建筑结构

预应力键齿接缝抗剪性能数值分析及试验验证

马德胜[1]，陈明杰[1]，凌跃跃[1]，张建东[2,3]

（1. 宁波市鄞州区交产集团有限责任公司，宁波 315199；
2. 南京工业大学 土木工程学院，南京 211816；
3. 苏交科集团股份有限公司，南京 210019）

摘 要：为揭示预应力筋配置对键齿接缝抗剪性能的影响规律。采用数值分析与试验相结合的方法开展研究。建立单键齿和双键齿干接缝三维有限元模型，并通过既有试验的极限承载力、剪应力—位移曲线及破坏模式对模型进行验证；在此基础上，考虑预应力筋材料、直径和数量等参数，分析预应力筋轴向刚度及配筋率对键齿接缝抗剪承载力的影响，并基于 AASHTO 键齿接缝抗剪承载力公式建立配筋率修正关系；进一步开展三节段预应力键齿连接混凝土盖梁四点弯曲试验进行验证。结果标明：有限元结果与试验结果总体吻合；随着预应力筋轴向刚度和配筋率增大，键齿接缝抗剪承载力逐渐提高，当配筋率低于 5%时，其抗剪承载力约为 AASHTO 计算值的 60%，随着配筋率增大，两者差异逐渐减小；修正公式对文献试件的预测偏差控制在 10%以内，盖梁试验中修正公式预测值与实测值偏差约 5%。预应力筋轴向刚度及配筋率是影响键齿接缝抗剪承载力的重要因素，在低配筋率条件下考虑预应力筋配置影响，可减小 AASHTO 公式对键齿接缝抗剪承载力的预测偏差。

关键词：键齿接缝；预应力配筋率；抗剪承载力；数值仿真；模型试验
中图分类号：U443.35 **文献标志码**：A **文章编号**：1005-8249（2026）05-0160-09
DOI：10.19860/j.cnki.issn1005-8249.2026.05.024

Numerical Analysis and Experimental Verification of Shear Performance of Prestressed Keyed Joints

MA Desheng[1], CHEN Mingjie[1], LING Yueyue[1], ZHANG Jiandong[2,3]

（1. Ningbo Yinzhou District Transportation Industry Group Co., Ltd., Ningbo 315199, China;
2. College of Civil Engineering, Nanjing Tech University, Nanjing 211816, China;
3. JSTI Group Co., Ltd., Nanjing 210019, China）

Abstract: To investigate the influence of prestressing reinforcement configuration on the shear performance of keyed joints. Three-dimensional finite element models of single- and double-keyed dry joints were established and validated using existing test results. The effects of prestressing reinforcement material, diameter, axial stiffness, and reinforcement ratio were analyzed, and a modified AASHTO-based shear-capacity formula was proposed. A four-point bending test on a three-segment prestressed concrete cap beam with keyed joints was conducted for further verification. The numerical results agreed well with the test results. The shear capacity increased with increasing axial stiffness and reinforcement ratio. When the reinforcement ratio was

作者简介：马德胜（1978—），男，本科，高级工程师，研究方向：结构工程。
收稿日期：2025-10-24

below 5%, the shear capacity was about 60% of the AASHTO prediction. The prediction error of the modified formula was within 10%, and the deviation for the cap-beam test was about 5%. Prestressing reinforcement configuration significantly affects the shear capacity of keyed joints, and considering its effect under low reinforcement-ratio conditions can reduce the overestimation of the AASHTO formula.

Key words: prestressing reinforcement ratio; shear capacity; numerical simulation; experimental verification

0　引言

预制装配式桥梁施工技术具有缩短工期、减少施工现场扰动、降低全寿命周期成本等显著优势，已成为替代现浇施工的重要发展方向。接缝是节段桥梁的关键连接部位，其受力复杂、变形集中，是决定结构整体性能与耐久性的薄弱环节。因此，系统研究键齿接缝的抗剪承载力及影响因素，对提高节段桥梁的安全性与设计可靠性具有重要意义[1]。

为了准确预测节点的抗剪承载力，国内外学者通过试验和理论研究提出了不同预测模型，Buyukozturk 等[2] 通过大量试验拟合提出了针对干接缝与胶接缝平接面以及键齿干接缝、键齿胶接缝的抗剪承载力计算公式；Turmo 等[3] 从力学机理角度分析了混凝土键齿的剪切工作过程，认为其抗剪承载力由平滑接面摩擦力、键齿承载力和水平预压应力共同提供；AASHTO[4] 规程中抗剪承载力包括平面区域的摩擦力和键齿的直接抗剪承载力。但是 AASHTO 公式最初是针对单键齿干节点推导的，Zhou 等[5] 认为该公式会高估多键节点的剪切能力；Jiang 等[6] 认为多键齿干接缝的抗剪承载力要考虑折减系数。Liu 等[7] 与刘桐旭[8] 通过 UHPC 键齿干接缝试验，结合 AASHTO 公式提出了相应的抗剪承载力修正表达式。Yuan 等[9] 针对胶接缝形式建立了改进的抗剪承载力计算公式；Kim 等[10] 指出键齿的抗剪强度会随接缝面水平预压应力水平的变化而发生显著改变；Hou 等[11] 基于摩尔应力圆的键齿干接缝抗剪理论，提出了可考虑键齿倾角影响的新型抗剪承载力表达式；Shamass 等[12] 建立了多种接缝的数值模型，可较为准确地预测接缝区域剪力键的应力、应变分布及裂缝演化过程。然而，上述研究多侧重于材料性质或齿形参数的影响，对预应力筋刚度与配筋率对键齿接缝抗剪性能的作用机制仍缺乏系统阐释，而实际工程中键齿接缝的承载水平会随着预应力束配置数量的增加而明显提高[13-15]。

为此，以预应力键齿连接混凝土盖梁为研究对象，系统开展了数值模拟与试验研究。建立 Z 型两节段键齿接缝有限元模型，分析预应力筋配筋率及刚度对接缝抗剪性能的影响规律；在此基础上，提出考虑预应力筋刚度影响的键齿抗剪承载力修正计算公式。通过足尺三节段预应力键齿连接混凝土盖梁四点弯曲试验，对所提修正公式及模型的合理性进行了验证。研究结果可为预应力装配式桥梁的接缝设计与承载力评估提供理论与试验依据。

1　预应力筋配筋率影响分析

由图 1[6,7,15] 可知，键齿接缝的剪应力与预应力大小近似呈线性增长关系。当采用固定端约束施加预应力（图中红色虚线以上）时，剪应力显著高于通过普通钢筋施加预应力（图中红色虚线以下）的情况。这主要是由于固定端约束使得体系侧向刚度显著提高，从而增强了键齿界面的抗剪承载能力。

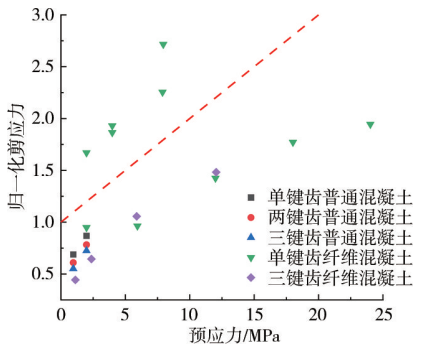


图 1　既有研究键齿抗剪应力与预应力关系

Fig. 1　The relationship between shear stress and prestress of key teeth has been studied

2　有限元模型的建立及验证

2.1 有限元模型的建立

采用有限元软件建立了基于混凝土损伤塑性模型（CDP）[16] 的三维数值模型。混凝土的本构关系及损伤因子参数均依据 GB 50010—2010《混凝土结构设计规范》进行确定。CDP 模型的主要参数选取如下：膨胀角取 36°，流动势偏心率取 0.1，黏度参数取 0.002，σ_{b0}/σ_{c0} 取 1.16，K_c 取 0.667。钢筋和

建筑结构

螺纹钢均采用双线性模型，如图 2 所示。

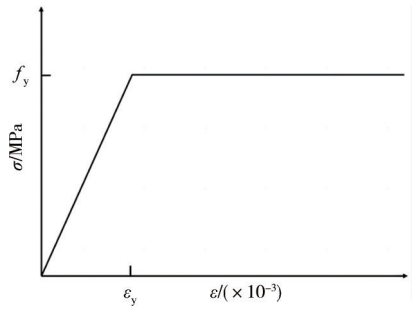


图 2 钢筋双线性应力应变模型
Fig. 2 Bilinear stress-strain model

参考文献［9］中的试验（如图 3 所示），分别建立了单键齿与双键齿干接缝试件的三维有限元模型。试件采用混凝土强度等级为 C40、钢筋强度等级为 HRB400 的材料，厚度 100 mm，键齿高度 100 mm、深度 35 mm，如图 4 所示。通过直径为 35 mm 的体外预应力筋施加约 1 MPa 的预应力，以模拟实际受力状态。

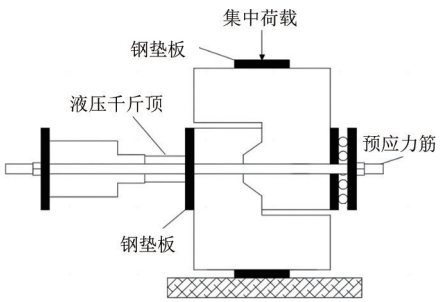
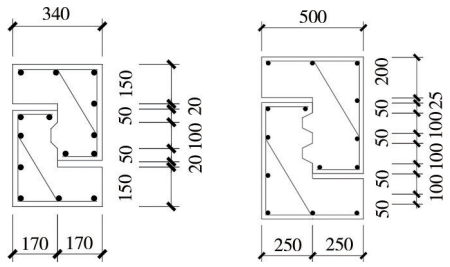


图 3 加载装置
Fig. 3 Loading device



（a）单键齿试件 （b）两键齿试件

图 4 试件尺寸 单位：mm
Fig. 4 Specimen size

表 1 模拟试件参数
Table 1 Simulated specimen parameter

试件类型	混凝土立方体强度 f_{cu}/MPa	棱柱体混凝土强度 f'_c/MPa	开裂荷载 V_{cr}/kN	极限荷载 V_u/kN
KJ1	48.8	41.5	61.6	89.7
KJ2	49.2	41.9	106.0	141.8

参考原试验[9] 建立了试件、预应力钢筋及锚固装置的有限元模型。混凝土、预应力筋及加载钢板均采用八节点三维实体单元（C3D8），普通钢筋采用一维杆单元（T3D2）。普通钢筋通过 Embedded Region 命令嵌入混凝土实体内，以实现两者的协同变形。键齿接缝处采用面—面接触定义界面相互作用，法向采用“硬接触”（Hard Contact）模式，切向采用库仑摩擦模型，摩擦系数取 0.6，以模拟界面的受压及抗剪滑移行为。模型整体示意如图 5 所示。

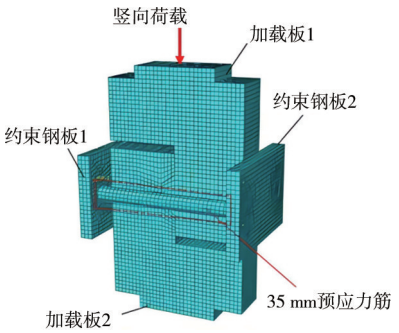


图 5 键齿试件加载方式
Fig. 5 Loading mode of key tooth specimen

预应力的施加采用降温法实现，即利用温度收缩产生的轴向应变来等效预应力。计算所得降温量为-6 ℃。施加预应力后，键齿接缝处的水平压应力分布如图 6 所示，压应力范围约为 0.8～1.1 MPa，表明模型能较好地反映预应力作用下接缝区域的应力状态。

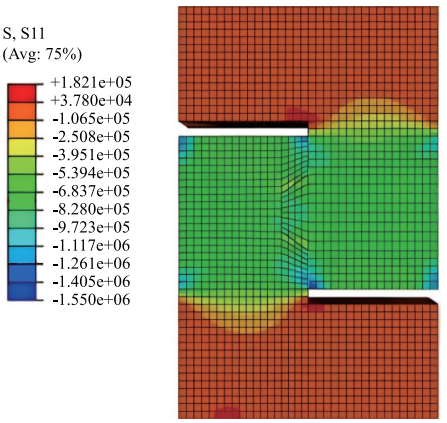


图 6 降温法施加预应力
Fig. 6 Prestress is applied by cooling method

$$\Delta T = -\frac{P}{E_p A_p \alpha_p} = -\frac{\sigma_n A_j}{E_p A_p \alpha_p} \tag{1}$$

式中：ΔT 为预应力筋施加的等效温降，℃；P 为预

应力筋总张拉力，N；σ_n 为接缝目标水平预压应力，MPa；A_j 为接缝受压面积，mm^2；E_p 为预应力筋弹性模量，MPa；A_p 为预应力筋总截面面积，mm^2；α_p 为预应力筋线膨胀系数，取 1.2×10^{-5}℃$^{-1}$。代入各参数得到 ΔT=−5.90 ℃，有限元中取−6 ℃。

2.2　荷载−位移曲线对比

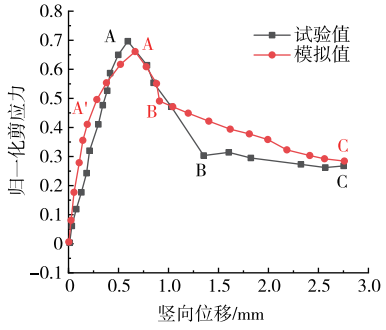
对数值模拟结果与文献［6］中相应试验结果进行了对比分析，具体结果见表 2。数值模拟结果与试验值的误差最大为 7.4%，整体吻合良好，表明所建立的有限元模型能够较准确地反映键齿接缝受力特征与破坏趋势。

由图 7 可知，有限元分析结果与试验结果在变化趋势上基本一致，均表现出随预应力增大而剪应力线性提升的规律，验证了模型的合理性。

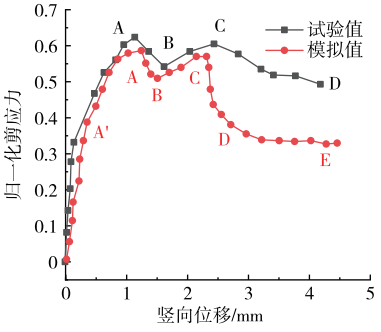
表 2　模拟值与试验结果对比

Table 2　Comparison of simulated values with experimental results

试件类型	模拟值/kN	试验值/kN	AASHTO 计算值/kN	模拟与试验误差/%
KJ1	83.2	88.9	82.0	5.6
KJ2	131.4	140.7	163.3	7.4



（a）单键齿接缝



（b）两键齿接缝

图 7　归一化剪应力−位移曲线

Fig. 7　Loading mode of key tooth specimen

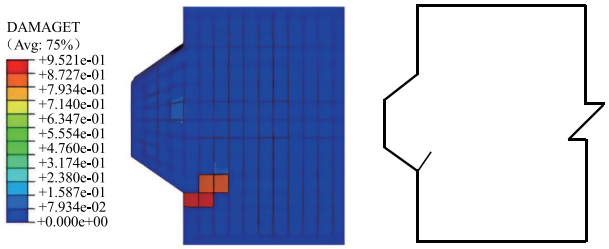
单键齿试件的剪应力−位移曲线可分为三个阶段：上升段 OA：试件处于弹性工作阶段，剪应力与位移呈近似线性关系；下降段 AB：试件发生脆性破坏，剪应力迅速降低，未出现明显屈服阶段；平稳段 BC：混凝土键齿未完全剪断，仍保持一定残余承载力，位移持续增长。

两键齿试件的剪应力−位移曲线总体趋势与单键齿试件相似，但由于键齿受剪破坏发生两次，曲线出现两次下降。有限元模拟所得剪应力−位移曲线与试验结果的变化趋势基本一致，但下降段的剪应力衰减较缓。这主要是由于 CDP 模型将混凝土视为连续均质体，未能充分反映裂缝局部化及突裂特征，从而使模拟曲线表现出较高延性。

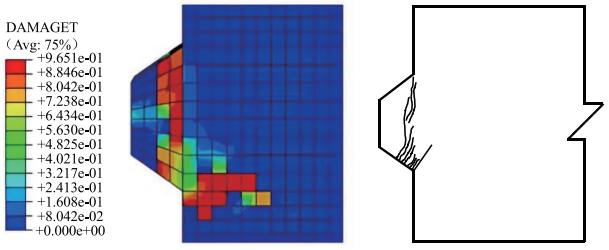
2.3　破坏模式对比

由于混凝土塑性损伤模型无法直接在积分点显示裂缝形态，采用等效塑性应变作为裂缝发展的表征指标。通过最大塑性应变分布可近似反映裂缝的扩展路径与发展方向。

由图 8~9 可知，两类试件在破坏过程中均呈自下而上逐级破坏模式，裂缝首先出现在键齿根部，并沿齿面向外扩展。双键齿试件中前后键齿未同时破坏，而是依次剪断，呈现多键渐进破坏特征。



（a）键齿出现开裂

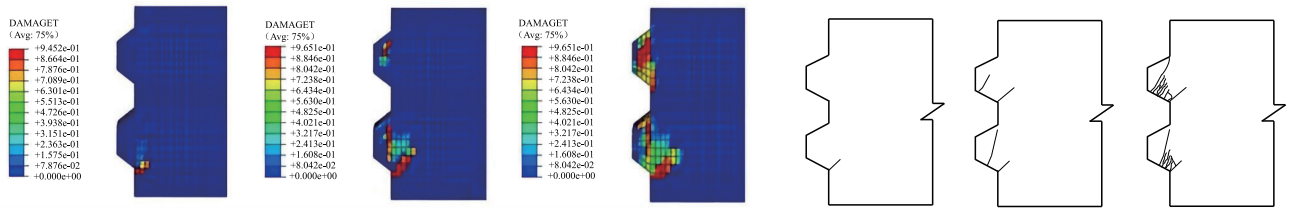


（b）键齿破坏

图 8　单键齿破坏模式

Fig. 8　Single key tooth failure mode

建筑结构



（a）模拟顺序破坏 （b）试验顺序破坏

图 9 两键齿破坏模式

Fig. 9 Double key tooth failure mode

有限元计算所得极限承载力、剪应力-位移曲线及破坏形态与试验结果均较为一致，说明建立的有限元模型不仅能够合理反映键齿接缝的整体承载性能，也能较准确地描述裂缝演化与破坏过程，验证了模型的有效性与可靠性。

3 考虑预应力筋刚度的键齿抗剪承载力计算公式

有限元分析结果表明单键齿试件的抗剪承载力采用 AASHTO 公式计算时差别不大，但两键齿试件的抗剪承载力采用 AASHTO 公式计算时会高估约 14%。因此，有必要基于有限元参数分析结果，研究预应力筋配筋率（刚度）对键齿抗剪承载力的影响规律，并在此基础上对 AASHTO 公式进行修正。

3.1 键齿抗剪承载力计算

在单键齿模型 KJ1 与双键齿模型 KJ2 的基础上，建立系列有限元模型，系统考察预应力筋材料类型、直径与数量等参数对抗剪承载力的影响规律，结果见表 3。

表 3 主要模型参数与试验对比结果

Table 3 Main parameters and comparison between test and simulation results

试件类型	筋材材料	弹性模量/GPa	筋材数量×直径/mm	筋材刚度/GPa×mm^2	配筋率% A_s/A_k	键齿数	试验值/kN	模拟值/kN	AASHTO 计算值/kN
KJ1-S-35-2-1	钢	200	2×35	0.4	19.2	1	88.9	84.2	83.7
KJ1-B-35-2-1	BFRP	50	2×35	0.1	19.2	1		63.6	83.7
KJ1-S-18-2-1	钢	200	2×18	0.1	5.1	1		64.4	83.7
KJ2-S-35-2-1	钢	200	2×35	0.4	19.2	2	140.7	132.4	164.1
KJ2-S-35-4-1	钢	200	4×35	0.8	38.5	2		149.3	164.1

注：表中 A_s 为预应力筋总截面面积，A_k 为混凝土键齿总截面面积。

采用 BFRP 筋作为预应力筋时，单键齿模型 KJ1-B-35-2-1 的极限抗剪承载力较采用钢筋的 KJ1-S-35-2-1 低 24.48%。其原因在于预应力筋的弹性模量不同，导致提供的抗拉刚度差异，进而显著影响接缝抗剪承载力。进一步比较显示：KJ1-B-35-2-1 与 KJ1-S-18-2-1 的承载力仅相差 0.9%，表明在提供相同抗拉刚度时，接缝抗剪承载力差异不大；而在相同材料条件下，KJ1-S-35-2-1 较 KJ1-S-18-2-1 提高约 23.8%，且其模拟结果与试验值及 AASHTO 计算值最为接近。

对于双键齿接缝，KJ2-S-35-2-1 的抗剪承载力为 132.4 kN，与参考文献［9］中试验偏差 19.2%，与 AASHTO 计算结果偏差 13.1%。当预应力筋数量增至 4×35 mm 时，承载力提高至 149.3 kN，与 AASHTO 公式的偏差降至 7.3%。可见，预应力筋配筋率对接缝剪切性能具有显著影响：当配筋率约 19.7% 时，模型计算的极限承载力与 AASHTO 预测值接近；而工程中常用配筋率仅 0.5%～1.0%，有必要进一步探讨“预应力筋刚度—承载力”的定量关系。

3.2 预应力筋刚度对抗剪承载力的影响

以单键齿模型为基础，并采用钢筋作为预应力筋，系统研究不同刚度与配筋率条件下键齿接缝的抗剪承载力变化规律（参数见表 4）。分析结果如图 10 所示，当配筋率低于 5%时，单键齿接缝的抗剪承载力仅为 AASHTO 计算值的约 60%；当配筋率提高至 19.2%时，接缝抗剪承载力逐渐接近 AASHTO 预测值。

这说明在实际工程常用的低配筋率条件下，

AASHTO 规程对键齿接缝的抗剪承载力存在明显高估，需通过引入反映预应力筋刚度影响的修正系数对其进行修订。

表 4　预应力筋刚度对剪力影响

Table 4　Effect of stiffness and reinforcement ratio on shear bearing capacity of key-tooth joint

试件编号	钢筋直径/mm	配筋率/%	钢筋刚度/GPa×m^2	抗剪承载力模拟值/kN
KJ1-0				50.2
KJ1-S-6-2-1	6	0.6	0.01	51.0
KJ1-S-8-2-1	8	1.0	0.02	51.3
KJ1-S-12-2-1	10	2.6	0.05	52.0
KJ1-S-16-2-1	12	4.0	0.08	52.8
KJ1-S-20-2-1	16	6.6	0.13	66.0
KJ1-S-22-2-1	20	7.6	0.15	69.3
KJ1-S-24-2-1	22	9.1	0.18	72.1
KJ1-S-27-2-1	24	11.5	0.23	77.3
KJ1-S-30-2-1	27	14.1	0.28	79.8
KJ1-S-33-2-1	30	17.1	0.34	81.9
KJ1-S-35-2-1	33	19.2	0.38	83.2
KJ1-S-38-2-1	35	22.7	0.45	84.8
KJ1-S-40-2-1	38	25.1	0.50	85.8
KJ1-S-42-2-1	40	27.7	0.55	86.8
KJ1-S-45-2-1	42	31.8	0.64	87.7
KJ1-S-48-2-1	45	36.2	0.72	88.7
KJ1-S-50-2-1	48	39.3	0.79	89.2

注：试件类型 KJX$_1$-S-X$_2$-X$_3$-X$_4$ 中，X$_1$ 指键齿数，X$_2$ 指筋材直径，X$_3$ 预应力筋数量，X$_4$ 指预应力大小。

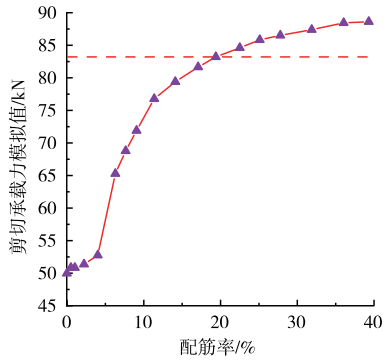


图 10　不同配筋率条件下键齿抗剪承载力模拟结果

Fig. 10　Simulation results of shear bearing capacity of key teeth under different reinforcement ratios

3.3　键齿接缝抗剪承载力改进计算公式

通过有限元分析建立了配筋率与键齿抗剪承载力间的关系，并基于此关系对现有抗剪承载力公式进行了修正。AASHTO 标准中键齿接缝抗剪承载力计算公式为：

$$V_j = A_k \sqrt{f'_c}(0.996\ 1 + 0.204\ 8\sigma_n) + 0.6A_{sm}\sigma_n \tag{2}$$

式中：A_k 表示键齿基部面积，mm^2；f'_c 表示混凝土抗压强度，MPa；σ_n 为所施加预应力，MPa；A_{sm} 为平面面积，mm^2。

不同配筋率条件下键齿接缝抗剪承载力与 AASHTO 公式计算值之间的差异如图 11 所示。

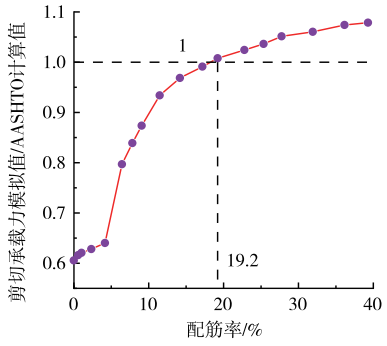


图 11　不同配筋率条件下键齿抗剪承载力模拟结果

Fig. 11　Simulation results of shear bearing capacity of key teeth under different reinforcement ratios

随着配筋率的增加，计算结果与 AASHTO 预测值的偏差逐渐减小。根据预应力筋刚度对抗剪承载力的影响规律，采用非线性回归方法拟合得到抗剪修正系数函数，计算公式为：

$$y = \begin{cases} 0.6 & (x < 5) \\ \dfrac{33}{700}x + \dfrac{51}{140} & (5 \leqslant x < 12) \\ \dfrac{1}{200}x + \dfrac{87}{100} & (12 \leqslant x < 40) \end{cases} \tag{3}$$

式中：y 为有限元计算结果比上 AASHTO 规范公式计算结果；x 为配筋率，%。

根据拟合函数公式做出拟合曲线并与模拟结果进行对比，如图 12 所示，拟合度较好，表明该函数能准确反映配筋率对键齿接缝抗剪承载力的影响规律。

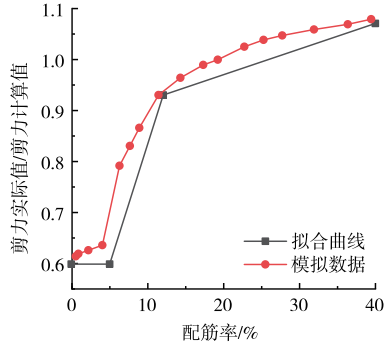


图 12　不同配筋率条件下键齿抗剪承载力模拟结果

Fig. 12　Simulation results of shear bearing capacity of key teeth under different reinforcement ratios

建筑结构

根据拟合函数对 AASHTO 给出的键齿剪力公式进行修正，修正如下：

$$V=\begin{cases}0.6V_j & (x<5)\\ \left(\frac{33}{700}x+\frac{51}{140}\right)V_j & (5\leqslant x<12)\\ \left(\frac{1}{200}x+\frac{87}{100}\right)V_j & (12\leqslant x<40)\end{cases} \tag{4}$$

式中：V_j 为原 AASHTO 计算公式，kN；V 为修正后的键齿计算公式，kN。

3.4 改进键齿接缝抗剪承载力公式验证

由修正公式计算所得结果与数值分析值及文献试验结果对比见表 5，改进键齿接缝抗剪承载力公式能够较准确地反映拼装接缝在剪压复合作用下的受力特性。修正公式在不同参数条件下均保持良好的一致性，极限承载力预测偏差控制在±10%范围内，计算精度显著优于现行 AASHTO 公式。

表 5 修正公式验证

Table 5 Modified formula verification

试件类型	键齿数量	配筋率/%	试验值/kN	AASHTO/kN	修正公式/kN	误差 1/%	误差 2/%
KJ1	1	19.2	88.9	82.8	82.2	7.9	8.3
KJ2	2	9.6	140.7	163.3	143.4	13.7	1.1
KJ3	2	6.4	179.3	243.3	192.7	25.5	6.3

4 节段盖梁接缝弯剪性能试验研究

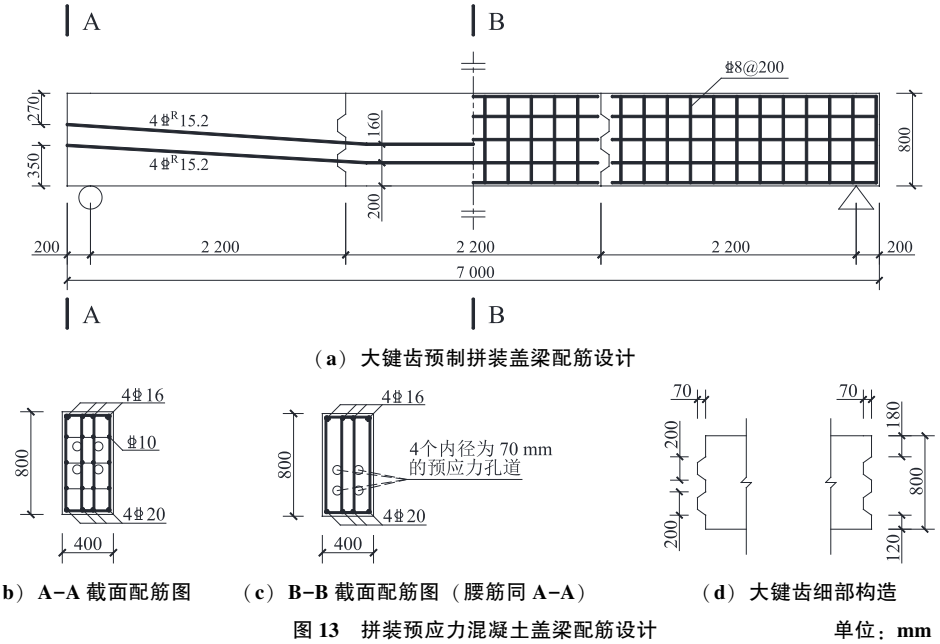
4.1 试验概况

试验旨在考察拼装盖梁在受弯与剪压复合作用下的整体受力特性、裂缝发展规律及极限承载能力，并将试验结果与改进公式的预测值进行对比分析，以验证修正方法的可靠性与工程适用性。

试验盖梁采用强度等级为 C50 的混凝土，横截面尺寸为 400 mm × 800 mm，总长度 7 000 mm，有效跨径 6 600 mm，如图 13 所示。盖梁由三节段预制单元通过大键齿干接缝拼装而成，键齿采用阴阳齿互锁形式连接，并通过纵向钢筋与预应力筋共同传递剪压复合作用。受拉区纵向钢筋直径为 16 mm，受压区纵向钢筋直径为 20 mm；箍筋采用 8 mm HRB400，腰筋直径 10 mm，拉结筋直径 6 mm。混凝土保护层厚度为 28 mm，钢筋锚固长度 200 mm，总体配筋率为 0.393%。在加载前，通过张拉装置施加水平预应力，以模拟桥梁盖梁实际张拉工况。

4.2 加载装置与加载制度

试验采用四点弯曲加载，反力装置由反力架、反力梁及钢支座组成。反力支座间距 6 600 mm，在距支座 2 400 mm 处施加两点集中力，形成跨中 1 800 mm 的纯弯曲段。加载力由液压千斤顶施加并经重力传感器记录，如图 14 所示。



（a）大键齿预制拼装盖梁配筋设计

（b）A–A 截面配筋图　（c）B–B 截面配筋图（腰筋同 A–A）　（d）大键齿细部构造

图 13 拼装预应力混凝土盖梁配筋设计　单位：mm

Fig. 13 Reinforcement design for assembling prestressed concrete capping beam

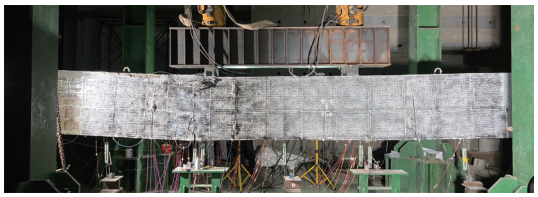


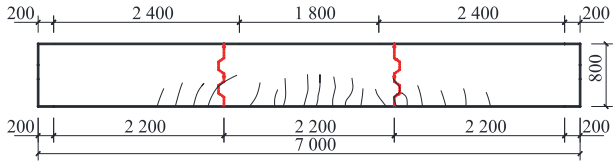
图 14　试件加载装置

Fig. 14　Specimen loading device

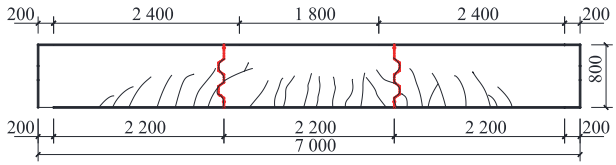
试验前完成所有测量仪器标定，加载方式为：开裂前每级 10 kN，保持 1 min；开裂后每级 50 kN，至峰值荷载后改为位移控制，直至试件破坏。

4.3　试验现象与破坏形态

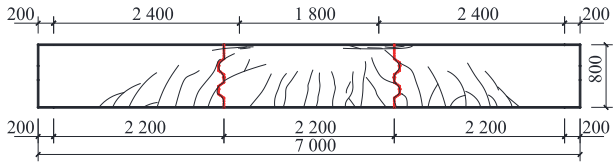
试件裂缝扩展过程如图 15 所示。加载初期梁体处于弹性阶段，荷载-挠度关系线性，未出现裂缝。荷载约 400 kN 时跨中受拉区出现首裂，随后裂缝数量增多并向梁高方向扩展，拼装键齿界面出现细微裂缝。继续加载至 700 kN 左右，盖梁侧面形成贯通斜裂缝，箍筋局部屈服，混凝土受压区开裂剥落。最终呈典型剪压复合破坏特征，裂缝沿键齿根部延展形成“齿状”破坏轮廓。



（a）600 kN



（b）750 kN



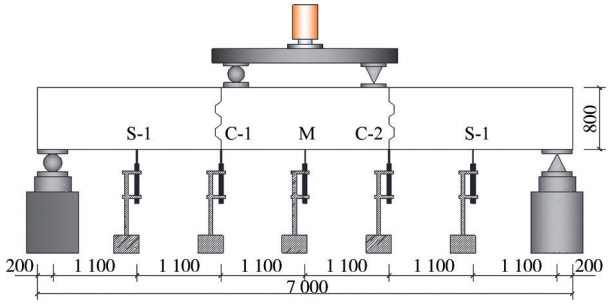
（c）破坏失效

图 15　大键齿预制拼装盖梁破坏模式　单位：mm

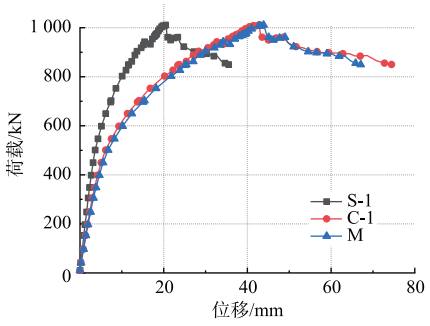
Fig. 15　Failure mode of prestressed concrete capping beam assembled with large key teeth

4.4　抗弯试验结果分析

试验使用线性可变位移传感器对梁不同位置的位移变化进行测试，位移计的布置及测试结果如图 16 所示。跨中（C-1）、拼装缝（M）及边跨（S-1）测点的荷载—位移曲线在初始阶段近似线性，达到初裂荷载后曲线斜率明显减小。极限荷载时 C-1 处挠度为 43.88 mm，M 处位移为 42.80 mm，两者变化趋势一致，说明拼装缝与整体梁变形协调性较好。



（a）位移计位置及编号　　单位：mm



（b）荷载-位移曲线

图 16　位移计布置及荷载-位移曲线

Fig. 16　Displacement meter layout and load displacement curve

由图 17 可知，在加载初期，试验梁的变形虽然在不断增大，但是其增长速率缓慢，各位置点的荷载-挠度数值呈现接近线性增长的关系。在这一期间内，试验梁在此阶段处于全截面工作状态。在荷载达到 $0.6P_u$ 时，试验梁的挠度达到正常使用极限状态。在此之后，混凝土开裂，挠度增加速度明显提升，试验梁进入弹塑性阶段。值得指出的是，由于预应力筋的存在，在加荷过程中其与试验梁出现相对滑移，致使试验梁有着较大的挠度变形之后方发生破坏。

该依据 AASHTO 规范及改进键齿接缝抗剪承载力公式进行计算，结果见表 6。修正公式预测结果与实测值偏差约 5%，说明修正公式能够有效修正 AASHTO 公式在高预应力工况下的高估问题，预测结果与实测值吻合良好。

建筑结构

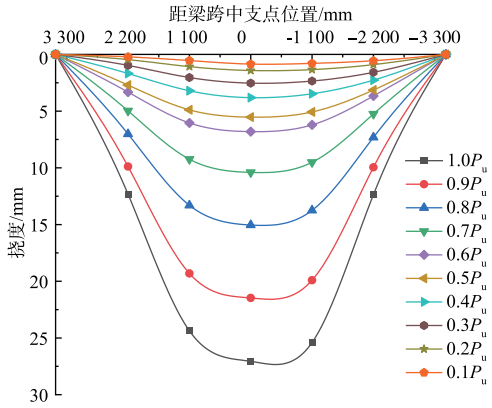


图 17 挠度曲线

Fig. 17 Deflection curve

由此可见，提出的抗剪承载力修正方法不仅适用于键齿接缝层面的数值分析，也适用于盖梁等构件层面的工程应用。

表 6 抗剪承载力计算值与试验值比较

Table 6 Comparison of calculation and test values /kN

试验值	AASHTO 计算值	试验值/计算值	改进公式计算值	试验值/计算值
1 011.1	1 597.73	0.63	958.64	1.05

5 结论

针对预应力键齿连接混凝土盖梁的受力性能进行了系统研究。通过建立键齿接缝有限元模型、分析预应力筋参数对抗剪承载力的影响、提出修正计算公式，并结合模型试验进行验证，主要结论如下：

（1）所建立的有限元模型能合理反映键齿接缝在剪压复合作用下的受力特征，计算所得承载力、破坏模式及荷载-位移曲线与文献试验结果吻合良好。键齿接缝抗剪承载力随预应力筋刚度与配筋率的提高而显著增大。

（2）在现行 AASHTO 键齿干接缝抗剪承载力公式基础上，提出了考虑预应力筋刚度影响的修正计算方法。该方法能有效修正原公式在不同预应力配筋率下的偏差问题，预测结果与有限元计算值偏差控制在 ±10% 以内，精度明显提高。

（3）预应力键齿连接混凝土盖梁四点弯曲试验表明，拼装盖梁在受弯作用下整体性与延性良好，裂缝沿键齿根部发展并呈剪压复合破坏模式。修正公式预测的极限荷载与实测结果偏差不超过 10%，验证了该公式的可靠性与工程适用性。

参 考 文 献

[1] 姜海波，王添龙，肖 杰，等. 预制节段钢纤维混凝土梁干接缝抗剪性能试验［J］. 中国公路学报，2018，31（12）：37-49.

[2] Buyukozturk O，Bakhoum M M，Michael Beattie S. Shear behavior of joints in precast concrete segmental bridges［J］. Journal of Structural Engineering，1990，116（12）：3380-3401.

[3] Turmo J，Ramos G，Aparicio A C. Shear strength of dry joints of concrete panels with and without steel fibres：Application to precast segmental bridges［J］. Engineering Structures，2006，28（1）：23-33.

[4] American Association of State Highway and Transportation Officials（AASHTO）. Guide Specifications for Design and Construction of Segmental Concrete Bridges：2003 interim revisions［S］，Washington DC，2003.

[5] Zhou Xiangming，Mickleborough N，Li Zongjin. Shear strength of joints in precast concrete segmental bridges［J］. ACI Structural Journal，2005，102（1）：3-11.

[6] Jiang Haibo，Chen Li，MaZhongguo John，Feng Wenxian. Shear behavior of dry joints with castellated keys in precast concrete segmental bridges［J］. Journal of Bridge Engineering，2015，20（2）：04014062.

[7] Liu Tongxu，Wang Zhen，Guo Jian，et al. Shear strength of dry joints in precast UHPC segmental bridges：Experimental and theoretical research［J］. Journal of Bridge Engineering，2019，24（1）：04018100.

[8] 刘桐旭. 节段预制拼装 UHPC 梁接缝抗剪性能试验与理论研究［D］. 南京：东南大学，2017.

[9] Yuan Aimin，Yang Chen，Wang Jiwei，et al. Shear behavior of epoxy resin joints in precast concrete segmental bridges［J］. Journal of Bridge Engineering，2019，24（4）：04019009.

[10] Kim Y J，Chin W J，Jeon S J. Interface shear strength at various joint types in high-strength precast concrete structures［J］. Materials，2020，13（19）：4364.

[11] Hou Wenqi，Peng Meng，Jin Bo，et al. Influencing factors and shear capacity formula of single-keyed dry joints in segmental precast bridges under direct shear loading［J］. Applied Sciences，2020，10（18）：6304.

[12] Shamass R，Zhou Xiangming，Alfano G. Finite-element analysis of shear-off failure of keyed dry joints in precast concrete segmental bridges［J］. Journal of Bridge Engineering，2015，20（6）：04014084.

[13] Jiang Haibo，Huang Chengwang，Feng Jiahui，et al. Direct shear behavior of castellated dry RPC joints in precast concrete segmental bridges［J］. Structures，2021，33：4579-4595.

[14] 徐玮良. 大悬臂预制拼装预应力混凝土盖梁力学性能研究［D］. 南京：东南大学，2022.

[15] 袁爱民，符俊冬，程磊科，等. 节段预制桥梁胶接缝配筋剪力键抗剪性能试验［J］. 中国公路学报，2018，31（12）：81-87.

[16] 常鑫泉，汪昕，刘长源，等. 预应力 FRP 板加固 RC 梁抗弯性能有限元模型可靠性评价［J］. 南京工业大学学报（自然科学版），2021，43（3）：318-328.