

DOI:10.11918/202212024

套筒灌浆接头黏结滑移关系的精细有限元分析

鲍佳文¹, 赵唯坚^{1,2}, 高强³, 陶宇宸¹

(1. 浙江大学 建筑工程学院, 杭州 310058; 2. 浙江大学 平衡建筑研究中心, 杭州 310058;
3. 沈阳建筑大学 土木工程学院, 沈阳 110168)

摘要: 为揭示套筒灌浆连接接头中钢筋和灌浆料间的黏结滑移关系, 利用 DIANA 10.3 有限元软件建立接头试件的肋尺度精细有限元模型, 并根据有限元分析结果对接头的局部黏结滑移关系进行研究。结果表明: 套筒中钢筋黏结应力沿锚固长度大致呈马鞍形分布, 加载端峰值随荷载增加逐渐内移; 钢筋与灌浆料间相对滑移从钢筋自由端向加载端递增, 超过屈服荷载后在加载端发生激增, 并逐渐向里发展; 局部黏结滑移曲线大致分为 5 个阶段, 不同锚固位置处曲线的发展趋势大致相同, 但其具体路径在发展程度和曲线特征值方面有一定差异; 黏结锚固位置函数沿锚固长度大致呈“M”形分布且锚固自由端峰值大于加载端, 是锚固位置和相对滑移的二元函数, 建议用椭圆曲线和二次曲线进行拟合。该肋尺度精细化有限元模型可用于套筒灌浆连接接头的黏结滑移本构关系的进一步研究。

关键词: 钢筋套筒灌浆连接; 精细有限元模型; 局部黏结滑移关系; 位置函数

中图分类号: TU317.1 **文献标志码:** A **文章编号:** 0367-6234(2024)02-0068-09

Refined finite element analysis of grouted-sleeve connection on the bond-slip relationship

BAO Jiawen¹, ZHAO Weijian^{1,2}, GAO Qiang³, TAO Yuchen¹

(1. College of Civil Engineering and Architecture, Zhejiang University, Hangzhou 310058, China;
2. Center for Balance Architecture, Zhejiang University, Hangzhou 310058, China;
3. School of Civil Engineering, Shenyang Jianzhu University, Shenyang 110168, China)

Abstract: To reveal the bond-slip relationship between the rebar and the grout material in the grouted-sleeve connection, the rib-scale refined finite element (FE) models of the joint specimens are established using the FE software DIANA 10.3. The local bond-slip relationships of joint specimens are investigated based on the results of FE analyses. The results show that, the distribution of the rebar bond stress is roughly saddle-shaped along the anchorage length, and the peak near the loaded end transfers inwards with the increment of the load. The relative slippage between the bar and the grout increases from the rebar free end to the loaded end. As the yielding load is beyond, the relative slippage shoots up at the loaded end and develops inwards gradually. The local bond-slip curve is divided into five stages. The curves at different anchorage positions develop similarly, but their developing paths are different at the developing extent and characteristic value. The position function of the joint specimen is a binary function of the anchorage position and the relative slippage, whose function image is roughly shaped as “M”. It is suggested to fit it with the elliptic curve and the quadratic curve. The rib-scale refined FE models are capable of investigating the bond-slip constitutive models of the grouted-sleeve connections.

Keywords: grout sleeve splicing of rebars; refined finite element model; local bond-slip relationship; position function

钢筋和混凝土能够共同工作的重要前提之一是两者之间具有良好的黏结^[1], 这种黏结力由两者变形差引起, 其宏观效果是一种剪应力, 通常称为黏结应力^[2]。钢筋套筒灌浆连接正是通过金属套筒对灌浆料径向扩张和劈裂变形的约束, 提高连接钢筋

和灌浆料间的黏结, 保证其连接的可靠性^[3-5]。因此, 套筒内部钢筋和灌浆料间的黏结性能是钢筋套筒灌浆连接研究工作的重要内容之一, 有必要进行深入研究。

钢筋和混凝土界面上的黏结应力(τ)和相对滑

收稿日期: 2022-12-08; 录用日期: 2023-03-08; 网络首发日期: 2023-05-15

网络首发地址: <https://kns.cnki.net/kcms/detail/23.1235.T.20230514.1102.002.html>

基金项目: 中央高校基本科研业务费专项资金(2020QNA4029)

作者简介: 鲍佳文(1995—), 男, 硕士研究生; 赵唯坚(1958—), 男, 教授, 博士生导师

通信作者: 陶宇宸, taoyuchen1103@zju.edu.cn

移(s)——对应的关系即黏结滑移(τ - s)本构关系^[6]。钢筋与混凝土间的黏结滑移本构关系研究相对比较完善,各国规范及研究者建立了不同条件下的 τ - s 本构模型。然而,在套筒灌浆连接接头中,目前关于钢筋和灌浆料间黏结滑移关系的研究还很少。Xu等^[7]和Yang等^[8]在一维条件下推导了弹性阶段套筒内部钢筋和灌浆料间的黏结滑移关系表达式,不过在弹性阶段,套筒中钢筋的黏结应力和相对滑移都较小,对接头连接性能影响非常有限。对于钢筋屈服后的塑性阶段,该表达式仍然采用欧洲规范中的钢筋混凝土 τ - s 本构模型。黄远等^[9]和王建超等^[10]参照中心拉拔试验方法,设计并制作了相应的拉拔试件和加载装置,对套筒中钢筋-灌浆料的黏结性能进行了研究,并基于试验结果提出了三段式的 τ - s 本构模型^[11]。不过,该模型指的是试件黏结段的平均黏结应力和试件端部滑移的对应关系,考虑到套筒灌浆连接接头中钢筋黏结应力和套筒约束应力沿锚固长度的不均匀分布^[12-14],拉拔试件的制作和黏结段的位置对试验结果影响较大。需要通过更小锚固区域内的局部黏结滑移关系,来反映真正意义上的 τ - s 本构关系。

建立套筒灌浆连接接头的局部黏结滑移关系需要测得连接钢筋的轴向应变及其沿锚固长度的分布,这在试验中是非常困难的,因为研究对象尺度较小,且构造密闭,应变测量时易对黏结面产生扰动。而且钢筋屈服以后,应变大幅增长,会造成应变片或者传感器超出量程而损坏。采用有限元分析方法对套筒灌浆连接接头黏结滑移关系进行研究,不仅可以获得钢筋和套筒的应力、应变等丰富数据,且不受试验偶然因素的干扰,可以很好地解决这个问题。但前提是要建立能够准确反映接头试件微观力学性能的精细有限元模型。

针对以上问题,提出了一种套筒灌浆连接接头的精细化建模方法,基于文献[15]中试验,利用DIANA 10.3有限元软件建立了相应的肋尺度精细化有限元模型。根据有限元分析结果,结合理论推导的计算表达式,对接头试件中钢筋和灌浆料间的局部黏结滑移关系进行了研究。

1 黏结锚固基本方程

套筒灌浆连接接头中涉及多种力学作用,其应力状态十分复杂,通常简化为一维问题考虑^[16]。轴向拉力作用下接头试件隔离体示意如图1所示,图中钢筋直径为 d ,套筒外直径为 D ,厚度为 t ,灌浆料等效横截面积为 A_c 。在距离钢筋自由端 x 处,拉力引起的钢筋应力为 $\sigma_s(x)$ 、灌浆料应力和套筒应力

分别为 $\sigma_c(x)$ 和 $\sigma_g(x)$,对应的应变分别为 $\varepsilon_s(x)$ 、 $\varepsilon_c(x)$ 和 $\varepsilon_g(x)$;钢筋与灌浆料之间、套筒与灌浆料之间的黏结应力分别为 $\tau_s(x)$ 、 $\tau_g(x)$,钢筋和灌浆料之间由于变形差引起的相对滑移为 $s(x)$ 。而灌浆料和套筒间的相对滑移相比之下很小,分析时忽略其影响。

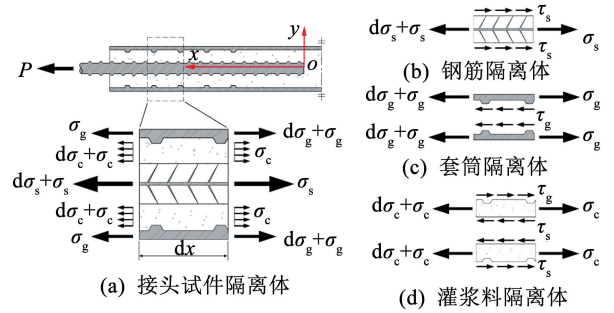


图1 接头试件隔离体示意

Fig.1 Free body diagram of grouted-sleeve connection

根据图1隔离体中钢筋(图1(a))、套筒(图1(b))和灌浆料(图1(c))的受力平衡关系,可得以下方程:

$$(\sigma_s + d\sigma_s)A_s - \tau_s u_s dx - \sigma_s A_s = 0 \quad (1)$$

$$(\sigma_g + d\sigma_g)A_g + \tau_g u_g dx - \sigma_g A_g = 0 \quad (2)$$

$$(\sigma_c + d\sigma_c)A_c + \tau_s u_s dx - \tau_g u_g dx - \sigma_c A_c = 0 \quad (3)$$

式中: A_s 为隔离体中钢筋横截面积, A_g 为隔离体中套筒横截面积, u_s 为隔离体中钢筋侧面积, u_g 为隔离体中套筒内壁侧面积,满足

$$A_s = \pi d^2 / 4 \quad (4)$$

$$A_g = \frac{\pi}{4} [D^2 - (D - 2t)^2] \quad (5)$$

$$u_s dx = \pi d dx \quad (6)$$

$$u_g dx = \pi (D - 2t) dx \quad (7)$$

将式(4)、(6)代入式(1)可得钢筋黏结应力

$$\tau_s = -\frac{d}{4} \frac{d\sigma_s}{dx} \quad (8)$$

式中负号表示黏结应力方向与钢筋轴向应力增量方向相反。

根据微元体变形条件可知

$$ds = (\varepsilon_s - \varepsilon_c) dx \quad (9)$$

故距离钢筋自由端 x 处的相对滑移 s 为

$$s = \int_0^x (\varepsilon_s - \varepsilon_c) dx \quad (10)$$

将式(1)、(2)代入式(3)可得

$$A_c d\sigma_c = A_g d\sigma_g - A_s d\sigma_s \quad (11)$$

结合弹性条件下的物理方程和式(4)、(6)可得弹性阶段的灌浆料应变:

$$d\varepsilon_c = \frac{\pi}{4} \frac{[D^2 - (D - 2t)^2] E_g d\varepsilon_g - d^2 E_s d\varepsilon_s}{E_c A_c} \quad (12)$$

式中： E_c 、 E_s 和 E_g 分别表示灌浆料、钢筋和套筒的弹性模量。但在塑性阶段，由于缺乏成熟的本构模型，灌浆料的应变难以求解。同时，由于钢筋附近灌浆料的非平面应变，用来评估灌浆料应变的参考点很难选取，Maekawa 等^[17] 主张不考虑混凝土应变对钢筋滑移的贡献，由此带来的计算误差通常不会超过 10%^[18]。故 s 按式(13)计算：

$$s = \int_0^x \varepsilon_s dx \quad (13)$$

2 肋尺度精细有限元

2.1 试验概要

为研究钢筋锚固长度对接头结构性能的影响，文献[15]设计制作了 6 个套筒灌浆连接接头并进行了单向拉伸试验。其中，A 组试件几何参数及构造如表 1 和图 2 所示，所用钢筋和套筒材料力学性能如表 2 所示。灌浆料 28 d 后抗折和抗压平均值分别为 12.9、80.2 MPa。图 3 为试件位移计布置和试验加载装置，用以获取接头的荷载 - 位移曲线。钢筋和套筒的轴向应变通过应变片进行测量，应变片分布如图 4 所示。

表 1 接头试件几何参数

Tab. 1 Geometric parameters of grouted-sleeve connections

编号	钢筋		灌浆套筒				破坏模式	
	d/mm	l_a/mm	l_s/mm	N	d_r/mm	d_s/mm		t_s/mm
A1	25	100	380	5	25	43	4	拔出破坏
A2		150						拉断破坏

注： d 为钢筋直径， l_a 为钢筋锚固长度， l_s 为套筒长度， N 为套筒肋数量， d_r 为套筒肋间距， d_s 为套筒内直径， t_s 为套筒厚度。

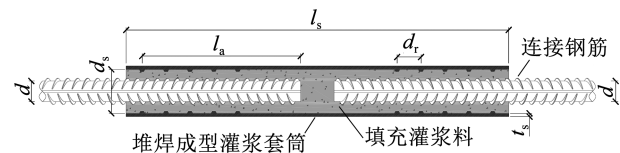


图 2 接头试件几何构造

Fig. 2 Geometric structure of grouted-sleeve connection

表 2 钢筋和套筒材料性能参数

Tab. 2 Material properties of rebar and sleeve

类别	弹性模量	屈服强度	极限强度	伸长率
	E_s/GPa	f_y/MPa	f_u/MPa	$A/\%$
钢筋	200	435	585	22.3
套筒	206	390	505	21.0

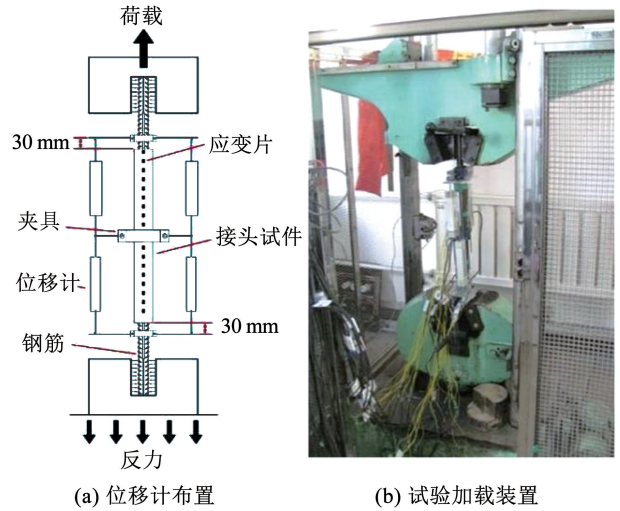


图 3 位移计布置及试验加载装置

Fig. 3 Arrangement of displacement meters and test setup

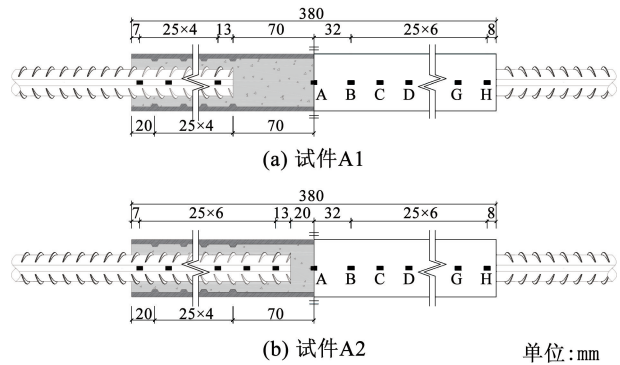


图 4 应变片布置

Fig. 4 Layout of strain gauges

2.2 精细有限元模型建立

为模拟变形钢筋和灌浆料间的机械咬合作用，有限元模型需考虑钢筋肋的几何外形并进行实体建模。在本文模型中，钢筋肋被简化为一系列截面为梯形的平行环肋，肋尺寸参考 GB/T 1499. 2—2018《钢筋混凝土用钢第 2 部分：热轧带肋钢筋》^[19]，梯形截面上、下底和高分别为 1.00、2.62、1.40 mm。套筒肋采用相同建模方法，梯形截面上、下底和高分别为 4.00、6.88、2.50 mm。

考虑到接头试件的结构对称性，建立的有限元模型为 1/2 轴对称模型，如图 5(a) 所示。其边界条件如下：固定 AB 边线上节点的 X、Z 向平动；固定 BC 边线上节点的 Y 向平动，其余平动自由度不作约束，以反映灌浆料和套筒的泊松效应。AB 边、BC 边约束分别反映接头试件轴对称面和 1/2 对称面约束条件，如图 5(b) 所示。

钢筋肋、套筒肋和灌浆料采用三角形截面六节点等参轴对称实心环 (CT12A) 单元，除钢筋肋以外的钢筋径体采用四边形截面八节点等参轴对称实心环 (CQ16A) 单元^[20]，如图 5(c) 所示。网格划分时，

将单元边长为 1 mm 作为控制条件。在钢筋 - 灌浆料、灌浆料 - 套筒接触界面上,利用 DIANA 10.3 中的自动耦合功能,通过耦合接触界面上不同材料单元重合节点处的单元自由度建立材料间的连接和相

互作用。由于接触界面两侧材料材料性质不同,在轴向拉伸荷载作用下不同材料间会产生变形差,以此反映接头试件中钢筋与灌浆料、灌浆料与套筒内壁的黏结作用和相对滑移。

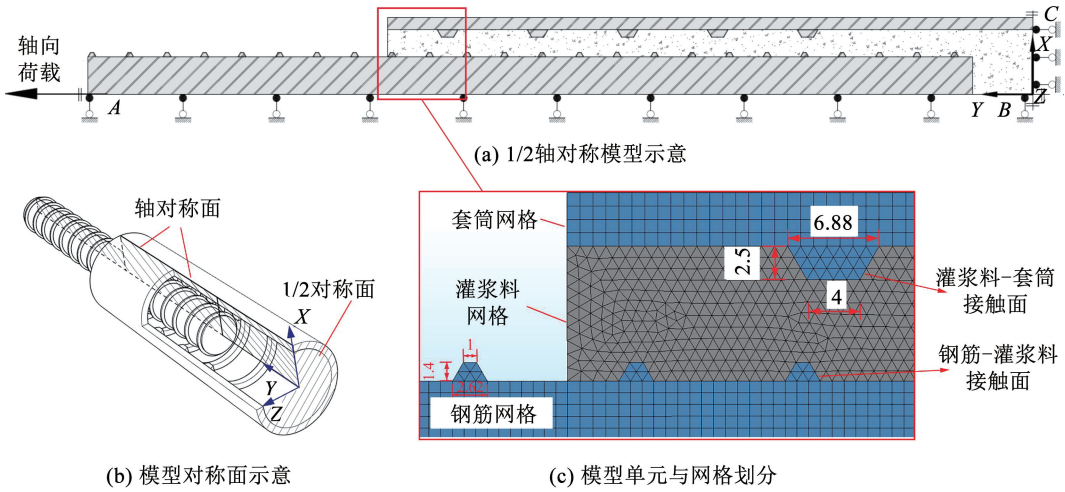


图5 有限元模型网格划分及边界条件

Fig. 5 Meshed FE model with boundary condition

钢筋和套筒采用 DIANA 10.3 中的各向同性 Von Mises 塑性材料模型^[21],其弹性模量、屈服强度和极限强度按表 2 取值。其中,套筒采用双折线本构模型,塑性段斜率取 $0.01E_s$,如图 6 所示。钢筋采用 Xiang 等^[22]提出的应力 - 应变模型,其中,硬化应变 ϵ_{sh} 取 0.03,极限应变 ϵ_u 取 0.185。为了描述钢筋的断裂,规定钢筋达到极限应变 ϵ_u 时应力降为 0,如图 7 所示。灌浆料采用混凝土总应变裂缝模型中的 Thorenfeldt 受压本构模型和 Hordijk 受拉本构模型^[21],相关力学参数按表 3 取值。Thorenfeldt 单轴受压本构曲线如图 8 所示,Hordijk 单轴受拉本构曲线如图 9 所示。

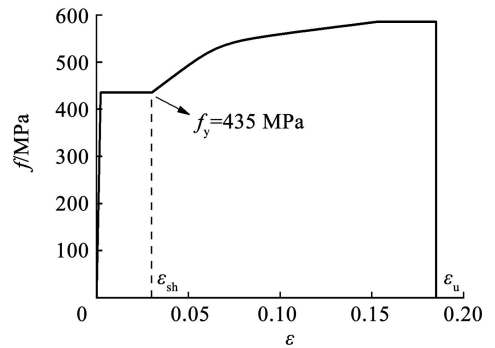


图7 钢筋材料本构曲线

Fig. 7 Constitutive curve of rebar

表3 灌浆料本构模型参数

Tab. 3 Constitutive-model parameters of grout material

弹性模量 E_c /GPa	泊松比 ν	抗压强度 f_{cm} /MPa	抗拉强度 f_{tm} /MPa	断裂能 $G_f/(N \cdot mm^{-1})$
23	0.2	80.2	4	0.161

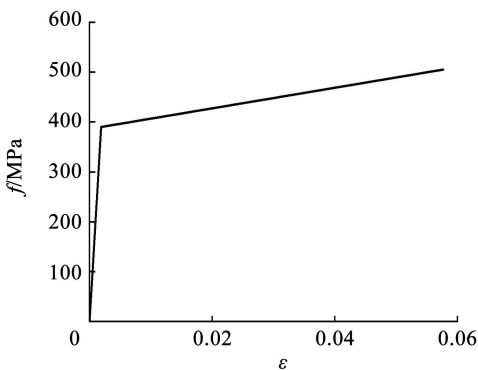


图6 套筒材料本构曲线

Fig. 6 Constitutive curve of sleeve

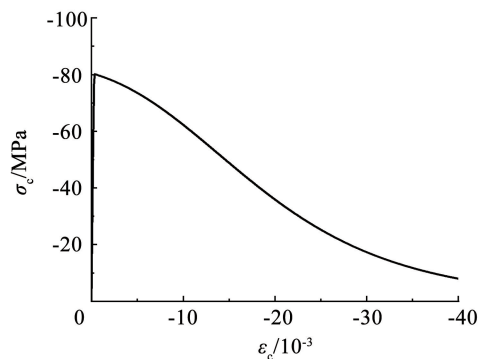


图8 灌浆料受压本构曲线

Fig. 8 Compressive constitutive curve of grout material

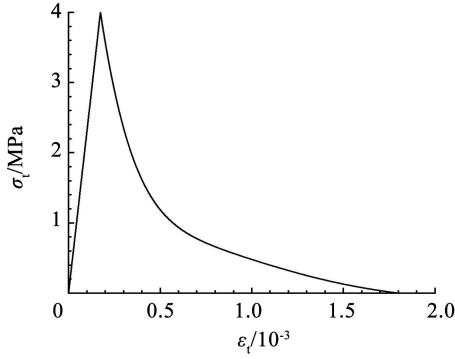


图 9 灌浆料受拉本构曲线

Fig. 9 Tensile constitutive curve of grout material

2.3 模型验证

为保证模拟结果的准确性,通过与试验得到的破坏模式、极限承载力、荷载-位移曲线、钢筋和套筒轴向应变分布进行对比,对有限元分析结果进行多层次的检验。

表 4 为有限元分析结果与试验结果对比,可以看出,有限元模型能够准确反映不同试件的破坏模式,且极限荷载与试验值非常接近,最大误差仅为 3%,极限位移的误差稍大,最大为 23%。试件破坏时钢筋 Von Mises 应变云图如图 10 所示。

表 4 有限元分析结果与试验结果对比

Tab. 4 Comparison between results of FE analyses and tests

试件	P_u'/kN	P_u'/P_u	δ'/mm	δ'/δ	破坏模式
A1	233.16	1.03	7.61	1.23	拔出破坏(√)
A2	241.55	0.99	10.94	0.78	拉断破坏(√)

注: P_u' 为有限元模拟得到的极限荷载, δ' 为极限荷载下的位移; P_u 和 δ 为试验结果; (√) 表示有限元分析结果同试验结果一致。

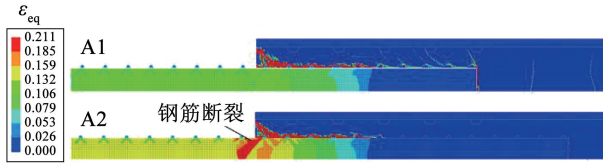


图 10 钢筋 Von Mises 应变云图

Fig. 10 Von Mises strain nephograms of rebars

图 11 为试件荷载-位移曲线的模拟结果同试验结果对比,可以看出两者吻合较好,均表现出明显的弹性段(AB)、屈服段(BC)和强化段(CD)3 个阶段,表明该模型能够准确反映试件的宏观力学响应。图 12 为不同荷载下钢筋轴向应变分布规律的模拟结果和试验结果对比,可以看出,两者具有相似分布规律:从钢筋自由端(套筒中部)向加载端应变值逐渐增大,且套筒端部附近应变值沿试件轴向增长大于锚固段内部。图 13 为不同荷载下套筒轴向应变分布规律的模拟结果和试验结果对比,可以看出,两者不仅具有相同的分布规律,即套筒应变值从端

部向中部递增,增长梯度逐渐减小;且各测点应变值基本相同,表明该模型能够准确反映套筒的细部受力状态和变形情况。

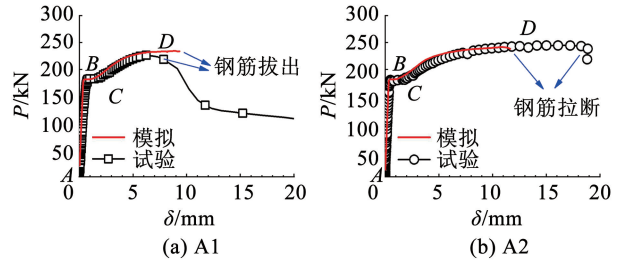


图 11 荷载-位移曲线对比

Fig. 11 Comparison of load-displacement curves

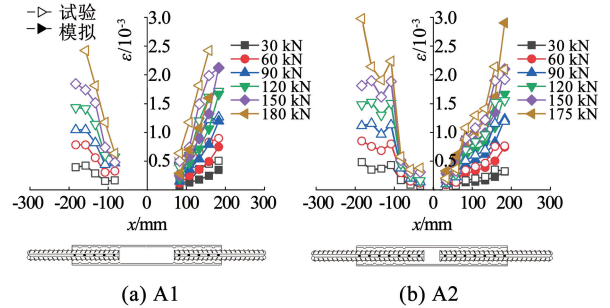


图 12 钢筋轴向应变分布对比

Fig. 12 Comparison of rebar axial strain distribution

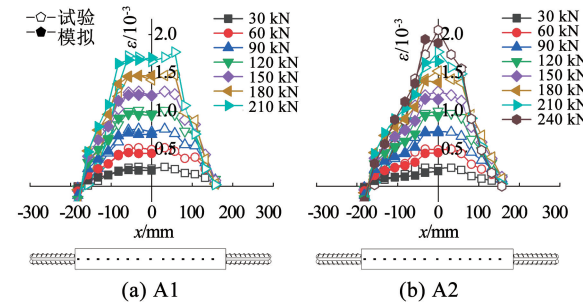


图 13 套筒轴向应变分布对比

Fig. 13 Comparison of sleeve axial strain distribution

以上对比结果表明,建立的肋尺度精细化有限元模型能够反映试件的宏观力学响应和微观变形情况,且套筒内部应力传递通过模拟变形钢筋的机械咬合作用实现,能够进一步用于接头试件的黏结滑移关系研究。

3 局部黏结滑移关系

要获得套筒灌浆连接接头的局部黏结滑移关系,首先需要对钢筋的黏结应力 τ_s 和相对滑移量 s 进行计算,如式(8)、(13)所示。在有限元模型中,由于钢筋肋和灌浆料的机械咬合作用,钢筋轴向应变在钢筋肋附近会有波动,表现为肋前(钢筋肋受压侧)偏大而肋后(受拉侧)偏小。为减小计算误

差,将钢筋沿轴向分为若干微段,采用逐差法对钢筋的黏结应力大小和相对滑移进行计算,钢筋黏结应力 τ_s 和相对滑移 s 计算式可分别改写为

$$\begin{cases} \tau_{s,1} = \tau_{s,n} = 0 \\ \tau_{s,i} = \frac{d}{4} \frac{\sigma_{s,i} - \sigma_{s,i-1}}{x_i - x_{i-1}}, i = 1, 2, \dots, n-1 \end{cases} \quad (14)$$

$$s_i = s_{x_1} + \sum_{i=2}^n \left[\frac{\varepsilon_i - \varepsilon_{i-1}}{2} (x_i - x_{i-1}) \right], i = 1, 2, \dots, n \quad (15)$$

式中: $\tau_{s,i}$ 、 $\sigma_{s,i}$ 、 s_i 和 ε_i 分别表示点 x_i 处的钢筋黏结应力、钢筋应力、钢筋相对滑移量和钢筋应变; x_i 表示不同钢筋应变特征点对应的局部坐标值,如图 14 所示,除 x_1 和 x_n 以外,所有特征点均取在相邻钢筋肋间中点处。

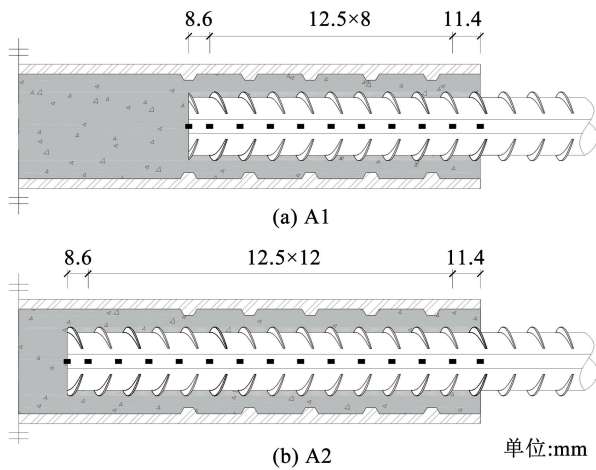


图 14 钢筋应变特征点分布

Fig. 14 Distribution of characteristic points of rebar strains

3.1 黏结应力沿锚固长度分布

图 15 为不同荷载下钢筋黏结应力沿钢筋锚固长度的分布曲线,可以看出,黏结应力值在钢筋锚固段两端(自由端和加载端)急剧增大,在锚固段中间区域较小且分布较为平缓,大致呈马鞍形双峰分布,且加载端峰值随着荷载的增加逐渐内移。屈服荷载(180 kN)以前,A1、A2 试件均呈规则的马鞍形分布,加载端峰值黏结应力稍大于自由端。超过屈服荷载后,加载端峰值开始向内飘移,同时鞍部黏结应力增长幅度有所提高。荷载达到 210 kN 时,A1 试件中由于钢筋的屈服和硬化,黏结应力曲线由屈服点向外先降低再升高,形成“三峰”分布,如图 15(a)所示;极限荷载下,在“三峰”分布的基础上,原本呈马鞍形分布的鞍部基本消失,“三峰”向钢筋自由端聚拢,整体趋向于“单峰”分布。A2 试件屈服点以外黏结应力变化较 A1 并不明显,试件破坏前始终呈“双峰”分布。

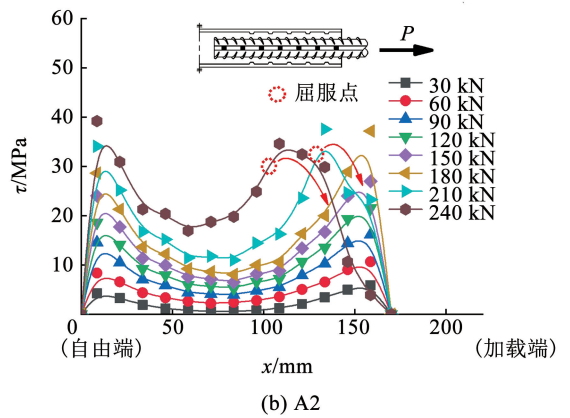
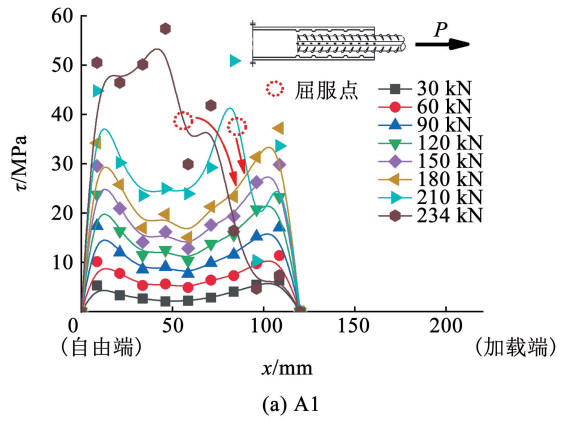


图 15 钢筋黏结应力分布

Fig. 15 Distribution of rebar bond stress

这与试件的钢筋锚固长度有关,A2 试件锚固长度较长,钢筋轴向应力分布较均匀,故相邻应变特征点间的应力差较小,黏结应力水平较低且沿轴向光滑分布。A1 试件锚固长度较短,超过屈服荷载后黏结应力攀升且起伏较大,易在峰值处造成灌浆料局部开裂和黏结破坏,导致钢筋拔出。

3.2 相对滑移沿锚固长度分布

图 16 为不同荷载下钢筋相对滑移量沿锚固长度的分布曲线,可以看出,相对滑移量从自由端向加载端递增,两端差值随荷载增加逐渐增大。超过屈服荷载(180 kN)后,加载端滑移量激增,且随荷载增加逐渐向内发展,因为套筒外的钢筋发生屈服并逐渐向里发展。但此时钢筋自由端相对滑移量仍较小,说明该处钢筋和灌浆料仍接触紧密,套筒约束作用明显。

对比试件 A1 和 A2 可以看出,增加锚固长度可明显减小钢筋自由端滑移量,且相同荷载下 A2 试件的相对滑移量约为 A1 试件的一半,说明增加锚固长度能有效减小钢筋和灌浆料间相对滑移,保证了连接可靠性。极限荷载下,A1 试件滑移量沿锚固区通长发生突升,因为钢筋和灌浆料间黏结发生破坏,钢筋即将被拔出。而拉断破坏试件 A2 中,钢筋自由端滑移量仍保持在较低水平,表明接头抗拔承

载力仍有一定储备。

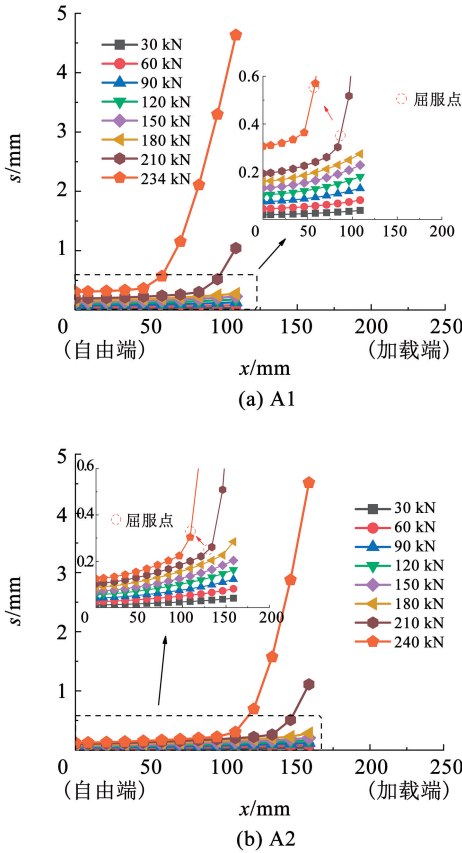


图 16 相对滑移沿锚固长度分布

Fig. 16 Distribution of relative slippage along anchorage length

3.3 局部黏结滑移曲线

将钢筋应变特征点处的黏结应力和对应的相对滑移按荷载从小到大进行排列,即得不同锚固位置 x 处的局部黏结滑移 (τ - s) 曲线,如图 17 所示。可以看出,不同 x 处曲线的发展趋势大致相同,但发展的具体路径有一定差异。

典型的套筒灌浆连接接头 τ - s 曲线如图 17(a) 中 96.1、108.6 mm 和图 17(b) 中 146.1 mm 曲线所示,可分为 $AB \rightarrow BC \rightarrow CD \rightarrow DE \rightarrow EF$ 5 个阶段。 AB 段 τ 值与 s 呈线性增长,曲线斜率从自由端至加载端先减小后增大,自由端最大,加载端次之,锚固区中段最小,且锚固长度越长越明显。 BC 段 τ 值与 s 呈非线性增长,斜率先增大后减小,在 C 点达到极限黏结应力 τ_u 。不同锚固位置 τ_u 并不完全相同,锚固长度越小,差别越大。 CD 段曲线进入下降段,因为钢筋黏结应力由于钢筋屈服开始下降。如图 18 为钢筋两个应变特征点间的微元体,当 $\varepsilon_i < \varepsilon_y < \varepsilon_{i+1} < \varepsilon_{sh}$ 时 (ε_y 表示钢筋屈服时的应变,有 $E_s \varepsilon_y = f_y$),虽然 $\Delta\varepsilon$ 随着荷载在增长但对应的 $\Delta\sigma$ 在减小,由式 (14) 可知求得的黏结应力也减小。 DE 段 τ - s 曲线重新开始上升,因为钢筋进入强化段后,钢筋应力增长与应变增长重新保持一致。 EF 段曲线进入

平缓下降段,此时钢筋和灌浆料间的黏结基本破坏,进入以摩擦为主的滑移阶段。

同一试件不同锚固位置 τ - s 曲线主要在发展程度和曲线特征值两方面有差别。在靠近钢筋自由端区域, τ - s 曲线以 AB 和 BC 构成的上升段为主,钢筋加载端附近区域则包含完整的 5 个阶段,因为钢筋和灌浆料间的黏结和相对滑移最先发生于套筒端部并逐渐向内延伸。不同锚固位置曲线发展程度的差异揭示了套筒内部黏结滑移发展的时间顺序。对比不同锚固位置 τ - s 曲线各阶段特征值可知,加载端处曲线的 BC 段路径较短,上升段和下降段过渡较急促,随着锚固位置的深入, BC 段曲线变得饱满,表明不同锚固位置的锚固性能有差异。

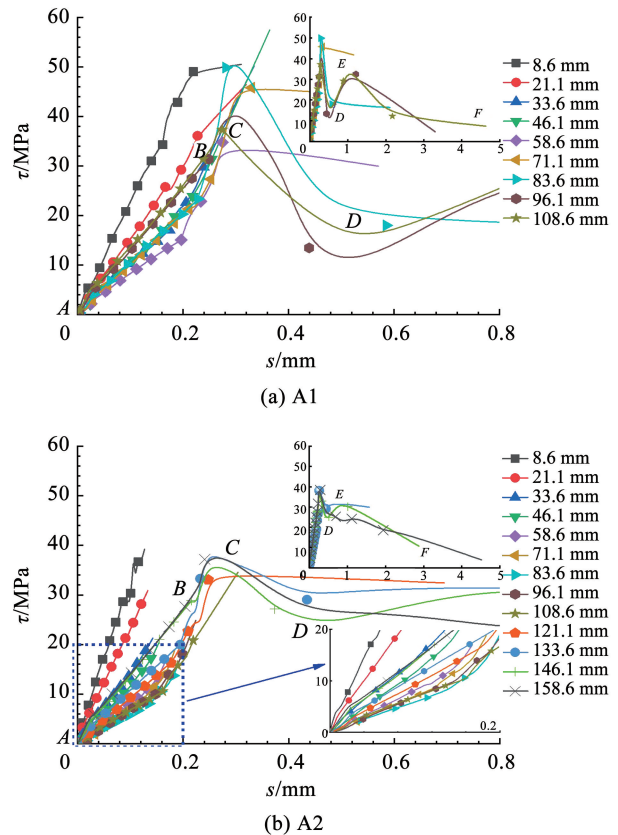


图 17 局部黏结滑移曲线

Fig. 17 Local bond-slip curves

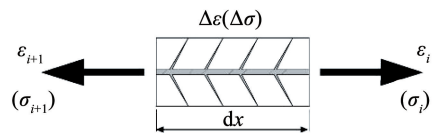


图 18 钢筋微元体及受力示意

Fig. 18 Free body and stress analysis diagram of rebar

3.4 位置函数

为了描述局部 τ - s 曲线随锚固位置的变化,引入位置函数^[2]的概念。将相同滑移量下不同 τ - s 曲

线对应的 τ 值按照锚固位置排列,所得曲线可以表示黏结锚固刚度沿锚固长度的变化^[2],无量纲化后即不同滑移量下的黏结锚固位置函数,如图 19 所示。横坐标表示锚固位置 x 与锚固长度 l_a 的比值,纵坐标表示黏结应力 τ 与极限平均黏结应力 $\bar{\tau}$ 的比值,其中,极限平均黏结应力 $\bar{\tau}$ 为极限荷载与钢筋锚固段侧面积之比。

由图 19 可知,套筒灌浆连接接头的黏结位置函数沿锚固长度大致呈“M”形,锚固自由端峰值大于加载端。加载端峰值表示套筒端部黏结滑移发展较内部要早,而自由端峰值则表示试件中部由于套筒约束作用,钢筋黏结性能较其余位置更好。随滑移量的增大,曲线整体向上抬升,峰值增长逐渐减小而谷值增长逐渐增大,且较大滑移量下加载端峰值出现内移,如图 19(a) 所示,表明钢筋和灌浆料的黏结滑移随着滑移量的增长逐渐向里发展。锚固区中段位置函数的谷值可以看作试件黏结力和抗拔承载力的储备,因为随着滑移量的发展和峰值内移,中部谷值会增长至与端部峰值相当。

位置函数在锚固区两端上升较快,且曲线比较饱满,可用椭圆曲线拟合;在锚固区中部,曲线自两端缓慢下降,可用二次曲线拟合。对比不同滑移量下的位置函数曲线可以看出,套筒灌浆连接接头的位置函数不仅与锚固位置 x 有关,还与相对滑移 s 相关,是锚固位置 x 和滑移量 s 的二元函数。在钢筋套筒灌浆连接接头的黏结滑移关系研究中,利用该肋尺度精细化模型,可对黏结滑移本构模型中的位置函数及其表达式展开进一步研究。

4 结 论

1) 建立的肋尺度精细化有限元模型通过模拟钢筋肋的机械咬合作用,能准确反映接头试件在轴向拉力作用下的破坏模式、荷载-位移曲线及钢筋和套筒的轴向应变分布规律。

2) 钢筋黏结应力沿锚固长度大致呈马鞍形分布,且加载端峰值随荷载增加逐渐内移。钢筋与灌浆料间相对滑移从自由端向加载端递增,超过屈服荷载后在加载端激增,并逐渐向里发展。

3) 局部黏结滑移曲线大致分为 5 个阶段:钢筋屈服前的线性和非线性增长阶段、屈服后的下降段、硬化后的二次上升段和下降段。不同锚固位置 τ - s 曲线的发展趋势大致相同,但其具体路径在发展程度和曲线特征值方面有一定差异。

4) 黏结锚固位置函数沿锚固长度大致呈“M”形,且锚固自由端峰值大于加载端,是锚固位置 x 和相对滑移量 s 的二元函数,建议用椭圆曲线和二次曲线进行拟合。

参考文献

- [1] 东南大学,天津大学,同济大学,等. 混凝土结构设计原理[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2020
- [2] 徐有邻. 变形钢筋-混凝土黏结锚固性能的试验研究[D]. 北京: 清华大学, 1990
XU Youlin. Experimental study of anchorage properties for deformed bars in concrete[D]. Beijing: Tsinghua University, 1990
- [3] HAYASHI Y, SHIMIZU R, NAKATSUKA T, et al. Mechanical characteristics of grout-filled coupling sleeves of electric resistance welded steel tube under uniaxial tensile loads[J]. Concrete Research and Technology, 1994, 5(2): 65. DOI:10.3151/crt1990.5.2_65
- [4] HAYASHI Y, SHIMIZU R, NAKATSUKA T, et al. Bond stress-slip characteristics of reinforcing bars in grout-filled coupling steel sleeves[J]. Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of Architectural Institute of Japan), 1994, 59(462): 131. DOI:10.3130/aijs.59.131_3
- [5] ZHENG Yongfeng, GUO Zhengxing, LIU Jiabin, et al. Performance and confining mechanism of grouted deformed pipe splice under tensile load[J]. Advances in Structural Engineering, 2016, 19(1): 86. DOI: 10.1177/1369433215618296
- [6] SHIMA H, CHOU L, OKAMURA H. Micro and macro models for

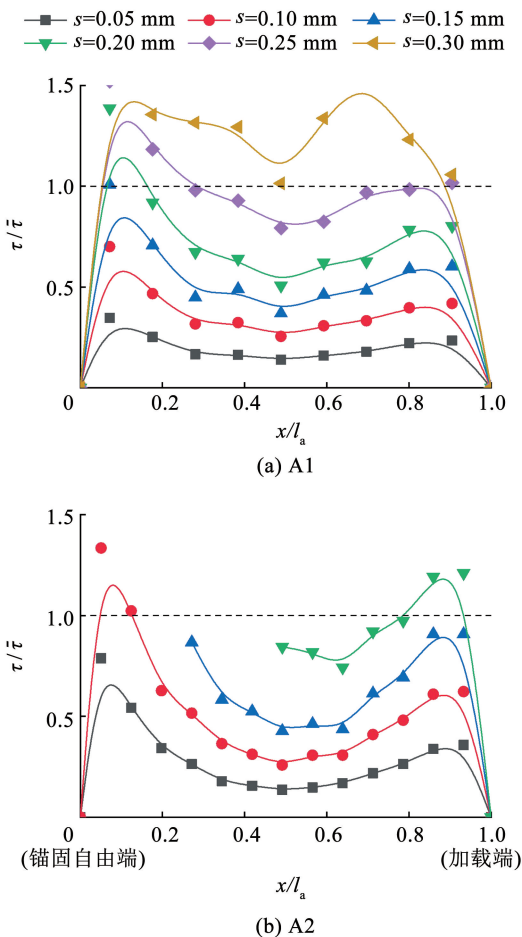


图 19 黏结锚固位置函数

Fig. 19 Position function of bond-slip

bond in reinforced concrete [J]. Journal of the Faculty of Engineering, University of Tokyo; Series B, 1987, 39(2): 133

[7] XU Tenggei, LI Quanwen, ZHAO Renda, et al. On the early-age bond-slip behavior of an eccentric bar embedded in a grouted sleeve [J]. Engineering Structures, 2019, 190: 160. DOI: 10.1016/j.engstruct.2019.04.020

[8] YANG C, ZHANG L, ZHANG Z, et al. Effective stress-strain relationship for grouted sleeve connection; modeling and experimental verification[J]. Engineering Structures, 2020, 210: 110300. DOI: 10.1016/j.engstruct.2020.110300

[9] 黄远, 张帆, 易伟建. 套筒约束灌浆料与钢筋黏结强度试验研究[J]. 湖南大学学报(自然科学版), 2020, 47(9): 69
HUANG Yuan, ZHANG Fan, YI Weijian. Experimental study on bond strength between sleeve confined grouting and steel bars[J]. Journal of Hunan University (Natural Sciences), 2020, 47(9): 69. DOI: 10.16339/j.cnki.hdxzbk.2020.09.008

[10] 王建超, 周静海, 唐林. 钢筋-灌浆料黏结-滑移关系试验研究[J]. 工业建筑, 2016(增刊1): 636
WANG Jianchao, ZHOU Jinghai, TANG Lin. Experimental study on bond-slip relationship between rebar and grouting material[J]. Industrial Construction, 2016(Sup.1): 636

[11] 张帆. 钢筋与套筒约束灌浆料黏结滑移性能试验研究[D]. 长沙: 湖南大学, 2020
ZHANG Fan. Experimental study on bond-slip performance of steel bars and sleeve constrained grouting material [D]. Changsha: Hunan University, 2020. DOI: 10.27135/d.cnki.ghudu.2020.000050

[12] 郑永峰. GDPS 灌浆套筒钢筋连接技术研究[D]. 南京: 东南大学, 2016
ZHENG Yongfeng. Research on rebar splicing system by GDPS grout-filled coupling sleeve[D]. Nanjing: Southeast University, 2016

[13] 郑永峰, 郭正兴, 曹江. 新型灌浆套筒的约束机理及约束应力分布[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2015, 47(12): 106
ZHENG Yongfeng, GUO Zhengxing, CAO Jiang. Confinement mechanism and confining stress distribution of new grouting coupler for rebars splicing[J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2015, 47(12): 106. DOI: 10.11918/j.issn.0367-6234.2015.12.019

[14] 郑永峰, 郭正兴, 张新. 套筒内腔构造对钢筋套筒灌浆连接黏结性能的影响[J]. 建筑结构学报, 2018, 39(9): 158
ZHENG Yongfeng, GUO Zhengxing, ZHANG Xin. Effect of sleeve inner cavity structure on bond performance of grouted pipe splice [J]. Journal of Building Structures, 2018, 39(9): 158. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2018.09.018

[15] 唐林. 单向拉伸荷载下新型套筒灌浆连接长度试验研究[D]. 沈阳: 沈阳建筑大学, 2017
TANG Lin. Experimental study on the anchorage length of a new-type grouted pipe splice under incremental tensile load [D]. Shenyang: Shenyang Jianzhu University, 2017

[16] 吴涛, 刘全威, 成然, 等. 钢筋套筒灌浆连接性能试验研究及筒壁应力分析[J]. 工程力学, 2017, 34(10): 68
WU Tao, LIU Quanwei, CHENG Ran, et al. Experimental study and stress analysis of mechanical performance of grouted sleeve splice[J]. Engineering Mechanics, 2017, 34(10): 68. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2016.05.0357

[17] MAEKAWA K, OKAMURA H, PIMANMAS A. Non-linear mechanics of reinforced concrete[M]. London: CRC Press, 2003

[18] CHARLES K K. Relationship of bond stress, steel stress, and slip in reinforced concrete[J]. Journal of Structural Engineering, 1997, 123(1): 79. DOI: 10.1061/(ASCE)07339445(1997)123:1(79)

[19] 中华人民共和国国家质量监督检验检疫总局. 钢筋混凝土用钢 第 2 部分 热轧带肋钢筋(ISO 6935-2: 2015): GB/T 1499.2—2018[S]. 北京: 中国标准出版社, 2018

[20] DIANA FEA BV. User's manual-release 10.2-Material library[EB/OL]. (2019-03-01). <https://dianafea.com/manuals/d102/Diana.html>

[21] DIANA FEA BV. User's manual-release 10.2-Element library[EB/OL]. (2019-03-01). <https://manuals.dianafea.com/d102/Diana.html>

[22] XIANG Yun, LEROY G. Stress-strain curves for hot-rolled steels [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2017, 133: 36. DOI: 10.1016/j.jcsr.2017.01.024

(编辑 刘 彤)

封面图片说明

封面图片来自本期论文“典型多尺度海面结构体辐射散射方向-光谱特性计算与分析”,是基于对复杂海面典型结构体辐射散射特性影响因素的研究。前期研究表明,构建多尺度海面结构体的辐射传输模型,耦合近海面层各组成部分对光谱传输信号的作用,探究典型多尺度海面结构体光谱辐射传输特性与海况因素的关系是研究工作的前提。根据风速参数化对应的海面结构体,计算体元中各种组分的光学特性参数,并基于蒙特卡洛法对结构体中的辐射传输过程进行仿真模拟,分析海面风速、探测波长及光线入射角度 3 种因素对典型结构体辐射散射特性的影响。结果表明:随着海面风速的增大,海面典型结构体中的泡沫厚度及气泡浓度逐渐增大,使得结构体的散射能力增强,从而增大结构体的双向反射分布函数;随着探测波长的增大,海水的吸收性显著增强,导致不同风速条件下结构体双向反射分布函数之间的差异显著增大;对于不同的入射角,结构体双向反射分布函数最大值对应的天顶角与入射天顶角的变化有关。为多尺度海面“气-面-体”耦合辐射/散射特性的计算提供理论基础。

(图文提供:周茜,李霞,陈奇祥,袁远,刘兴润,王晓航.哈尔滨工业大学,北京环境特性研究所)