370m,表现出明显的同步衰减规律;与此同时,所需牵拉荷载却由 131kN 升至 154kN,呈现出位移储备减小而荷载需求增大的反向变化特征。其本质在于:增长量越小,管段可供调动的几何余量越有限,为形成既定弧线并释放有效端部位移,就越需依赖更大的外部牵拉来激发结构变形能力。也就是说,在最终合龙控制中,牵拉荷载并不能替代增长量本身,增长量决定了位移储备上限,荷载只是实现该位移储备的调控手段。

表 2 各工况结果汇总

Table 2 Summary of results for each calculation case			
项目	工况 1	工况 2	工况 3
理论弦高/m	3.5	3.0	2.5
计算长度 L_2 /m	190.49	176.336	160.952
加长长度 (L_2-L_1) /m	0.688	0.546	0.416
所需荷载/kN	131	141	154
实际弦高 D_y /m	3.513	3.002	2.495
管头位移/m	0.621	0.490	0.370
管段自身伸长 (L_3-L_2) /m	0.072	0.056	0.042
最大弯矩/(kN·m)	3 049	3 039	3 031
法兰允许弯矩/(kN·m)	3 194	3 194	3 194
管段强度是否满足要求	满足	满足	满足

从长度分配和内力响应看,3 种工况表现出较稳定的规律性。工况 1、2、3 中的管段自身伸长分别为 0.072、0.056、0.042m,均不超过预留加长量的 10%,而约 90%的加长长度最终转化为管头移动能力,说明在当前荷载布置和边界条件下,预留增长量的利用方式具有较强的一致性,即主要服务于对位补偿,而非被结构拉伸大量消耗。3 种工况下的最大弯矩分别为 3 049、3 039、3 031kN·m,变化幅度很小,且均低于法兰允许弯矩 3 194kN·m,管段强度均满足要求。结果表明,不同工况对位移能力和施工荷载的影响远大于对峰值内力的影响,方案优选的关键不在于单纯追求更小弯矩,而在于在安全的前提下获得更高的误差吸收能力和更小的施工实施难度。就工程应用而言,工况 1 以较大的增长量换取了最大的管头位移和最低的牵拉荷载,更适用于安装误差较大或现场不确定性较强的合龙

场景;工况 2,3 虽同样可行,但对牵拉控制精度和现场测量配合提出了更高要求。由此可见,最终合龙段的参数设计应服从“以增长量控制位移储备、以牵拉荷载实现线形调节、以内力校核保证连接安全”的总体思路。

4 临时工况与局部连接安全验算

4.1 临时工况分析

最终合龙段安装并非单一的静态对位过程。在实际施工中,卷扬牵拉、姿态修正、局部释放及短时不均匀受力都会使管段经历比设计拉弧工况更不利的临时受力状态。所以,有必要考察合龙段在较大牵拉荷载下的变形与强度响应,以判定施工操作的安全边界。以 131kN 为目标拉弧荷载时,管段已可满足设计弧线要求;但若按临时最大曲率控制条件取 50D(D 为环外径)作为变形上限,则对应竖向位移约为 7.12m。据此,选取 150,170,270kN 3 种临时工况进行验算,其变形形态如图 8 所示。由图 8 可知,随着拉力增大,管段整体线形始终保持连续平顺,双弧特征未发生突变;说明临时拉力变化主要引起弧高放大,而未导致局部折曲或失稳。

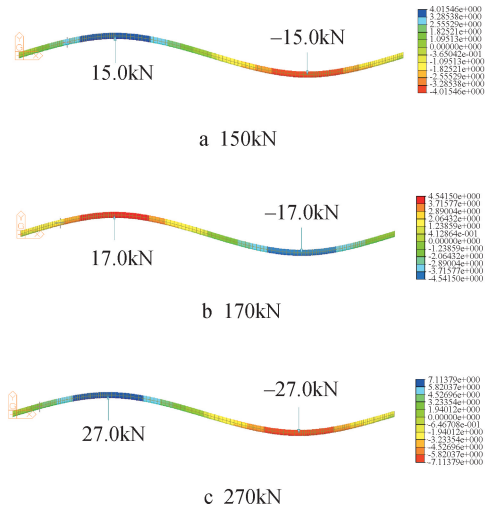


图 8 管段竖向位移(单位:m)

Fig. 8 Vertical displacement of the pipe section(unit: m)

临时工况验算结果如表 3 所示。由表 3 可知,拉力由 150kN 增至 270kN 时,竖向位移由 4.02m 增至 7.11m,管口位移由 0.812m 增至 2.562m,弯矩由 3 488kN·m 增至 6 219kN·m,剪力由 73.55kN 增至 132kN,正应力和剪应力也同步增大,表明临时工况下结构响应与牵拉荷载之间具有清晰的单调增长关系。其中,弯矩和正应力增长更显著,说明临时阶段的控制性因素仍是整体弯曲效应,而非剪切破坏。150kN 工况虽满足强度要求,但管口位移仅 0.812m,不足以满足合龙段 1m 以上的位移需求,因

此 150kN 不能作为安装控制力上限;当拉力增至 170kN 时,管口位移达到 1.04m,首次满足对位要求,可视为施工功能上的下限控制值;当拉力继续提高至 270kN 时,竖向位移增至 7.11m,已接近按 50D 控制得到的变形上限,但对应正应力 7.22MPa、剪应力 0.49MPa 仍明显小于容许值 12.3MPa 和 7.4MPa,说明结构仍具有足够安全储备。可认为,临时工况下合理的施工拉力区间应控制在 170~270kN;其下限保证管口具备有效对位能力,其上限受最大允许变形控制,从而实现既能对位、又不失稳的施工控制目标。

表 3 临时工况验算结果

Table 3 Verification results for temporary load cases							
拉力/ kN	竖向 位移/ m	管口 位移/ m	弯矩/ (kN·m)	剪力/ kN	正应 力/ MPa	剪应 力/ MPa	备注
150	4.02	0.812	3 488	73.55	4.05	0.27	卷扬机拉力临界
170	4.54	1.040	3 948	83.40	4.58	0.31	管口 1m 位移临界
270	7.11	2.562	6 219	132.00	7.22	0.49	最大拉力临界

4.2 连接安全验算

为评估最终合龙过程中连接构造的安全储备,有必要对法兰环在弯曲作用下的承载能力进行验算。考虑到合龙段拉弧变形所产生的内力最终需通过法兰连接传递,法兰环实际上构成了整体受力链条中的关键薄弱环节,其安全与否将直接影响最终插接工况的可靠性。本文以法兰环达到屈服应力作为承载能力控制准则,先依据螺孔相对中性轴的位置关系,建立螺孔荷载与最不利位置荷载之间的比例分配关系,再通过试算法逐步调整控制荷载,直至法兰环危险区域进入屈服状态,以此反求法兰环所能承受的极限弯曲效应。计算结果表明,当控制荷载取 94.4kN 时,法兰环达到屈服应力状态,据此可确定其允许弯矩为 3 194kN·m。

结合前述各工况的计算结果进行对比可知,合龙段在不同工况下传递至法兰环的实际弯矩均小于该允许值,其中工况 1,2,3 最大弯矩分别为 3 049,3 039,3 031kN·m,均处于法兰环承载能力范围内。法兰环应力较大区域主要集中在受力传递和约束作用较明显的位置(见图 9),整体呈沿环向分布、局部略有集中的特征,但尚未形成超限破坏区。这说明本研究所提出的合龙控制方案,管段做弧所引起的整体弯曲内力虽会向连接部位传递,但其影响仍处于法兰环可承受范围内;不仅能满足管段整体变形协调要求,也能保证连接构造具备必要的安全储备,从而实现整体可变形、局部可承载的受力统一。

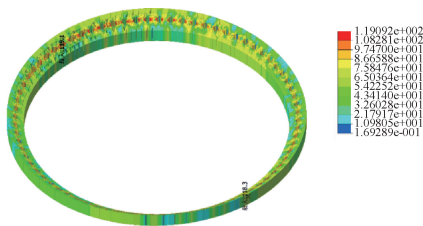


图 9 法兰应力结果(单位:MPa)

Fig. 9 Stress result of the flange(unit:MPa)

5 合龙段水下插接施工技术

1)通过管道进行灌水沉放及吊带长度调整,待安装管道与已安装管道的对接管头已悬浮且悬浮高度基本一致,均约为管底距泥面 1.0m,此处两侧管段的管头仍保持约 5m 的纵向安全距离。

2)拆除待装管道对接端的盲板及已安装端的挡沙板。

3)利用起重船上的 2 台 10t 卷扬机钢丝绳通过卷扬机的作用拉合管端。

4)法兰对接缆绳穿引完成且检查与气囊无冲突后,起重船上 2 台 10t 卷扬机同时收绳,使待安装管段 A 端向已安装管段 B 端靠近。

5)在拉合对接管头过程中,可通过单侧卷扬机点动调整待安装管段 A 端水平位置,通过起重机或对接端气囊充放气调整其标高,然后调整 A、B 端头上下相对位置。

6)当 A、B 对接管段完全贴合且法兰盘孔位基本对齐后,由高位向底位逐渐均匀地插入 6~8 个 GRP 螺栓,同时观察法兰盘间是否存在楔形间隙。如果螺栓顶端贴紧、底端有缝隙,则先将法兰盘上部 GRP 螺栓拧紧,然后抬升管节进而使法兰盘底部贴紧;如果螺栓顶端有缝隙、底端贴紧,则将法兰盘下部 GRP 螺栓拧紧,然后减小钢丝绳拉力,降低法兰盘高度使法兰盘底部贴紧。重复以上步骤,直至法兰盘完全贴紧(见图 10)。确认法兰盘无楔形间隙后,拧紧所有 GRP 螺栓。



图 10 法兰连接完成

Fig. 10 Flange connection is completed

7)GRP 螺栓安装完成后,从管道对接区域开始,从 A 往 B 方向依次释放气囊,完成管道的坐底

沉放;螺栓连接全部完成 24h 后,潜水员需进行第 2 次水下紧固,并使用 2mm 塞尺检测对接头缝隙;若检测合格,则管道对接施工全部完成;若检测不合格,需再进行一轮拧紧、检测,直至检测合格。

8)管道对接后,对管道轴线位置进行复测,确认无误后,通过对气囊排气实现管道继续沉放,从已安装管道预先绑扎的 36m 管段气囊开始往待安装管道方向逐步进行放气,直至待安装管段完全坐底。

9)管道完全下沉后对管道轴线、里程进行复测;气囊完全放气移除后对管道标高进行复测。

6 施工效果

结合现场施工条件,项目在最终合龙前根据实测管口偏差和计算分析结果确定预留增长量、牵拉位置及控制荷载,并通过卷扬牵拉使合龙段形成平顺双弧线形,从而将预留长度转化为可利用的管口位移,避免单纯依靠水下强制拉拢造成局部受力集中。

工程实践表明,该方法能较好地适应超大直径 HDPE 管道水下合龙施工需求。现场施工中,以计算工况结果作为牵拉控制和法兰连接的依据,重点控制管段弧高、管口轴向位移、法兰相对姿态及连接区受力状态。实际安装过程中,管段线形连续平顺,管口对位过程可控,法兰连接效果良好,未出现局部折曲、异常变形或连接失稳现象。

7 结语

1)牵拉张力、水深、充气状态等是海上安装阶段的关键控制参数,而 PE 管道的完整性管理又依赖对缺陷类型、荷载路径和监测方式的对应识别。本文提出的全方位分析模式,可直接服务于方案比选、参数预设与风险前移控制,在施工准备阶段就能明确可调范围、关键控制点和容许边界,从而提高安装组织的可预判性与可实施性。

2)施工扰动、地基变形与周边介质条件会显著改变 HDPE 管道的应力-应变关系,因而工程控制应从结果验算前移到过程调控。本文提出的分析框架可为分段长度配置、牵拉设备选型、连接部位验收及现场监测布设提供统一依据,有助于减少对专用补偿构件和反复水下修正的依赖。

3)超大直径 HDPE 海底管道最终合龙的关键,不在于刚性补偿构件的被动消缺,而在于利用合龙段柔性变形重构管口对位条件。通过适度加长与反向拉弧,可将安装误差转化为可调位移储备。

4)最终合龙段安装本质上受几何参数与受力状态耦合控制。增长量决定对位能力上限,牵拉荷

载决定位移实现路径,而整体弯曲响应则构成施工安全的主导判据。

5) 法兰验算表明,最终合龙施工可通过参数控制实现整体可变形、局部可承载的统一。

参考文献:

[1] WANG H, SHAH J, HAWWAT S E, et al. A comprehensive review of polyethylene pipes; failure mechanisms, performance models, inspection methods, and repair solutions[J]. Journal of pipeline science and engineering, 2024, 4(2): 100174.

[2] AMJADI M, FATEMI A. Creep behavior and modeling of high-density polyethylene (HDPE) [J]. Polymer testing, 2021, 94: 107031.

[3] 李岩,唐晓旭,张伟杰,等. 基于应变硬化模量方法评价聚乙烯管材耐慢速裂纹增长性能研究进展[J]. 中国塑料, 2022, 36(9): 148-159.
LI Y, TANG X X, ZHANG W J, et al. Research progress in evaluation of slow crack growth resistance of polyethylene pipes based on strain hardening modulus[J]. China plastics, 2022, 36(9): 148-159.

[4] WANG Z C, WANG B, XIANG A M, et al. Comparative study on the performance of butt fusion-welding processes for nuclear safety class large-diameter thick-walled PE pipes [J]. Nuclear engineering and technology, 2024, 56(10): 4184-4194.

[5] 李兆璞,武立文,乔亮,等. 聚乙烯管道热熔焊接技术研究进展[J]. 中国塑料, 2022, 36(10): 104-116.
LI Z P, WU L W, QIAO L, et al. Research progress in polyethylene pipeline hot melt welding technology [J]. China plastics, 2022, 36(10): 104-116.

[6] MATHKOOR M S, JASSIM R J, AL-SABUR R. Application of pattern search and genetic algorithms to optimize HDPE pipe joint profiles and strength in the butt fusion welding process [J]. Journal of manufacturing and materials processing, 2024, 8(5): 187.

[7] BAI C M, LIN R, LAI H S. Investigation of creep behavior of HDPE pipe butt fusion welded joints using a stepped isostress method[J]. Polymers, 2024, 16(13): 1803.

[8] ZHANG H W, WANG Q, ZHOU J, et al. High-density polyethylene pipe butt-fusion joint detection via total focusing method and spatiotemporal singular value decomposition [J]. Processes, 2024, 12(6): 1267.

[9] RAO J, ZENG L, LIU M L, et al. Ultrasonic defect detection of high-density polyethylene pipe materials using FIR filtering and block-wise singular value decomposition [J]. Ultrasonics, 2023, 134: 107088.

[10] 闻炯明,孙磊,李兆璞,等. 热熔焊接工艺参数对聚乙烯燃气管道焊接残余应力的影响[J]. 工程塑料应用, 2024, 52(8): 81-89.

[11] ZHA S X, LAN H Q. Fracture behavior of pre-cracked polyethylene gas pipe under foundation settlement by extended finite element method[J]. International journal of pressure vessels and piping, 2021, 189: 104270.

[12] JIWA M Z, KIM Y T, MUSTAFFA Z, et al. A simplified approach for predicting bend radius in HDPE pipelines during offshore installation[J]. Journal of marine science and engineering, 2023, 11(10): 2032.

[13] GNATOWSKI A, KIJÓ-KLECZKOWSKA A, CHYRA M, et al. Numerical-experimental analysis of polyethylene pipe deformation at different load values[J]. Materials, 2021, 14(1): 160.

[14] SHI J F, HU A Q, YU F, et al. Finite element analysis of high-density polyethylene pipe in pipe gallery of nuclear power plants [J]. Nuclear engineering and technology, 2021, 53 (3): 1004-1012.

[15] WU Y, YOU X, ZHA S X. Investigation of mechanical behavior of buried DN110 polyethylene pipe with a scratch defect under land subsidence[J]. Engineering failure analysis, 2021, 125: 105371.

[16] AN Z, TANG Q, LI H, et al. Experimental and numerical study of shallow-buried high-density polyethylene pipeline under collapse touchdown impact [J]. Energy science & engineering, 2022, 10(2): 355-373.

[17] 张玉琦,蒋楠,周传波,等. 爆破地震荷载作用下承插式 HDPE 管道动力失效机制[J]. 爆炸与冲击, 2022, 42(12): 131-142.
ZHANG Y Q, JIANG N, ZHOU C B, et al. Dynamic failure mechanism of HDPE pipelines with a gasketed bell and spigot joint subjected to blasting seismic load[J]. Explosion and shock waves, 2022, 42(12): 131-142.

[18] LI P C, LIN D, WEN M, et al. Numerical study on the stress and deformation behavior of buried PE pipeline exposed to stacking load[J]. PLoS One, 2025, 20(9): e0329551.

[19] ALI ATTIA M, RADWAN A M, HAMMAD A, et al. Study of the engineering performance of pipes buried in the soil [J]. Innovative infrastructure solutions, 2024, 9(6): 182.

[20] 曲艳东,李正鹏,李帅清,等. 爆炸载荷作用下埋地聚乙烯管的动力响应分析[J]. 科学技术与工程, 2022, 22(17): 6812-6817.
QU Y D, LI Z P, LI S Q, et al. Dynamic response analysis of buried polyethylene pipe under explosion load [J]. Science technology and engineering, 2022, 22 (17): 6812-6817.