引用格式：项金明，李俊华，陈平均，等. 混凝土保护层对高温后套筒灌浆连接力学性能影响研究[J]. 工业建筑，2026，56(2)：158-169.
XIANG Jinming，LI Junhua，CHEN Pingjun，et al. Study on Influence of Concrete Protective Layer on Mechanical Properties of Sleeve Grouting Connections After High-Temperature Exposure[J]. Industrial Construction，2026，56(2)：158-169 (in Chinese). DOI：10.3724/j.gyjzG25070402

混凝土保护层对高温后套筒灌浆连接力学性能影响研究*

项金明　李俊华　陈平均　郭　菲　王维宸
（宁波大学土木工程与地理环境学院，浙江宁波　315211）

摘　要　套筒灌浆连接是目前装配式混凝土结构中受力钢筋主要的连接方式之一。为研究混凝土保护层对火灾高温后套筒灌浆连接力学性能的影响，对12个30 mm混凝土保护层套筒灌浆连接件及12个无保护层试件进行了火灾高温后单向拉伸和高应力重复拉伸试验，探索了混凝土保护层对不同加载条件下套筒灌浆连接件破坏模式、承载力和延性的影响规律。试验结果表明：混凝土保护层对高温后套筒灌浆连接失效模式影响显著，60 min火灾高温后，混凝土保护层试件在单向拉伸和高应力重复拉伸下均为钢筋拉断破坏，无保护层试件表现为黏结失效破坏；高温后，混凝土保护层能提高套筒灌浆连接件在两种加载方式下的极限荷载和延性，但混凝土保护层试件在高应力重复拉伸下的极限荷载和延性略低于单向拉伸。在试验的基础上，采用有限元软件ABAQUS建立了数值模型，以混凝土保护层厚度和受火时间为参数展开分析。有限元分析结果表明：混凝土保护层厚度、受火时间对试件的极限荷载和黏结强度具有显著影响，试件的极限荷载和黏结强度均随保护层厚度的增大而提高，并随受火时间的延长而降低。基于试验和有限元分析结果，提出了考虑混凝土保护层厚度和受火时间共同影响的套筒灌浆连接极限黏结应力计算方法。

关键词　套筒灌浆连接；混凝土保护层；高温；力学性能

Study on Influence of Concrete Protective Layer on Mechanical Properties of Sleeve Grouting Connections After High-Temperature Exposure

XIANG Jinming　LI Junhua　CHEN Pingjun　GUO Fei　WANG Weichen
(*School of Civil & Environmental Engineering and Geography Science*, *Ningbo University*, *Ningbo* 315211, *China*)

Abstract: Sleeve grouting connections are one of the primary connection methods for reinforcing steel in prefabricated concrete structures. To investigate the effect of concrete cover on the mechanical properties of sleeve grout connections after exposure to high temperatures from fire, 12 sleeve grout connection components with a 30 mm concrete cover and 12 specimens without a concrete cover were subjected to uniaxial tensile and high-stress repeated tensile tests after high temperatures exposure. The study explored the influence of the concrete cover on the failure mode, load-bearing capacity, and ductility of sleeve grout connection components under different loading conditions. The test results indicated that the concrete cover had a significant impact on the failure mode of sleeve grouting connections after exposure to high temperature. After 60 minutes of exposure, the specimens with concrete covers exhibited reinforcement breakage failure under both uniaxial tensile and high-stress repeated tensile test, whereas the specimens without concrete covers exhibited bond failure. After high-temperature exposure, the concrete protective layer enhanced the ultimate load and ductility of the sleeve grout connection under

* 浙江省自然科学基金重点项目(LZ22E080002)；国家自然科学基金项目(52578589)；宁波市自然科学基金重点项目(2022J068)。

第一作者：项金明，硕士研究生，主要从事钢与混凝土组合结构方面的研究。
电子信箱：xiang200458@163.com

收稿日期：2025-07-04

both loading conditions, but the ultimate load and ductility of specimens with a protective layer under high-stress repeated tensile loading were slightly lower than those under uniaxial tensile loading. Based on the experiments, a numerical model was established using the finite element software ABAQUS, with concrete protective layer thickness and fire exposure time as the parameters. Finite element results indicated that the thickness of the concrete protective layer and exposure time significantly affected the ultimate load and bond strength of the specimens. Both the ultimate load and bond strength increased with increasing protective layer thickness and decreased with prolonged exposure time. Based on the experimental and finite element analysis results, a calculation method for the ultimate bond stress of sleeve grouting connections, considering the combined effects of protective layer thickness and exposure time, was proposed.

Keywords: sleeve grouting connection; concrete protective layer; high temperature; mechanical property

0 引 言

近年来,国家大力推进建筑工业化,装配式混凝土结构迅速发展。钢筋套筒灌浆连接作为装配式混凝土结构中受力钢筋的主要连接方式,具有性能可靠、适用性广、安装简便等优点[1-2],在装配式混凝土框架和剪力墙结构中得到广泛运用。

火灾是建筑在服役期间遭遇的重大灾害之一,高温引起的材料性能劣化会导致套筒灌浆连接强度显著降低,严重影响装配式结构的整体性能。目前,已有学者对无保护层的套筒灌浆连接在高温下及高温后的力学性能展开了一系列研究。张望喜等[3-4]、朱佳宁等[5]和金庆波等[6]分别进行了高温下及高温后套筒灌浆连接的单向拉伸试验研究,结果表明,套筒灌浆连接件的极限承载力随温度的升高呈下降趋势;试件发生钢筋拉断和黏结失效两种破坏模式,并在 400 ℃时破坏模式发生转变。在此基础上,本课题组对高温下和高温后套筒灌浆连接的力学性能进行对比分析,发现随着温度的升高,高温下试件的极限荷载、黏结应力和延性等性能比高温后试件下降趋势更大[7]。肖建庄等[8]和刘良林[9]进行了高温后套筒灌浆连接高应力反复拉压及大变形反复拉压的试验研究,发现循环荷载对连接失效模式和极限承载力影响不明显;高温后试件在两种循环荷载下具有相似的力学性能,屈服荷载和极限荷载均随温度升高而降低。

套筒灌浆连接件在装配式结构中被混凝土包裹,火灾发生时,不与外界高温环境直接接触,其在高温后的力学性能与无保护层试件具有明显差异。Zhang 等[10]进行了设有 20 mm 保护层和无保护层的套筒灌浆连接单向拉伸对比试验,发现混凝土保护层可有效提高半套筒灌浆连接的极限荷载和极限位移。Liu 等[11]研究了不同混凝土强度的保护层对高温后套筒灌浆连接力学性能的影响,发现增加保护层的混凝土强度可以提高试件的极限承载力。目前的研究主要为了单一厚度保护层和无保护层两种工况下的单向拉伸试验,不同厚度保护层对套筒灌浆连接高温后力学性能的影响规律尚不明确。且套筒灌浆连接在实际工程中的受荷情况较为复杂,存在高应力反复拉压[8,12]、大变形反复拉压[8-9,12]以及高应力重复拉伸[13]等受荷情况。而现有关于高温后套筒灌浆连接在复杂荷载作用下的力学性能研究主要集中在高应力及大变形反复拉压试验,关于高温后承受高应力重复拉伸的试验研究相对较少。

基于此,本文开展了高温后混凝土保护层试件的单向拉伸和高应力重复拉伸试验研究,并在试验的基础上建立数值模型,以保护层厚度和受火时间为参数展开分析,系统研究了不同厚度混凝土保护层对高温后套筒灌浆连接力学性能的影响规律,提出了考虑混凝土保护层厚度和受火时间共同影响下的套筒灌浆连接极限黏结应力计算方法,研究结果可为装配式建筑火灾后的性能评估提供参考依据。

1 试验概况

1.1 试件设计

设计 8 组共 24 个套筒灌浆连接件(为避免偶然性,每组设置 3 个相同参数试件)。依据 JGJ 1—2014《装配式混凝土结构技术规程》[14]中对混凝土

保护层厚度的规定,12个外包混凝土试件的保护层厚度均为30 mm。试件尺寸如图1所示,设计参数如表1所示。试件编号中:C表示混凝土保护层厚度,T表示受火时间;D表示单向拉伸,X表示重复拉伸。

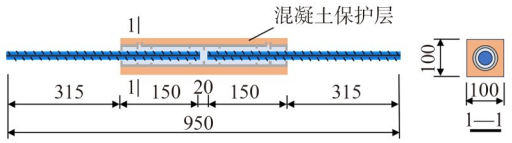


图1 构件尺寸 mm

Fig. 1 Component dimension

表1 试件设计参数

Table 1 Test pieces design parameters

试件编号	受火时间/min	混凝土保护层厚度/mm	加载方式
C0T0-D	0	0	单向
C30T0-D	0	30	单向
C0T0-X	0	0	重复
C30T0-X	0	30	重复
C0T60-D	60	0	单向
C30T60-D	60	30	单向
C0T60-X	60	0	重复
C30T60-X	60	30	重复

1.2 试验材料

试验采用ϕ40×320的GTJQ4-20全灌浆套筒,具体尺寸如图2所示。根据JG/T 398—2019《钢筋连接用灌浆套筒》[15]中套筒连接的钢筋尺寸标准规定,采用直径为20 mm的HRB400钢筋,材料性能如表2所示。套筒外包裹的混凝土为C30素混凝土。灌浆料型号为CGMJM-VI,水灰比为0.12,设计强度85 MPa,材料性能如表3所示。

1.3 热电偶布置及加热方案

火灾试验中,为了测量套筒灌浆连接中钢筋与灌浆料黏结界面处的温度变化曲线,在钢筋与灌浆料黏结界面中心点处布置热电偶,具体位置

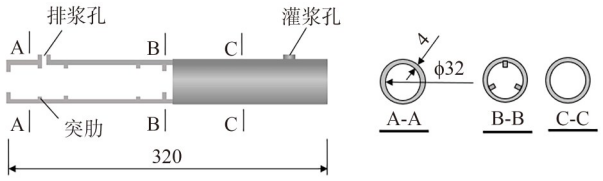


图2 灌浆套筒尺寸 mm

Fig. 2 Sleeve grouting dimension

表2 钢筋力学性能

Table 2 Mechanical properties of steel rebar

钢筋强度等级	屈服强度/MPa	抗拉强度/MPa	弹性模量/GPa
HRB400	460	598	196

如图3所示,热电偶型号为WRNK-191,量程为0~800 ℃。

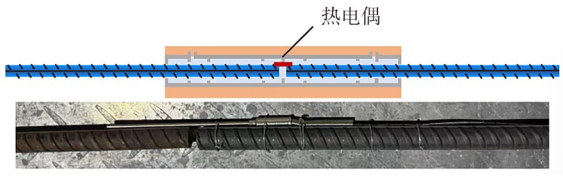


图3 热电偶布置

Fig. 3 Thermocouple arrangement

火灾试验装置由火灾炉、燃烧器、风机、烟道和电脑控制系统组成,如图4所示。高温后试件均在火灾炉中加热60 min,炉内设有8个火焰喷射器,全程自动升温,升温曲线参照ISO-834标准曲线[16],火灾炉风机的频率由试验人员手动调节。加热完成后,试件在自然状态下冷却,炉膛升降温曲线由炉内热电偶记录并由控制系统自动采集,如图5所示。



(a) 火灾炉外部 (b) 电脑控制系统

图4 火灾炉

Fig. 4 Fireplace

表3 灌浆料材料性能检测结果

Table 3 Grout material performance test results

检验项目	初始流动度/mm	30 min流动度/mm	泌水率/%	1 d抗压强度/MPa	3 d抗压强度/MPa	28 d抗压强度/MPa	3 h竖向膨胀率/%	24 h与3 h竖向膨胀率差/%
质量指标	≥300	≥260	0	≥35	≥60	≥85	0.02~2	0.02~0.4
检验结果	310	275	0	36.9	62.7	95.27	0.04	0.04

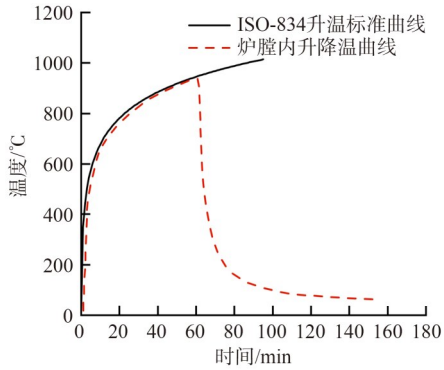


图 5　炉膛升降温曲线

Fig. 5　Furnace temperature rise and fall curve

1.4　加载方案

加载装置为 WAW-1000C 的微机控制电液伺服万能试验机，如图 6 所示。加载方式分为单向拉伸和高应力重复拉伸两种，根据 JGJ 107—2016《钢筋机械连接技术规程》[17]的规定对套筒灌浆连接件进行加载。单向拉伸的加载制度为先拉伸至 0.6f_{yk}，然后卸载至 0，再加载直至试件发生破坏，加载速率为 1 kN/s，如图 7(a)所示。高应力重复拉伸的加载制度为先拉伸至 0.9f_{yk}，然后卸载至 0，重复 20 次，加载速率为 2 kN/s，重复加载结束后单向拉伸至试件破坏，加载速率为 1 kN/s，如图 7(b)所示。其中，f_{yk} 为钢筋的屈服强度标准值。

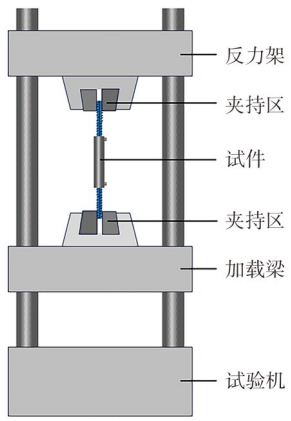


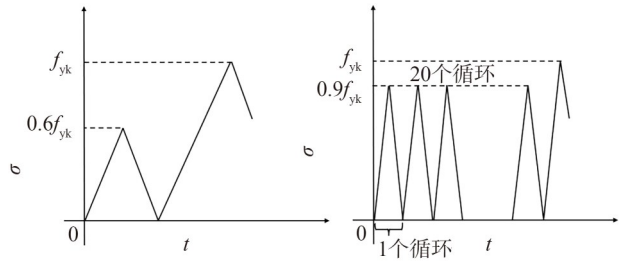
图 6　加载装置

Fig. 6　Loading device

2　试验现象与破坏模式

2.1　试验现象

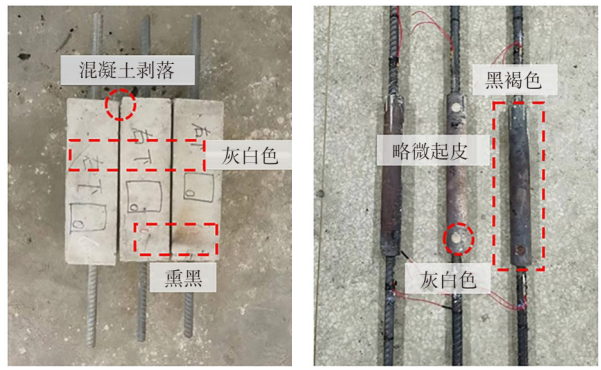
高温后混凝土保护层由青灰色变为灰白色，熏黑现象明显，且表面有部分混凝土发生剥落，如图 8(a)所示。对于无保护层试件，常温下套筒呈光亮的银黑色，高温后套筒表面变为暗淡的黑褐色并有略微的起皮现象，同时灌浆料的颜色也由青灰色变成灰白色，如图 8(b)所示。



(a) 单向拉伸　　(b) 高应力重复拉伸

图 7　加载制度

Fig. 7　Loading system



(a) 30 mm 保护层试件　　(b) 无保护层试件

图 8　高温后试验现象

Fig. 8　Test phenomenon after high temperature

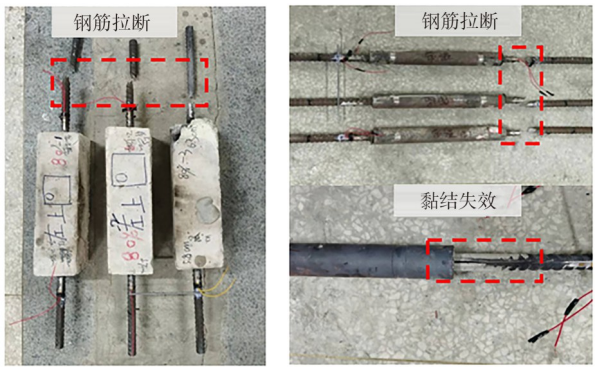
2.2　破坏模式

试验过程中，试件的破坏模式主要为两种：钢筋拉断和黏结失效，如图 9 所示。常温下，无保护层试件和 30 mm 保护层试件在两种加载方式下均发生钢筋拉断破坏，说明此条件下套筒灌浆连接的力学性能主要受钢筋性能的约束。高温后，由于混凝土保护层可以降低灌浆料的热损伤，30 mm 保护层试件在两种加载方式下均为钢筋拉断破坏，而无保护层试件为黏结失效，其主要原因是高温下灌浆料的水化产物分解明显，灌浆料膨胀，内应力增大，加剧微裂缝发展，严重破坏了灌浆料与钢筋之间的黏结性能[7]，导致试件出现黏结失效。各试件的加载结果如表 4 所示。

3　试验结果分析

3.1　荷载-位移曲线

试件在两种加载方式下的荷载-位移曲线如图 10 所示。单向拉伸下，以试件 C0T0-D1、C30T0-D1、C0T60-D1 和 C30T60-D1 为例；高应力重复拉伸下，以试件 C0T0-X1、C30T0-X1、C0T60-X1 和



（a）30 mm保护层试件　　（b）无保护层试件

图9　典型试件破坏模式

Fig. 9　Failure mode of the specimens

C30T60-X1为例。可以看出：常温下，混凝土保护层对试件的荷载-位移曲线影响不明显，两种加载方式下的曲线均经历了弹性阶段、屈服阶段、强化阶段和颈缩阶段。高温后，试件的荷载-位移曲线均无明显屈服平台。高温后，无保护层试件和30 mm保护层试件的荷载-位移曲线出现明显差异：无保护层试件的荷载-位移曲线达到极限荷载后，表现为垂直降落；30 mm保护层试件的荷载-位移曲线达到极限荷载后突然下降，降到某一荷载值后又上升，随后再下降，处于上下波动的状态，属于典型的黏结滑移失效曲线特征。

3.2　极限荷载

3.2.1　单向拉伸

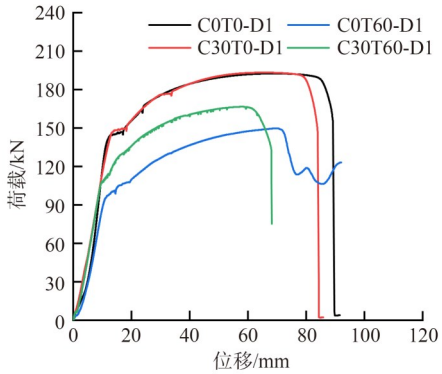
单向拉伸下试件的极限荷载如表4所示，分析时采用每组试件的极限荷载平均值。常温下，混凝土保护层对试件的极限荷载影响较小，无保护层试件与30 mm保护层试件的极限荷载平均值相差较小。高温后无保护层试件和30 mm保护层试件的极限荷载平均值，较常温下无保护层试件分别降低了25.07%和18.22%，表明混凝土保护层对高温后试件的极限荷载具有显著影响，其主要原因是在加热过程中，混凝土保护层可以减小高温对灌浆料膨胀

表4　试件加载结果

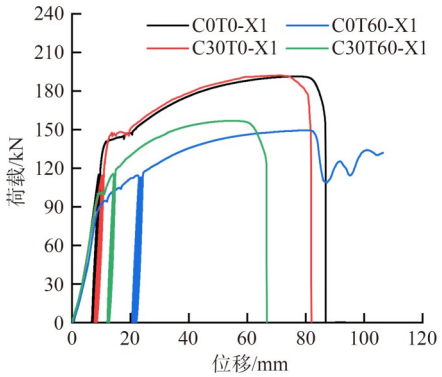
Table 4　Specimens loading results

试件编号	破坏形式	P_u/kN	平均值$\bar{P}_u$/kN	F_u/MPa	τ_u/MPa	τ_x/τ_d	ρ_{max}/%	平均值$\bar{\rho}_{max}$/%	μ	平均值$\bar{\mu}$
C0T0-D1	Ⅰ	193.21		615.01	19.22		12.66		5.20	
C0T0-D2	Ⅰ	203.89	196.56	649.00	20.28		13.31	13.22	4.87	4.96
C0T0-D3	Ⅰ	192.58		613.01	19.16		13.69		4.83	
C30T0-D1	Ⅰ	191.95		610.10	19.09		10.31		4.79	
C30T0-D2	Ⅰ	197.38	195.21	628.28	19.63		11.45	11.52	4.71	4.82
C30T0-D3	Ⅰ	196.30		624.84	19.53		12.81		4.96	
C0T0-X1	Ⅰ	191.35		609.08	19.03	0.99	12.85		4.28	
C0T0-X2	Ⅰ	196.87	195.18	626.65	19.58	0.97	12.50	13.09	5.07	4.76
C0T0-X3	Ⅰ	197.32		628.09	19.63	1.02	13.92		4.95	
C30T0-X1	Ⅰ	197.95		630.09	19.69	1.03	11.10		5.56	
C30T0-X2	Ⅰ	193.58	194.50	616.18	19.27	0.98	11.89	11.95	4.27	4.75
C30T0-X3	Ⅰ	191.98		611.09	19.10	0.98	12.87		4.43	
C0T60-D1	Ⅱ	149.76		476.70	14.90		8.75		2.63	
C0T60-D2	Ⅱ	148.10	147.28	471.42	14.73		7.39	8.05	3.07	2.97
C0T60-D3	Ⅱ	143.99		458.33	14.32		8.02		3.22	
C30T60-D1	Ⅰ	166.57		530.21	16.57		7.79		3.42	
C30T60-D2	Ⅰ	161.62	160.74	514.45	16.08		6.75	7.52	3.56	3.48
C30T60-D3	Ⅰ	154.02		490.26	15.32		8.02		3.45	
C0T60-X1	Ⅱ	149.28		475.16	14.85	0.99	9.35		3.16	
C0T60-X2	Ⅱ	131.62	140.56	418.96	13.09	0.89	6.78	8.24	2.58	2.84
C0T60-X3	Ⅱ	140.79		448.15	14.01	0.98	8.59		2.77	
C30T60-X1	Ⅰ	158.53		504.61	15.77	0.95	7.75		3.30	
C30T60-X2	Ⅰ	158.25	157.55	503.71	15.74	0.98	8.39	7.84	3.44	3.33
C30T60-X3	Ⅰ	156.87		499.34	15.60	1.02	7.38		3.26	

注："Ⅰ"为钢筋拉断；"Ⅱ"为黏结失效；P_u、F_u为极限荷载；τ_u为极限黏结应力，钢筋拉断试件计算得到的黏结应力属于名义极限黏结应力，是保证试件不发生黏结失效的下限值；τ_x、τ_d分别为高应力重复拉伸和单向拉伸时的极限黏结应力；ρ_{max}为最大力总伸长率；μ为延性系数。



（a）单向拉伸



（b）高应力重复拉伸

图 10　试件荷载-位移曲线

Fig. 10　The specimen load-displacement curves

和收缩的不利影响，使灌浆料和钢筋界面的黏结应力退化减缓。因此，在同等加热条件下，30 mm 保护层试件具有更高的承载力。

3.2.2　高应力重复拉伸

高应力重复拉伸下试件的极限荷载如表 4 所示，分析时采用每组试件极限荷载平均值。常温下，试件在高应力重复拉伸与单向拉伸下的力学反应情况相似，混凝土保护层对试件的极限荷载影响不明显。高温后无保护层试件和 30 mm 保护层试件的极限荷载平均值较常温下无保护层试件分别降低 27.98% 和 19.27%。可以发现，试件在高应力重复拉伸下的极限荷载平均值略低于单向拉伸，这是因为试件在重复拉伸下，钢筋与灌浆料之间的摩擦力、机械咬合力和化学胶结力进一步降低，导致试件的极限荷载下降幅度更大。

3.3　延性分析

延性是评价套筒灌浆连接性能的一个重要参数，其计算方法如式(1)所示。

$$\mu = \Delta_u/\Delta_y \tag{1}$$

式中：Δ_y为屈服位移，取荷载-位移曲线平台转折点处对应的位移；Δ_u为极限位移，取最大荷载对应的位移[8]。

试件的延性系数μ如表 4 所示，分析时采用每组试件延性系数平均值。可以看出：常温下混凝土保护层对试件的延性影响较小。高温后无保护层试件和 30 mm 混凝土保护层试件在两种加载方式下的延性系数均有不同程度降低，相较于常温下无保护层试件，单向拉伸下试件分别下降 40.12% 和 29.83%，高应力重复拉伸下试件分别下降 40.33% 和 30.04%。高温后 30 mm 混凝土保护层试件的延性系数下降幅度更小，具有更高的延性，这是因为 30 mm 保护层试件高温后发生钢筋拉断破坏，钢筋拉断破坏前积累了大量的塑性变形，提高了试件的变形能力，因此试件表现出更高的延性。同时，试件在高应力重复拉伸下的延性略低于单向拉伸。

4　有限元分析

4.1　模型建立

从表 4 可以看出：常温下无保护层试件和 30 mm 保护层试件在两种加载方式下的极限荷载、极限黏结应力相差较小，两者的比值保持在 1 左右，高温后比值控制在 0.98 左右，说明高应力重复拉伸对试件的极限荷载和极限黏结应力影响较小，与高强等[18]得到的试验结果一致。因此，通过 ABAQUS 建立不同厚度保护层试件的有限元模型，研究其在单向拉伸下的力学特性规律。

4.1.1　单元及网格划分

采用有限元软件 ABAQUS 对试件 C0T0-D1、C30T0-D1、C0T60-D1、C30T60-D1 进行数值模拟。以 30 mm 保护层试件 C30T60-D1 为例，有限元模型中混凝土、灌浆料、套筒和钢筋均采用 C3D8R 的 8 结点线性减缩积分三维实体单元，同时均采用结构化网格方法划分网格。在确保计算结果准确性的前提下，为提高模型的计算效率，网格尺寸设置为 5 mm，有限元模型的网格划分如图 11 所示。

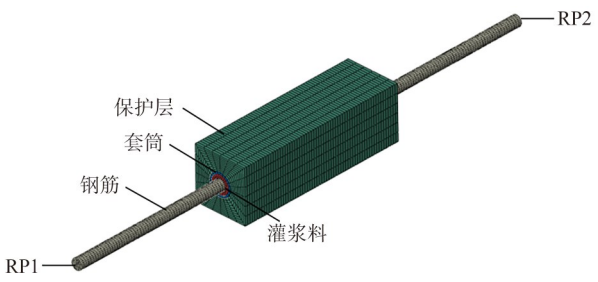


图 11　模型网格划分

Fig. 11　Model meshing

4.1.2 接触及边界条件

试验过程中，高温后无保护层试件中钢筋与灌浆料界面出现黏结失效，所以钢筋与灌浆料之间通过创建连接器（connector）模拟界面黏结滑移行为。试验中灌浆料与套筒、套筒与混凝土保护层之间连接可靠，均采用绑定（tie）连接。为方便在套筒灌浆连接模型上施加荷载和约束，在两根钢筋的端面中心点处设置参考点（RP1、RP2），参考点与对应表面之间采用耦合（coupling）约束。

模型的边界条件与试验加载条件一致，一根钢筋端部固定（$U=U_R=0$），另一根钢筋端部施加荷载，以模拟试验过程中套筒灌浆连接的受拉过程，参考点的位置如图11所示。

4.1.3 材料热工参数

对套筒灌浆连接进行高温后力学反应分析前，需要对试件的温度场进行分析。热传分析所需要的材料参数包括钢材和混凝土的导热系数、比热容、密度等。经分析，混凝土、灌浆料、钢筋和套筒的热工参数均采用加拿大学者Lie[19]建议的计算公式，以模拟高温后试件温度场分布。

4.1.4 混凝土、灌浆料本构模型

完成温度场分析后，参考宋天诣[20]提出的方法，将温度场模拟结果（odb文件）导入力学模型中进行分析。分析时，混凝土和灌浆料均采用塑性损伤模型（concrete damaged plasticity，CDP）进行模拟，模型参数如表5所示。常温下混凝土的本构模型参考GB/T 50010—2010《混凝土结构设计标准》[21]提供的关系式，本构模型如图12所示。高温后混凝土力学性能退化，本构模型参考吴波[22]提出的计算模型。灌浆料在常温下及高温后的受压本构模型采用刘良林等[23]提出的计算模型，受拉本构模型根据刘良林等[24]提供的方法，采用相同等级的混凝土本构表达式[25]。

表5 CDP模型参数取值

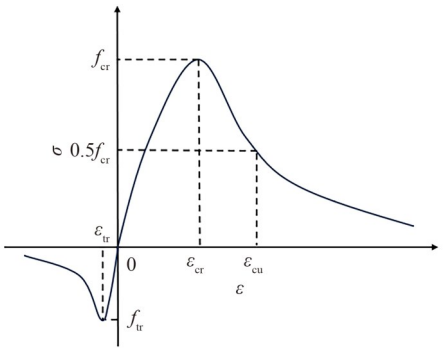
Table 5 Parameters of CDP model

膨胀角/(°)	偏心率	f_{b0}/f_{c0}	K	黏性参数
30	0.1	1.16	0.66667	0.00001

注：f_{b0}/f_{c0}为双轴与单轴极限抗压强度比；K为不变应力比。

4.1.5 钢筋、套筒本构模型

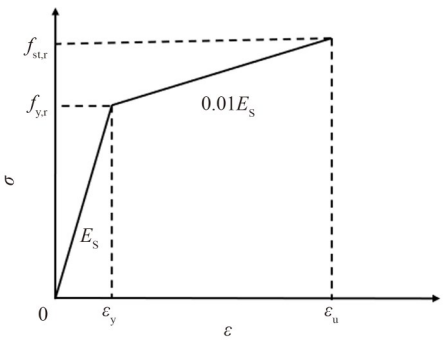
常温下钢筋与套筒的本构关系均采用双折线强化模型，如图13所示。钢筋的弹性模量、屈服强度和极限强度均取实测值，套筒塑性段斜率取0.01E_s。高温后钢筋与套筒的本构模型采用韩林海[26]给出的钢材应力-应变模型。



注：f_{cr}为混凝土单轴抗压强度代表值；f_{tr}为混凝土单轴抗拉强度代表值；ε_{cr}为f_{cr}对应的混凝土峰值压应变；ε_{tr}为f_{tr}对应的混凝土峰值拉应变。

图12 混凝土本构模型

Fig. 12 Intrinsic modeling of concrete



注：$f_{y,r}$为钢筋的屈服强度代表值；$f_{st,r}$为钢筋的极限强度代表值；ε_y为$f_{y,r}$相应的钢筋屈服应变；ε_u为$f_{st,r}$相应的钢筋峰值应变。

图13 钢筋本构模型

Fig. 13 Reinforcing steel intrinsic model

4.1.6 黏结滑移本构模型

本课题组[7]已经对高温后套筒灌浆连接的力学性能进行了试验研究，并得到了钢筋与灌浆料界面黏结应力-滑移曲线。基于试验结果分析可知：当温度不超过400 ℃时，试件发生套筒外钢筋拉断破坏，黏结应力-滑移曲线具有相似的趋势。在弹性阶段，黏结应力-滑移近似为线性；随着试件端部的荷载增加，肋前灌浆料出现微裂缝，并且钢筋接近屈服阶段，导致黏结应力上升速率减缓但滑移快速发展；继续加大荷载，钢筋达到极限强度，试件进入卸载阶段，随后钢筋迅速断裂。温度超过400 ℃时，试件发生黏结失效破坏，黏结应力-滑移曲线在达到极限黏结应力前与钢筋拉断破坏试件的发展趋势类似，而达到极限黏结应力后，继续加载使肋前灌浆料被大面积压碎，黏结应力下降、滑移不断增加形成下降段；钢筋滑移并与下一个锚固齿形成新

的滑移摩擦面，即为黏结应力-滑移曲线的残余段。

基于上述分析，建立了高温后套筒灌浆连接中钢筋与灌浆料黏结应力-滑移本构关系的理论模型，如图 14 所示。黏结应力-滑移本构模型的计算公式见式(2)。

$$\tau=\begin{cases}\dfrac{\tau_s}{s_s}s & 0<s\leqslant s_s\\ \tau_s+(s-s_s)\dfrac{\tau_u-\tau_s}{s_u-s_s} & s_s<s\leqslant s_u\\ \tau_u-(s-s_u)\dfrac{\tau_u-\tau_r}{s_r-s_u} & s_u<s\leqslant s_r\\ \tau_r & s_r<s\end{cases}\tag{2}$$

其中　$\tau_s=0.898\,9\tau_u$　$\tau_r=0.463\,7\tau_u$

$s_s=0.024\,0dN_{T1}$　$s_u=0.036\,8dN_{T2}$

$s_r=0.540dN_{T3}$

式中：τ_s为滑移黏结应力；τ_u为极限黏结应力；τ_r为残余黏结应力；s_s、s_u、s_r分别为τ_s、τ_u、τ_r所对应的滑移；d为钢筋直径；N_{T1}、N_{T2}、N_{T3}分别为屈服滑移、峰值滑移和残余滑移，其值如表 6 所示。

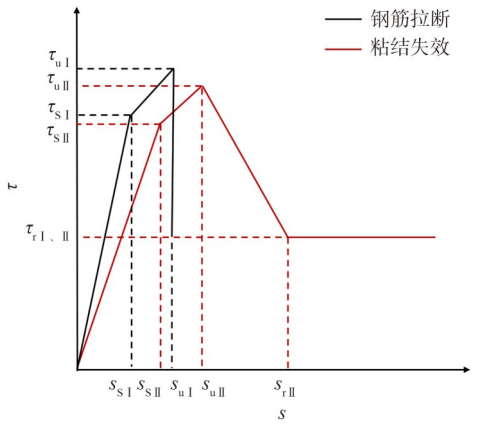


图 14　黏结滑移本构

Fig. 14　Adhesive slip constitutive model

表 6　NT1、NT2、NT3 的值

Table 6　The values of NT1, NT2 and NT3

参数	20 ℃<T≤200 ℃	200 ℃<T≤400 ℃	400 ℃<T≤600 ℃	600 ℃<T≤800 ℃
N_{T1}	$1+1.6667\times10^{-3}(T-20)$	$9.25\times10^{-3}T$	$1.1667\times10^{-2}T$	$9\times10^{-3}T$
N_{T2}	$1+1.6667\times10^{-3}(T-20)$	$1.1\times10^{-2}T$	$1\times10^{-2}T$	$6.875\times10^{-3}T$
N_{T3}	—	—	$1.2699\times10^{-3}T$	$8.5475\times10^{-4}T$

高温后极限黏结应力τ_u[7]为：

$$\tau_u=[2.0457\times10^{-7}\times(T-20)^2+7.3417\times10^{-4}\times(T-20)+1.9804]\times\sqrt{f_c^T}\tag{3}$$

高温后灌浆料的抗压强度f_c^T[7]为：

$$f_c^T=f_c\times[-2.01\times10^{-7}(T-20)^2-0.000\,657(T-20)+1.013]\tag{4}$$

式中：f_c为常温下灌浆料的抗压强度。

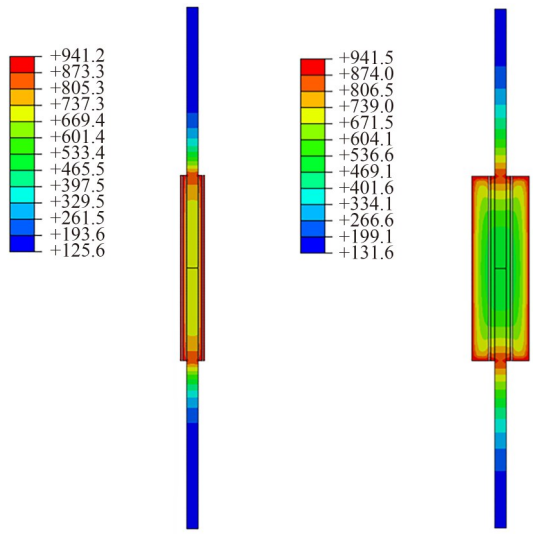
4.2　模拟结果分析

4.2.1　温度场对比

有限元计算的试件温度场分布如图 15 所示。可以看出：由于混凝土的热惰性，30 mm 保护层试件 C30T60-D1 的中心温度明显低于无保护层试件 C0T60-D1。图 16 显示了测点温度计算结果与试验结果的对比，可见：有限元计算的峰值温度略高于试验值，这种差异可能是选取的材料热工参数与实际情况存在误差，对模型的可靠度影响较小。总体而言，有限元计算的温度变化曲线与试验数据吻合较好，且均方根误差为 25.96 ℃，表明温度场计算结果的准确性能满足力学分析模型的精度要求。

4.2.2　荷载-位移曲线对比

有限元计算得到的试件荷载-位移曲线与试验曲线对比如图 17 所示。可以看出：有限元模拟结果与试验结果基本吻合，极限荷载最大误差为 5.20%。在弹性阶段，有限元计算中试件的伸长量小于试验结果，主要原因是在试验过程中试件与夹具之间存在一定的滑移。弹性阶段之后，对于发生钢筋拉断破坏的试件，由



(a) 试件 C0T60-D1　　(b) 试件 C30T60-D1

图 15　温度场分布　℃

Fig. 15　Temperature field distribution

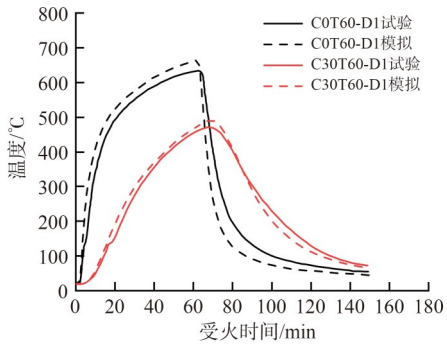


图 16 试件温度曲线对比

Fig. 16 Comparison of specimen temperature curves

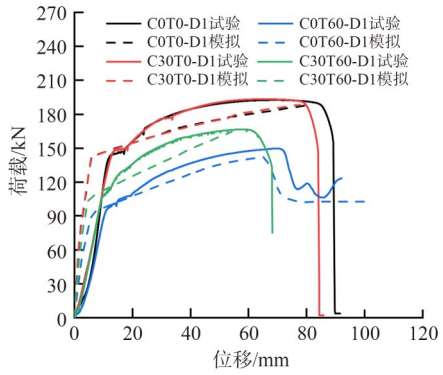


图 17 荷载-位移曲线对比

Fig. 17 Comparison of load-displacement curves

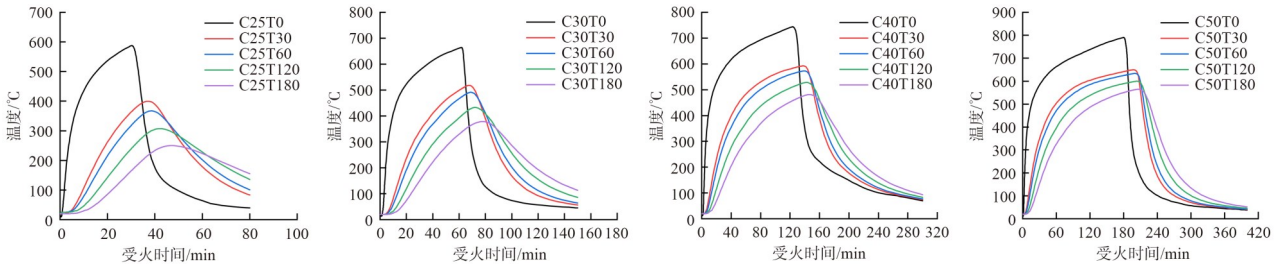
于钢筋采用的是双折线线性强化模型，只有弹性段和强化段，所以有限元模拟曲线并未出现试验曲线中的屈服平台，而是直接进入强化阶段，在达到抗拉强度后曲线便停止变化，未出现紧缩现象。而对于黏结破坏试件，抗拉强度为界面的黏结应力起控制作用，所以黏结应力达到峰值后便发生失效，即达到抗拉强度时，荷载-位移曲线出现下降段，并保持一定的残余荷载。

4.3 拓展参数分析

为研究混凝土保护层厚度和受火时间对套筒灌浆连接力学性能的影响规律，根据规范[14]对套筒灌浆连接混凝土保护层厚度要求以及建筑结构耐火极限要求，设计实际工程中常见的保护层厚度为 0，25，30，40，50 mm，受火时间为 0，30，60，120，180 min，共 25 个不同参数值试件进行分析。

4.3.1 温度场分析

图 18 为各试件钢筋与灌浆料界面中点处的温度变化曲线。可以看出：混凝土保护层厚度和受火时间对试件内部温度分布的影响具有显著规律。相同受火时间下，试件峰值温度随保护层厚度的增加逐渐降低，其内部的温度变化梯度逐渐减小。同时，保护层越厚，升温时试件的高温滞后现象越明显，冷却阶段的降温速率相对较慢，表明保护层在热传递过程中能够有效延缓热量的传导，从而降低高温对核心部位的材料损伤。在相同保护层厚度下，试件的峰值温度随受火时间的增加逐渐提高，不同保护层厚度试件之间的温差逐渐减小，说明长时间高温作用会削弱保护层的隔热作用。



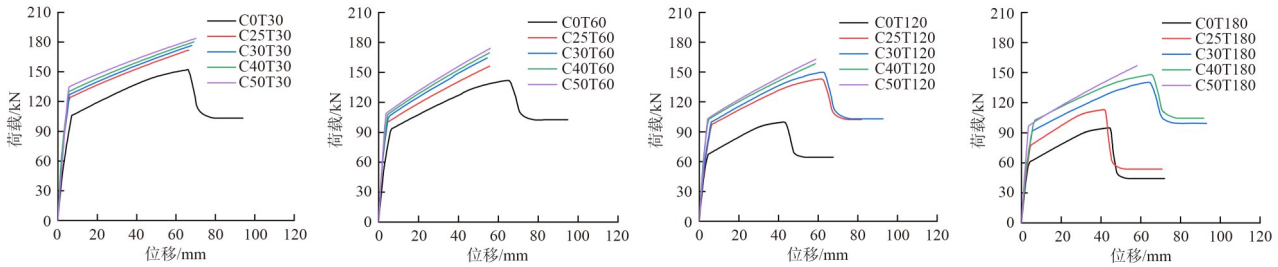
（a）厚度 25 mm　（b）厚度 30 mm　（c）厚度 40 mm　（d）厚度 50 mm

图 18 试件升降温曲线

Fig. 18 Specimen temperature rising and falling curves

4.3.2 保护层厚度及受火时间参数分析

图 19 为试件在不同混凝土保护层厚度及受火时间下的荷载-位移曲线。可以看出：保护层厚度和受火时间对试件的荷载-位移曲线影响显著，表现为在相同受火时间下，试件的刚度和承载力随混凝土保护层厚度的增加均有不同程度的提高。而在相同混凝土保护层厚度下，随着受火时间的增加，试件内部峰值温度提高，导致材料性能和钢筋-灌浆料之间的黏结力退化明显，试件的刚度和极限荷载明显减小。同时，对于发生黏结失效的试件，其承载力在达到极限荷载前随位移的增大先线性上升后上升速率减缓，表明钢筋与灌浆料开始出现滑移，继续拉伸达到极限黏结应力时发生黏结失效。



（a）受火 30 min　（b）受火 60 min　（c）受火 120 min　（d）受火 180 min

图 19　试件荷载–位移曲线

Fig. 19　Specimen load–displacement curves

5　极限黏结应力

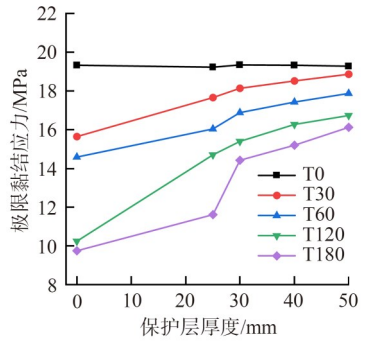
钢筋拔出破坏时，套筒灌浆连接的抗拉承载力取决于灌浆料–钢筋之间的极限黏结应力，极限黏结应力可根据式(10)进行计算。钢筋拉断破坏时，钢筋与灌浆料界面间的真实极限黏结应力难以测量，因此进行试件极限黏结应力分析时，采用式(5)计算钢筋拉断破坏试件的名义极限黏结应力。

$$\tau = F/(\pi dl) \tag{5}$$

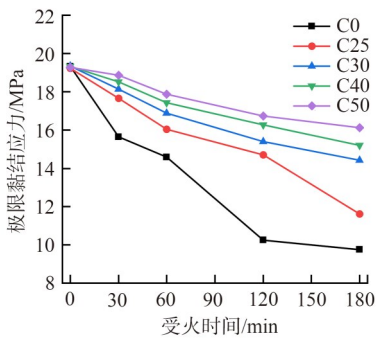
式中：d、l 分别为钢筋的直径和锚固长度；F 为极限荷载。

图 20 为计算得到的各试件极限黏结应力(即黏结强度)变化曲线。可以看出：常温下混凝土保护层对试件的黏结强度影响不明显。高温后，试件在相同受火时间下，黏结强度随保护层厚度的增加逐渐提高，特别在受火时间 120 min 和 180 min 工况下，混凝土保护层能明显提高试件的黏结强度。在相同混凝土保护层厚度下，试件的黏结强度随受火时间的增加呈下降趋势。对于无保护层试件，其黏结强度下降程度最为明显；对于带混凝土保护层试件，除 25 mm 保护层试件的黏结强度在受火 180 min 后显著降低外，其余试件的黏结强度下降幅度较小，表明混凝土保护层能有效减小受火时间对试件黏结强度的影响。

根据上述试验和模拟结果可以得出：高温后试件的极限黏结应力与混凝土保护层厚度呈正相关，与受火时间呈负相关。刘良林等[24]给出了常温下套筒灌浆连接极限黏结应力的计算表达式，朱佳宁等[5]提出了高温后套筒灌浆连接极限黏结应力计算公式，在此基础上，刘良林等[27]关于套筒灌浆连接受力失效机理的研究进一步完善了高温后灌浆料与钢筋界面极限黏结应力计算方法。本文从实际工程出发，考虑混凝土保护层厚度和受火时间对套筒灌浆连接极限黏结应力的共同影响，提出不同混凝土保护层厚度的套筒灌浆连接在不同受火时间



（a）极限黏结应力与保护层厚度的关系



（b）极限黏结应力与受火时间的关系

图 20　极限黏结应力变化曲线

Fig. 20　Ultimate bond stress variation curves

下的极限黏结应力计算方法。根据 Einea 等[28]的研究，钢筋与灌浆料之间的黏结应力计算值 τ 可按式(6)计算。

$$\tau = k\sqrt{f_c} \tag{6}$$

式中：k 为常数；f_c 为灌浆料的抗压强度。

刘良林等[24]研究发现常温下钢筋与灌浆料的极限黏结应力与钢筋直径和黏结长度有关，并提出 τ 的计算公式：

$$\tau = 37.6d^{-0.521}l^{-0.273}\sqrt{f_c} \tag{7}$$

通过回归拟合，得到不同保护层厚度试件在不

同受火时间下的极限黏结应力式(8),公式拟合优度R^2为0.94,拟合效果较好。极限黏结应力的曲面拟合结果如图21所示。

$$\tau_b = \tau \times e^{-0.08617/(19.072+C)} \tag{8}$$

式中:τ为常温下未带保护层的套筒灌浆连接极限黏结应力,MPa;τ_b为不同保护层厚度的套筒灌浆连接在不同受火时间下的极限黏结应力,MPa。

将式(7)代入式(8),得到式(9):

$$\tau_b = 37.6d^{-0.521}l^{-0.273}\sqrt{f_c} \times e^{-0.08617/(19.072+C)} \tag{9}$$

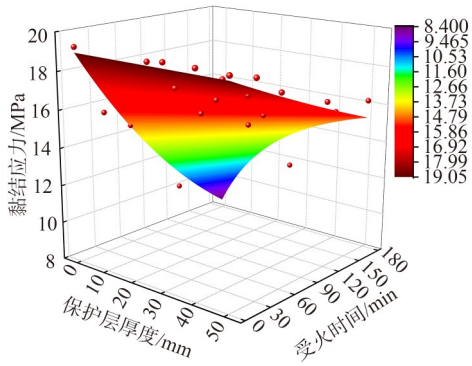


图21 极限黏结应力值曲面拟合

Fig. 21 Surface fitting of ultimate bond stress values

根据式(9)计算黏结失效试件的黏结应力值,并与模拟结果对比,结果见图22,可见黏结应力计算值误差均在±15%以内。理论上,钢筋拉断破坏试件的测量值要低于计算值[24],式(9)计算所得的钢筋拉断破坏试件的黏结应力值满足这一特征,表明极限黏结应力计算公式可靠度较高,可用于不同保护层厚度的套筒灌浆连接在不同受火时间下的极限黏结应力评估。

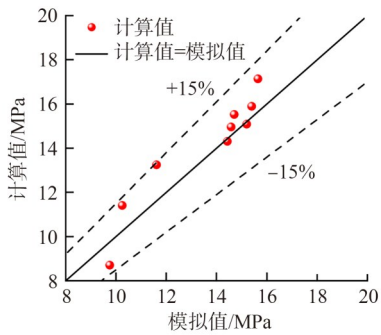


图22 黏结应力计算值与模拟值对比

Fig. 22 Comparison of calculated and simulated bond stress values

6 结 论

通过研究不同混凝土保护层厚度的套筒灌浆连接在不同受火时间下的力学特性,得出以下主要结论:

1)混凝土保护层对高温后套筒灌浆连接失效模式具有显著影响,60 min火灾高温后30 mm保护层试件在单向拉伸和高应力重复拉伸下均为钢筋拉断破坏,无保护层试件表现为黏结失效破坏。

2)高温后,混凝土保护层可提高套筒灌浆连接件在两种加载方式下的极限荷载、黏结强度和延性,30 mm混凝土保护层试件在高应力重复拉伸下的极限荷载、黏结强度和延性略低于单向拉伸。随着受火时间的增加,试件的极限荷载和黏结强度呈下降趋势。

3)随着保护层厚度增加,试件峰值温度降低,温度变化梯度逐渐减小,高温滞后现象越明显,冷却阶段降温速率相对较慢。随着受火时间增加,峰值温度提高,不同保护层厚度试件之间的温差逐渐减小。

4)提出了考虑不同混凝土保护层厚度和受火时间共同影响的套筒灌浆连接极限黏结应力计算方法,能较准确计算试件的极限黏结应力值。

参 考 文 献

[1] 刘良林,肖建庄. 钢筋套筒灌浆连接研究进展[J]. 建筑结构学报,2023,44(1):235-247.

[2] LI X, ZHANG G, HAN Q, et al. Mechanical behavior of splice joints for bridge columns connected by grouted sleeves[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2023, 173:108078.

[3] 张望喜,邓曦,何超. 钢筋半套筒灌浆连接的高温静力拉伸性能[J]. 华南理工大学学报(自然科学版),2019,47(1):48-55.

[4] 张望喜,何超,张瑾熠,等. 钢筋半套筒灌浆连接高温后的力学性能试验研究和黏结滑移分析[J]. 湖南大学学报(自然科学版),2019,46(11):33-42.

[5] 朱佳宁,郭栋栋,马金凤,等. 高温后半灌浆套筒抗拉性能试验研究[J]. 工程力学,2020,37(5):104-111.

[6] 金庆波,孙彬,崔德奎,等. 高温后钢筋套筒灌浆接头力学性能试验研究[J]. 建筑结构,2018,48(23):38-42.

[7] WANG W, LI J H, GUO F, et al. Comparison of tensile mechanical properties of half grouted sleeve connection at elevated and post-elevated temperature: An experimental study [J]. Construction and Building Materials, 2024, 433:136723.

[8] 肖建庄,刘良林,丁陶,等. 高温后套筒灌浆连接受力性能试验研究[J]. 建筑结构学报,2020,41(11):99-107.

[9] 刘良林. 高温后套筒灌浆连接大变形反复拉压力学性能研究[J]. 力学与实践,2023,45(3):535-543.

[10] ZHANG W, HE C, ZHANG J, et al. Mechanical behavior of post-fire half-grouted sleeve connection covered by concrete[J]. Construction and Building Materials, 2019, 201: 218-231.

[11] LIU Y, PENG T, MIAO J, et al. Uniaxial tensile behavior of half-grouted sleeve connections with concrete cover after expo-

sure to elevated temperatures[J]. Journal of Building Engineering, 2024, 87:109066.

[12] 史佳益,李俊华,陈平均,等. 高温后半套筒灌浆连接循环荷载下力学性能研究[J/OL]. 工业建筑,2025[2025-06-25]. https://link.cnki.net/urlid/11.2068.TU.20250625.1121.002.

[13] LIN F, WU X. Mechanical performance and stress-strain relationships for grouted splices under tensile and cyclic loadings [J]. International Journal of Concrete Structures and Materials, 2016, 10(4): 435-450.

[14] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 装配式混凝土结构技术规程:JGJ 1—2014[S]. 北京:中国建筑工业出版社,2014.

[15] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 钢筋连接用灌浆套筒:JG/T 398—2019[S]. 北京:中国标准出版社,2019.

[16] 国家标准化管理委员会. 钢筋混凝土用钢材试验方法:GB/T 28900—2022[S]. 北京:中国标准出版社,2022.

[17] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 钢筋机械连接技术规程:JGJ 107—2016[S]. 北京:中国建筑工业出版社,2016.

[18] 高强,赵唯坚. 高应力反复拉压作用下堆焊成型套筒灌浆连接性能试验研究[J]. 建筑结构学报,2022,43(4):220-227.

[19] LIE T T, CHABOT M. Experimental studies on the fire resistance of hollow steel columns filled with plain concrete: (No. 611)[R]. Canada: NRC-IRC, 1992.

[20] 宋天诣. 火灾后钢-混凝土组合框架梁-柱节点的力学性能研究[D]. 北京:清华大学,2010.

[21] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 混凝土结构设计标准:GB/T 50010—2010[S]. 北京:中国建筑工业出版社,2024.

[22] 吴波. 火灾后钢筋混凝土结构的力学性能[M]. 北京:科学出版社,2003.

[23] 刘良林,肖建庄,李建新,等. 高温后灌浆料静动态单轴受压力学性能[J]. 工程科学与技术,2022,54(4):112-120.

[24] 刘良林,肖建庄,丁陶,等. 套筒灌浆料与高强钢筋黏结性能试验与仿真分析[J]. 同济大学学报(自然科学版),2021,49(9):1275-1283.

[25] HONG S, VARMA A H. Analytical modeling of the standard fire behavior of loaded CFT columns[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2009, 65(1): 54-69.

[26] 韩林海. 钢管混凝土结构:理论与实践[M]. 2版. 北京:科学出版社,2007.

[27] 刘良林,肖建庄,丁陶. 套筒灌浆连接受力失效机理与有限元仿真验证[J]. 工程力学,2022,39(12):177-189.

[28] EINEA A, YAMANE T, TADROS M K. Grout-filled pipe splices for precast concrete construction[J]. PCI Journal, 1995, 40(1): 82-93.