文章编号:1674-2974(2024)09-0165-12 DOI:10.16339/j.cnki.hdxbzkb.2024097

砂岩-混凝土结构面剪切特性试验研究及离散元模拟

杨凯旋,刘亚楠,赵衡†,赵明华
(湖南大学 土木工程学院,湖南 长沙 410082)

摘 要:为从宏、细观角度揭示常法向刚度(Constant Normal Stiffness,CNS)条件下锯齿状砂岩-混凝土结构面剪切机制,首先采用湖南大学自主改造的CNS岩石直剪仪开展3组砂岩-混凝土结构面室内剪切试验.在此基础上,采用刚性墙替代法建立与室内试验相应的离散元数值模型,并引入3个显式运动学方程控制砂岩试样运动轨迹从而实现CNS条件加载,将数值模拟与试验结果对比验证了模型的合理性.随后,开展16个工况的数值剪切试验,通过观察剪切裂纹扩展和力链演化形态,从细观角度揭示结构面破坏模式和荷载传递机制,并从宏观角度分析锯齿几何尺寸(半波长λ、起伏角θ)和加载边界条件(初始法向应力σ_{n0}、法向刚度K)对剪切强度和法向膨胀的影响.结果表明:剪切裂纹按照"平稳增加—急剧增加—增幅减小"的发展趋势由结构面区域逐渐向岩石内部扩展,结构面破坏模式随起伏角的增大由滑移磨损向剪断破坏过渡,剪切强度随λ、θ、σ_{n0}和K的增加呈指数函数型增加.

关键词:桩;直剪试验;砂岩-混凝土结构面;离散元法;常法向刚度
中图分类号:TU473.1 **文献标志码**:A

Experimental Investigation on Sandstone-concrete Interface Shearing Property and Its Discrete Element Modeling

YANG Kaixuan, LIU Ya'nan, ZHAO Heng†, ZHAO Minghua
(College of Civil Engineering, Hunan University, Changsha 410082, China)

Abstract: To reveal the shear mechanism of the zigzag sandstone-concrete interface under constant normal stiffness (CNS) conditions from micro-scale and macro-scale aspects, several direct shear tests for the sandstone-concrete interface were conducted by self-transformation CNS shear apparatus. On this basis, discrete element numerical models simulating laboratory experiments were established by using the rigid wall substitution method. In addition, the motion of the sandstone sample was controlled by three explicit spring-based kinetic equations to ensure the dynamic balance of the system at each time step and realize the CNS loading. The rationality of the models was verified by comparing the numerical simulation and experimental results. Subsequently, 16 cases of numerical shear tests were conducted to further reveal the failure mode and load transfer mechanism of the interface from the micro-scale aspect by observing the micro-crack propagation and force chain evolution, and the effects of asperity geometries (i.e., half chord-length λ, inclination θ) and boundary conditions (i.e., initial normal stress σ_{n0}, normal

* **收稿日期**:2023-10-05
基金项目:国家自然科学基金资助项目(51978255), National Natural Science Foundation of China (51978255)
作者简介:杨凯旋(1994—),男,陕西商洛人,湖南大学博士研究生
† 通信联系人,E-mail: henrychiu@hnu.edu.cn

stiffness K) on shear strength and dilation were analyzed from the macro-scale aspect. The results indicated that micro-cracks gradually propagated from the interface area to the interior of the rock in a trend of stable increase-rapid increase-decrease in growth rate, and the failure mode of the interface transitioned from wear to shear failure with increasing inclination. The shear strength increased as an exponential function with increasing λ, θ, σ_{n0}, and K.

Key words: pile; direct shear test; sandstone-concrete interface; discrete element method (DEM); constant normal stiffness (CNS)

岩石-混凝土结构面剪切特性对构筑物与围岩界面荷载传递机制研究及相关岩土工程设计至关重要,如嵌岩桩承载力计算、锚杆抗拔力评估及边坡稳定性评价等[1-4].在实际工程中,岩石-混凝土结构面常呈凹凸不平的三维粗糙轮廓,这使得量化界面粗糙度和研究结构面剪切问题具有难度大、复杂性高的特点[5-8].为此,不少学者常采用二维粗糙轮廓对天然三维结构面进行简化处理,即只关注剪切方向上的粗糙体[5-6,9-10],这一简化使得结构面剪切特性的研究具有了较强的理论性和工程应用性.

目前,国内外学者在岩石-混凝土结构面剪切特性方面已经开展了不少探索性研究,如在室内试验方面,20世纪60年代Patton[11]便将岩石结构面简化为一系列规则锯齿状三角形粗糙体,并基于直剪试验提出了经典的双线性强度包络线模型,首次用简单的物理机制揭示了结构面剪胀行为.随后,Barton[12]、Ladanyi等[13]在Patton节理剪切模型的基础上提出了可综合考虑摩擦力、剪胀性、黏结性节理粗糙度系数等因素的界面剪切强度预测方法.然而,以上成果均是基于常法向荷载(Constant Normal Load, CNL)条件所获,为研究更常见且更符合嵌岩桩、嵌岩锚杆工况的常法向刚度(Constant Normal Stiffness, CNS)条件下的结构面剪切机制[5-6],Liu等[8]、赵衡等[10,14-15]利用自主改造的大型CNS岩石直剪仪开展了数组规则锯齿状混凝土-软岩界面剪切试验,并基于试验结果提出了广义Patton剪切模型.在理论研究方面,邢皓枫等[16]在考虑混凝土桩-岩界面胶结作用的前提下,根据CNS条件下界面剪切经历的三个阶段(胶结破坏、滑动剪胀和剪切滑移),推导并求解了相应阶段的剪切本构方程.叶观宝等[17]在邢皓枫等研究的基础上充分考虑嵌岩桩桩-岩界面的剪胀效应并对经典桩侧阻力求解方法(Serrano法)进行修正,利用修正的Serrano法所得的侧阻力明显高于传统Serrano法,也更接近于现场实测.

诚然,室内试验和理论分析是研究结构面剪切响应的重要手段,但考虑到室内试验具有不可重复性、高成本及理论分析法常由诸多假设导致预测结果过于理想化的特点,有必要借助数值软件对结构面剪切机制进行研究.如Haque等[7]和Badika等[18]分别基于有限元软件FLAC和Abaqus建立三角形锯齿状岩石-岩石结构面数值剪切模型,研究了结构面黏结强度和粗糙度对剪切性能的影响.然而,有限元法是基于连续力学建模,对结构面锯齿剪断后的大变形剪切行为模拟效果欠佳.为此,Gutiérrez-ch等[5]、Bahaaddini[6]、夏才初等[19]和李晓锋等[20]基于室内剪切试验结果并采用离散元软件PFC^{2D}建立相应的数值模型,从细观角度观察了CNL条件下节理岩石在剪切过程中的剪切膨胀、碎屑滑移、裂纹扩展、能量转化及声发射现象.总体而言,由于离散元法能从细观角度观察锯齿的剪胀、磨损等剪切行为并监测结构面裂纹的扩展过程,因此被更广泛地应用于界面剪切问题的研究[5-6,19-21].不足的是,考虑到CNS条件的运动学机制相比CNL条件更为复杂,在离散元模拟中实现CNS约束较为困难且缺乏相应的显式运动学方程.现有离散元方面的研究成果也多集中在CNL条件下岩石节理剪切方面,有关岩石-混凝土二元介质结构面在CNS条件下剪切响应的研究相对较少.

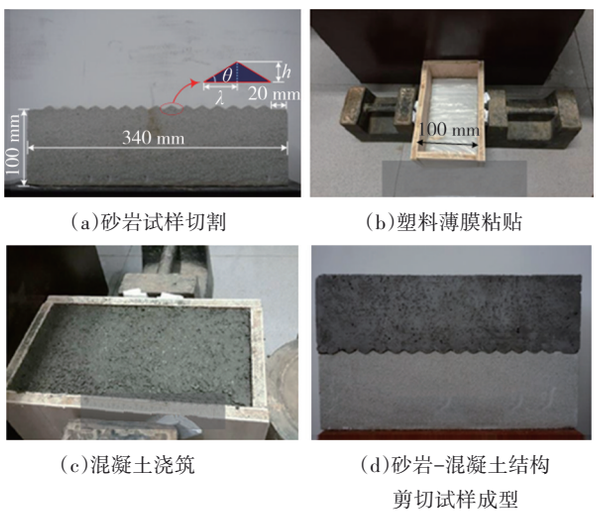
综上,为探究CNS条件下岩石-混凝土二元介质结构面剪切机制,本文首先拟借助湖南大学自主改造的大型CNS岩石直剪仪对锯齿状砂岩-混凝土结构面开展3组室内剪切试验.然后,采用PFC^{2D}软件并基于刚性墙替代法建立与室内试验相应的离散元数值模型.接着,通过引入3个显式运动学方程控制砂岩试样运动轨迹从而实现CNS条件加载,并将数值模拟与试验结果进行对比验证模型的合理性.最后,采用经验证的数值模型进一步开展16个工况的剪切试验,从宏、细观角度分析锯齿半波长、起伏角、

初始法向应力和法向刚度对结构面荷载传递机制和剪切性状的影响,以期为嵌岩桩工程侧阻力和锚杆工程抗拔力的评估和设计提供参考.

1　砂岩-混凝土结构面室内剪切试验

1.1　试验材料及制备

结构面剪切试验主要包含砂岩和混凝土两种材料.其中砂岩取自湖南浏阳某桩基施工现场,并借助CNC数控雕刻机按照预定试样尺寸(长×宽×高=340 mm×100 mm×100 mm)切割,使其中一面具有多个等腰三角形锯齿的结构面[14],其剪切试样和材料参数见图1(a)和表1.砂岩切割完成后,将锯齿结构面作为混凝土预制模具的底面,并在其上粘贴一层聚乙烯塑料薄膜,防止混凝土与砂岩结构面产生黏结以方便后续脱模.随后,按照碎石∶细砂∶水泥∶水=2.75∶1.2∶1∶0.43的质量比拌和混凝土砂浆并浇筑至模具中,充分振捣以保证结构面处填充均匀密实的浆体,24 h后脱模并移至标准环境养护28 d,具体制样流程见图1.参照Zhao等[14]的试验方法对同期养护试块开展常规物理力学参数测试,混凝土材料参数见表2.



(a)砂岩试样切割　(b)塑料薄膜粘贴　(c)混凝土浇筑　(d)砂岩-混凝土结构剪切试样成型

图1　砂岩与混凝土剪切试样制作流程

Fig.1　Generation procedures of sandstone and concrete samples

表1　砂岩材料参数

Tab.1　Material properties of the sandstone

密度ρ_s/(kg·m^{-3})	弹性模量E_s/MPa	泊松比v_s	黏聚力c_s/MPa	内摩擦角φ_s/(°)	单轴抗压强度σ_{c-s}/MPa	抗拉强度σ_{t-s}/MPa
2 300	7 800	0.26	0.82	41.3	14.2	1.95

表2　混凝土材料参数

Tab.2　Material properties of the concrete

密度ρ_c/(kg·m^{-3})	弹性模量E_c/GPa	泊松比v_c	单轴抗压强度σ_{c-c}/MPa
2 050	26.1	0.26	30

1.2　试验装置及方法

剪切试验采用湖南大学自主改造的大型CNS岩石直剪仪[8,14],如图2所示.该直剪仪主要包含3部分:加载系统、数据采集及油压伺服控制系统和常法向刚度系统.其中,加载系统包括竖向和水平向加载装置,分别按5 kN/min和0.5 mm/min的速度施加法向荷载和剪切荷载,并通过油压伺服控制系统来实现.加载过程中力和位移的变化分别采用控制系统自带的高精度压力传感器和LVDT位移计进行采集,具体参照Liu等[8,22]的试验.此外,常法向刚度系统包含多组并联的弹簧,弹簧在剪切过程中可以自由伸缩,为试样提供CNS边界条件.

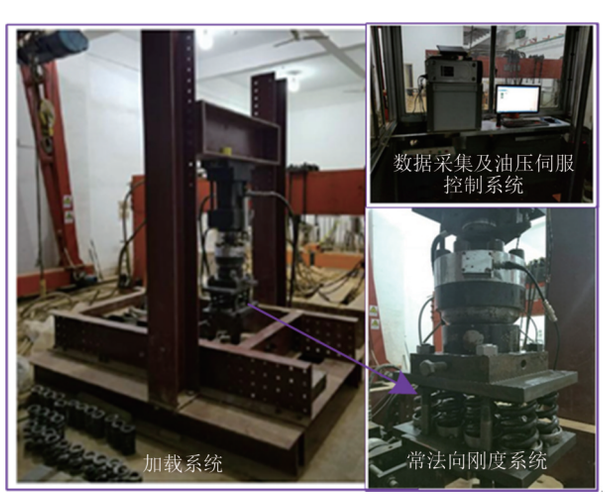


图2　常法向刚度(CNS)岩石直剪仪

Fig.2　A CNS direct shear apparatus

1.3　试验方案

为重点研究锯齿几何尺寸和CNS边界条件对砂岩-混凝土结构面剪切特性的影响,特设计如表3所示的3种工况下的剪切试验.锯齿几何尺寸可通过半波长λ、起伏角θ和高度h 3个参数表征[图1(a)],其中任意一个参数可通过公式$h=\lambda\tan\theta$并借助其他两个参数确定.边界条件通过初始法向应力σ_{n0}和法向刚度K表征,不同法向刚度可通过更换不同刚度组的弹簧来实现.

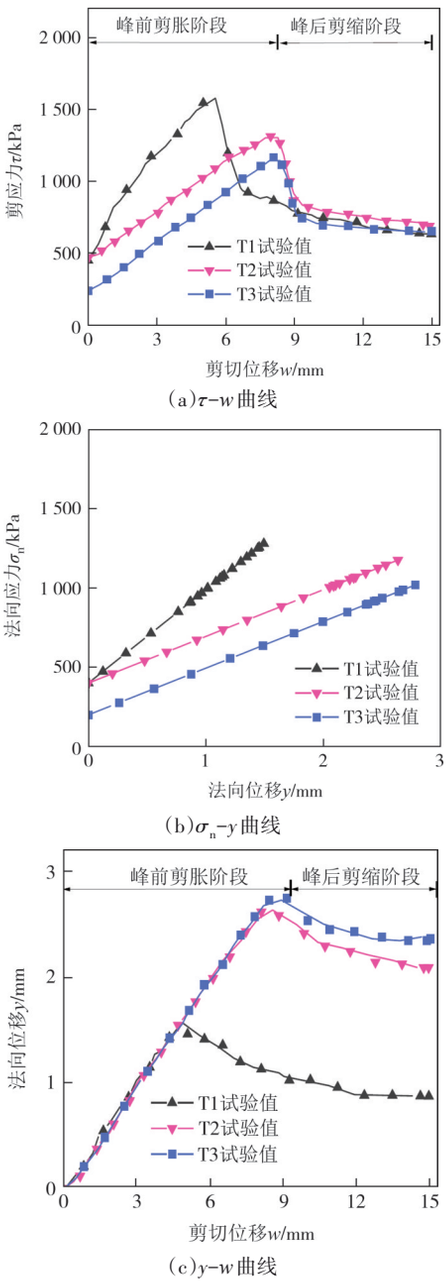
表 3 室内试验方案

Tab.3 Test schemes of laboratory tests

试验编号	锯齿几何尺寸		边界条件	
	半波长 λ/mm	起伏角 θ/(°)	初始法向应力 σ_{n0}/kPa	法向刚度 K/(kPa·mm^{-1})
T1	7.5	20	400	588
T2	10	20	400	294
T3	10	20	200	294

1.4 试验结果与分析

图 3 为 T1~T3 的室内剪切试验结果,参照赵明华等[23-24]的研究,根据图 3(a)中剪应力 τ 随剪切位移 w 的变化趋势可将剪切过程分为峰前剪胀和峰后剪缩两个阶段.(i)峰前剪胀阶段.剪应力随剪切位移的增加近似线性增加至峰值剪应力(即剪切强度 τ_p).由于在该阶段内锯齿粗糙体处于“爬坡”剪胀状态[图 4(b)],砂岩-混凝土结构面受 CNS 条件约束其法向应力线性增加[图 3(b)],剪应力也随之增加.初始法向应力 σ_{n0} 和法向刚度 K 越大,线性段的截距和斜率越大;半波长 λ 越大,剪胀阶段持续时间越长.(ii)峰后剪缩阶段.剪应力 τ 随剪切位移 w 的增加先陡降至残余剪应力 τ_r 后,近乎平稳发展并伴有小幅度下降.这是因为粗糙体发生剪断破坏并伴随大量的能量释放致使剪应力产生跌落现象,结构面进入剪切滑移状态[图 4(c)].相应地,图 3(c)的法向位移 y-剪切位移 w 曲线也呈现出线性增加和缓慢下降两种变化趋势,分别对应峰前剪胀和峰后剪缩两个阶段.



(a)τ-w 曲线

(b)σ_n-y 曲线

(c)y-w 曲线

图 3 T1~T3 室内剪切试验结果

Fig.3 Laboratory test results for cases of T1~T3

2 砂岩-混凝土结构面离散元剪切试验

为采用离散元法对砂岩-混凝土结构面室内剪切试验进行复现,并从细观角度研究结构面剪切特性,首先需建立相应的数值模型.本文使用 PFC^{2D} 软件并通过如下 5 个步骤进行数值建模:刚性墙替代法成样、细观参数标定、CNS 边界条件设置、数值模型加载和数值模型验证.

2.1 刚性墙替代法成样

试样的生成包括砂岩和混凝土两部分,根据图 4 和 Zhao 等[14]试验的观察,剪切过程中锯齿破坏主要发生在强度相对较弱的砂岩一侧,而混凝土一侧未发现破坏的迹象.为减轻参数标定的工作量并提高计算效率,本文尝试性地采用 wall 命令并按照混凝土轮廓生成多个刚性墙来代替混凝土,砂岩-混凝土结构面数值剪切试样如图 5 所示.

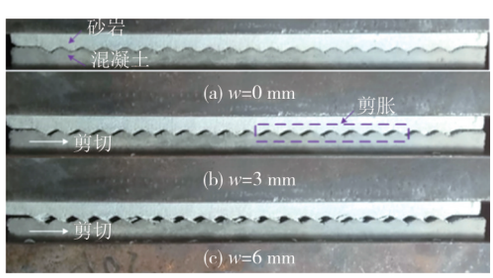


图 4 砂岩-混凝土结构面剪切过程

Fig.4 Shear process of sandstone-concrete interface

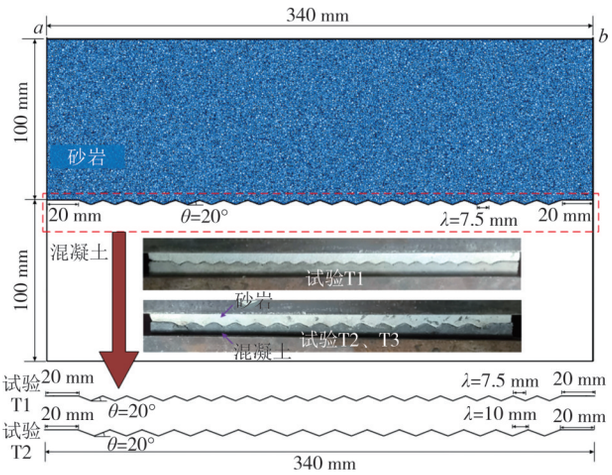


图 5　砂岩-混凝土结构面数值试样

Fig.5　Numerical models of sandstone-concrete interface

2.2　细观参数标定

试样生成后,需在各材料间设置合适的接触模型并对模型的细观参数进行标定以模拟真实的材料属性.参照 Bahaaddini[6]和李晓锋等[20]的研究,在砂岩颗粒间采用线性平行黏结模型,砂岩颗粒与刚性墙间采用线性接触模型.同时,采用 PFC^{2D}软件并按照如图 6 所示的主要细观参数标定流程图开展数值单轴压缩试验和巴西劈裂试验获得砂岩材料的宏观力学参数,并将其与表 1 中的相应值进行对比以确定最终的细观参数.

通过如图 6 所示的流程图进行反复试算得到如表 4 所示的一组砂岩细观参数.图 7 为按照该组细观参数开展的单轴压缩试验和巴西劈裂试验结果.其中,图 7(a)为室内和数值单轴压缩试验应力-应变曲线,可见两者的应力曲线发展趋势十分接近,对应的单轴抗压强度 σ_{c-s} 和弹性模量 E_s 分别是 14.2 MPa,7 800 MPa 和 14.67 MPa,7 765 MPa.图 7(b)为室内和数值巴西劈裂试验的拉应力-位移曲线,两者的抗拉强度 σ_t 分别为 1.95 MPa 和 1.92 MPa.综合图 7(a)和图 7(b)可见,数值试验的 σ_{c-s}、E_s 和 σ_t 与室内试验结果十分接近,其相对误差分别为-3.31%、1.28% 和 1.54%,说明表 4 中的砂岩材料参数和黏结参数是合理的,用其模拟砂岩材料是可行的.

2.3　CNS 边界条件设置

考虑到现有离散元数值研究中有关 CNS 边界条件的实现多基于 PFC 软件的缺省设置,其缺少必要的显式方程[5-6].通过观察图 2 中大型常法向刚度岩石剪切仪的工作原理,并基于胡克定律和牛顿第二定律,引入 3 个显式运动方程控制上剪切盒(砂岩)

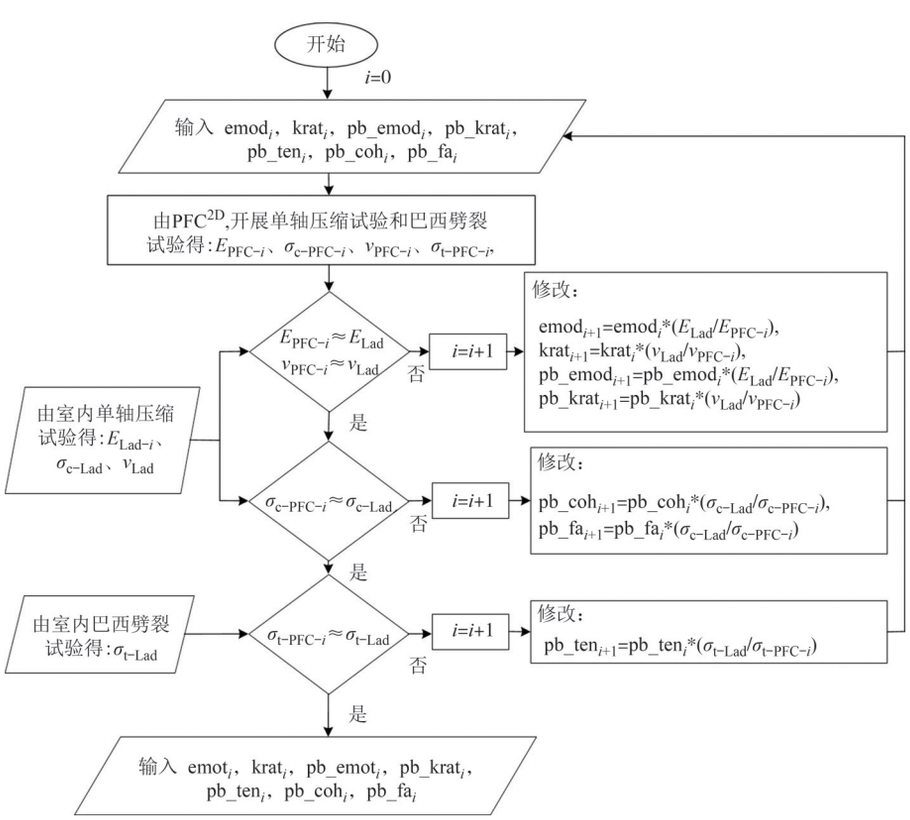


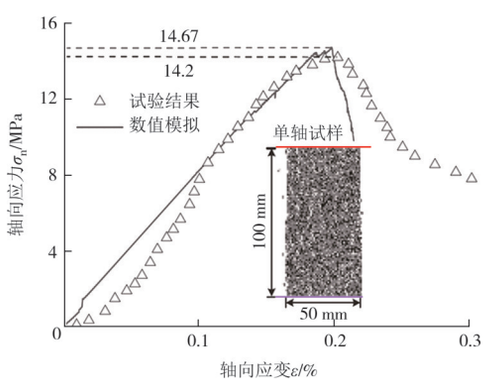
图 6　线性平行黏结模型主要细观参数标定流程图

Fig.6　Calibration procedure of main microscomic parameters for the linear parallel bond model

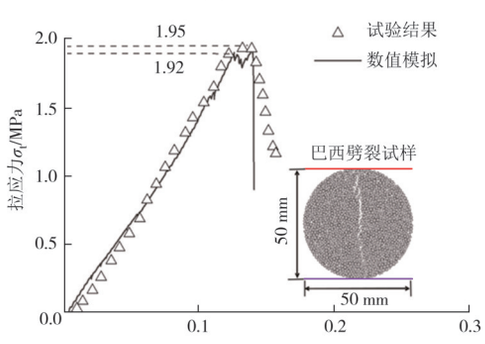
表4 砂岩标定参数

Tab.4 Calibrated micro-mechanical parameters of sandstone

颗粒参数	数值	黏结参数	数值
颗粒密度/(kg·m^{-3})	2 300	平行黏结模量(pb_emod)/(N·m^{-2})	5.161×10^9
孔隙比	0.165	平行黏结刚度比(pb_krat)	1.5
颗粒半径 R_{min}~R_{max}/mm	0.5~0.8	平行黏结抗拉强度(pb_ten)/(N·m^{-2})	6.01×10^6
接触模量(emod)/(N·m^{-2})	4.856 8×10^9	平行黏结黏聚力(pb_coh)/(N·m^{-2})	8.51×10^6
刚度比(krat)	1.5	平行黏结摩擦角(pb_fa)/(°)	39.4
摩擦系数	0.5	—	—
局部阻尼系数	0.7	—	—



(a)单轴压缩试验



(b)巴西劈裂试验

图7 砂岩标定试验结果

Fig.7 Calibration of sandstone micro-parameters by using different laboratory tests

的运动轨迹从而实现CNS条件加载.如图8所示,首先通过顶面墙ab施加初始法向应力σ_{n0},使其作用在砂岩颗粒上,并监测颗粒作用于墙ab的反力,经多次时间步循环直至σ_{n0}与反力平衡,说明初始法向应力施加成功.随后,在剪切过程中实时监测每个时间步内墙ab的速度v_i^{ab}、加速度a_i^{ab}和位移s_i^{ab},依据式(1)~式(3)控制上剪切盒的运动轨迹以确保每个时间步内系统的动态平衡,从而保证剪切试样一直处于CNS条件加载状态.

$$v_i^{ab} = v_{i-1}^{ab} + a_i^{ab}T \tag{1}$$

$$a_i^{ab} = \frac{F_i^{ab} - \sigma_{n0} \cdot A - Ks_i^{ab} \cdot A}{m} \tag{2}$$

$$m = \rho V \tag{3}$$

式中:v_i^{ab}、a_i^{ab}、s_i^{ab}、F_i^{ab}分别为第i时间步墙ab的速度、加速度、位移和受到颗粒的反力;v_{i-1}^{ab}为第i-1时间步墙ab的速度;T为时间步,本文取T=1×10^{-5} s/step;A为墙ab的名义面积,在2D模型中取0.34 m^2;m、ρ、V分别为砂岩的质量、密度和体积,本文取ρ=2 300 kg/m^3,V=0.034 m^3.

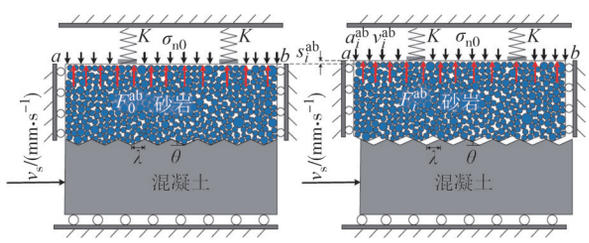


图8 CNS边界条件示意图

Fig.8 Schematics of CNS boundary conditions

2.4 数值模型加载

参照室内试验中的加载方式,在离散元模拟中竖向和水平向也分别采用力控和位控方式加载.其中,竖向按照2.3节所述的CNS边界条件加载;而水平向的加载参照Bahaaddini[6]和尹乾等[21]的研究,以0.1 m/s的剪切速率由左向右整体移动剪切盒直至15 mm.此外,在加载过程中,从细观层面观察剪切裂纹和剪切力链的扩展形态并记录相应状态的裂纹数量N_c,从宏观层面监测每个时间步内系统的剪切位移w、法向位移y、法向应力σ_n和剪切应力τ,具体取值方法参照Gutiérrez-ch等[5]的试验.

2.5 数值模型验证

为了对数值模型进行验证,将试验T1~T3这3种工况下的数值模拟与试验结果及结构面剪切图进行对比(图9、图10),类似于1.4节室内试验结果,数值剪切过程也可分为峰前剪胀和峰后剪缩两个阶段.

在峰前剪胀阶段,数值剪应力τ和法向位移y随剪切位移w的变化趋势与对应的试验结果吻合较好,两者结构面均发生明显的剪切膨胀现象[图10(a)、图10(b)].随着剪切进入峰后剪缩阶段,两者的差值逐渐增加,这是由于室内试验中被剪断的锯齿顶角仍以块状碎屑的方式在砂岩和混凝土的约束下继续滑移产生相对稳定的残余剪应力[14].而在离散元剪

切试验中,考虑到数值砂岩试样是由球颗粒组成,当锯齿处颗粒间的接触键被破坏后,锯齿尖端破碎为大量无约束的碎散颗粒[图10(c)],碎散颗粒所产生的滚动摩擦力是结构面残余剪应力的主要来源,其值相对较小[图9(a)].此外,图9(c)为法向应力σ_n–法向位移y关系曲线,可见数值σ_n和y呈线性关系且与室内试验结果吻合较好,说明本数值模型的CNS边界条件设置是合理的.

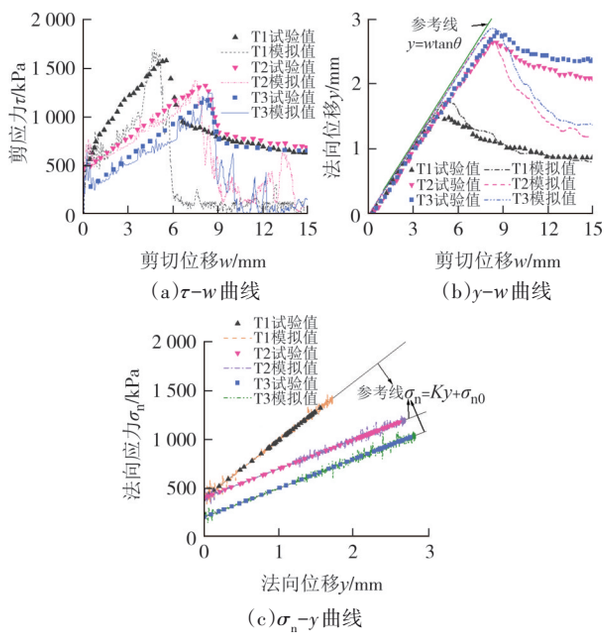


图9　试验T1~T3数值模拟与试验结果对比

Fig.9　Comparison between numerical results and experimental observations for cases of T1~T3

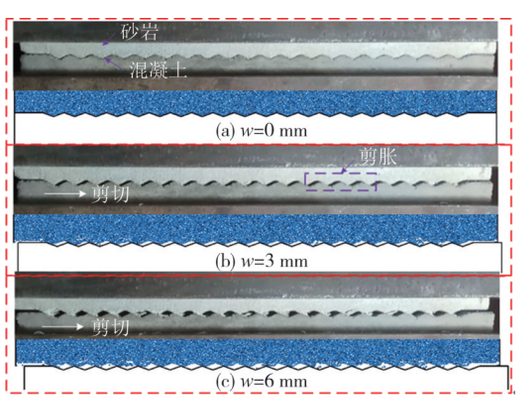


图10　试验T1数值模拟与室内试验砂岩–混凝土结构面剪切对比

Fig.10　The comparison of interface shear behaviors between numerical results and laboratory observations for case T1

表5对比了数值模拟和试验的峰值剪应力τ_p和最大法向位移y_{max},可见τ_p和y_{max}的模拟值稍大于试验值,但两者的误差相对较小且分别处于6.41%和15.44%之内.总体来说,本文数值模型可较好地模拟砂岩–混凝土结构面的剪切行为且能较为准确地预测结构面剪切强度和最大法向位移,满足如嵌岩桩工程对极限侧阻力及边坡工程对抗滑力的评估要求.

表5　试验T1~T3峰值剪应力、最大法向位移的试验值和模拟值对比

Tab.5　Comparison of peak shear stress and maximum dilations between numerical results and experimental observations for cases of T1~T3

试验编号	峰值剪应力τ_p			最大法向位移y_{max}		
	试验值/kPa	模拟值/kPa	误差/%	试验值/mm	模拟值/mm	误差/%
T1	1 579.14	1 680.37	6.41	1.49	1.72	15.44
T2	1 323.25	1 330.86	0.58	2.67	2.72	1.87
T3	1 168.09	1 175.34	0.62	2.78	2.85	2.52

3　数值试验结果与分析

在本文数值模型得到合理验证之后,继续开展如表6所示的4组(16种工况)数值试验,进一步从裂纹扩展、力链演化、剪切强度和剪切膨胀4个方面研究半波长λ、起伏角θ、初始法向应力σ_{n0}和法向刚度K对砂岩–混凝土结构面剪切特性的影响.

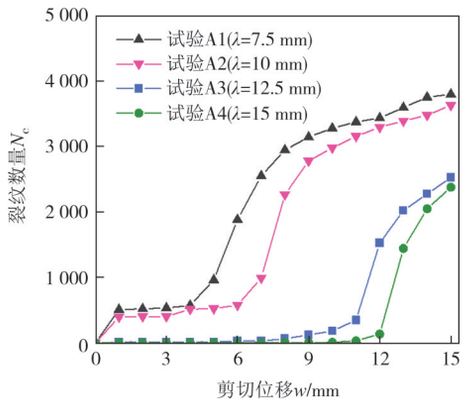
表6　数值模拟试验方案

Tab.6　Schemes of numerical tests

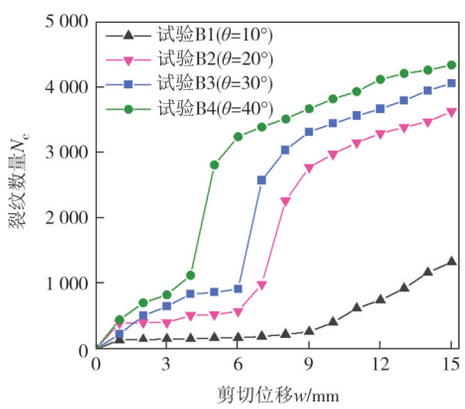
组号	试验编号	锯齿几何尺寸		边界条件	
		λ/mm	θ/(°)	σ_{n0}/kPa	K/(kPa·mm^{-1})
A	A1	7.5	20	400	588
	A2	10	20	400	588
	A3	12.5	20	400	588
	A4	15	20	400	588
B	B1	10	10	400	588
	B2	10	20	400	588
	B3	10	30	400	588
	B4	10	40	400	588
C	C1	10	20	0	588
	C2	10	20	200	588
	C3	10	20	400	588
	C4	10	20	600	588
D	D1	10	20	400	294
	D2	10	20	400	441
	D3	10	20	400	588
	D4	10	20	400	735

3.1　裂纹扩展

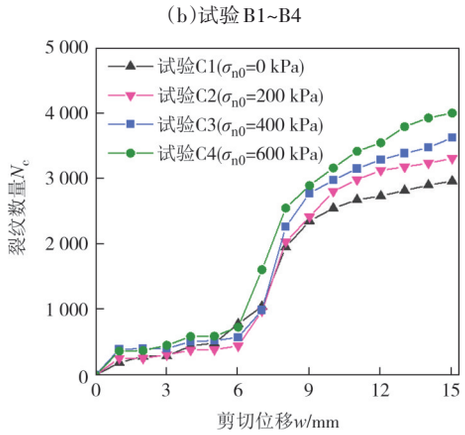
图11为不同锯齿几何尺寸和边界条件下,结构面裂纹数量N_c随剪切位移w的发展规律.可见不同工况



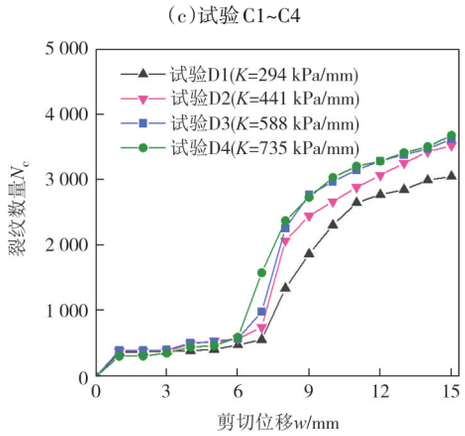
(a)试验 A1~A4



(b)试验 B1~B4



(c)试验 C1~C4



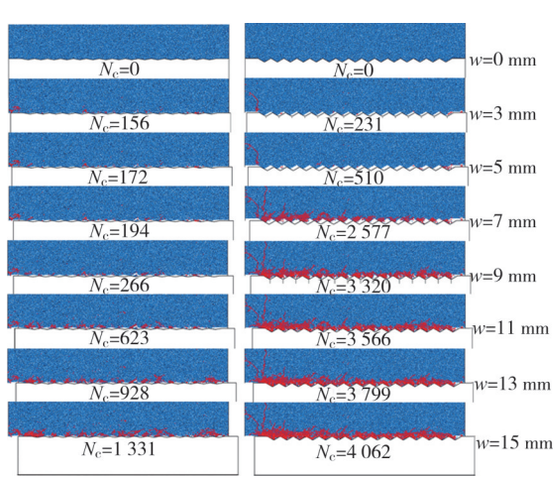
(d)试验 D1~D4

图 11 不同工况下 N_c–w 曲线

Fig.11 Number of micro-cracks in different cases

下,裂纹数量的发展趋势不同.总体来看,裂纹数量随剪切位移的增加呈“平稳增加—急剧增加—增幅减小”的发展趋势.半波长 λ 越小或起伏角 θ 越大(如 λ=7.5 mm,10 mm 或 θ=30°,40°),裂纹急剧增加阶段出现越早.相反,裂纹在较大剪切位移时才发生急剧增加现象(如 λ=12.5 mm, 15 mm 或 θ=10°).然而,不同初始法向应力和法向刚度工况下,裂纹数量 N_c 随剪切位移 w 的变化趋势较为类似.如 w=10 mm 时,初始法向应力由 200 kPa 增至 600 kPa,N_c 由 2 808 增至 3 167,提高了 12.78%;法向刚度由 441 kPa/mm 增至 735 kPa/mm,N_c 由 2 674 增至 3 040,提高了 13.69%.可见,锯齿几何尺寸对裂纹数量的影响相比边界条件更明显.

为更细致展示剪切过程中结构面裂纹扩展形态,以试验 B1(θ=10°)和试验 B3(θ=30°)两种工况为例,图 12 对比了其结构面裂纹扩展形态及裂纹数量 N_c 的变化.当剪切位移 w 相对较小时(w<7 mm),两种工况的结构面均发生整体剪胀现象并在部分锯齿处产生少量剪切裂纹.而当 w=7 mm 时,相比于工况 θ=10°,θ=30°的结构面突然产生大量裂纹,并且锯齿顶角碎散为大量无约束颗粒,说明此时 θ=30°的锯齿粗糙体已发生整体剪切破坏并由峰前剪胀阶段进入峰后剪缩阶段.随剪切位移 w 的继续增加(w>7 mm),θ=10°的锯齿处有更多的裂纹产生,直到 w=11 mm 时,整个锯齿处均出现较为明显的裂纹.而在 θ=30°的工况下,其裂纹逐渐由锯齿端部向岩石内部扩展,但 N_c 的增长幅度逐渐减小.总体来看,试验 B1 和 B3 的裂纹扩展形态存在较大差异,随起伏角的增加,结构面的脆性越强,破坏模式逐渐由滑移磨损向剪断破坏过渡,这与李晓锋等[20]的研究结论相似.



(a)θ=10° (b)θ=30°

图 12 试验 B1 和试验 B3 裂纹扩展形态对比

Fig.12 Comparison of micro-crack propagations between case B1 and case B3

3.2　力链演化

除剪切裂纹外,力链的粗细、颜色深浅和形状的变化也能从细观角度反映剪切荷载的传递规律,力链越粗,颜色越深,说明由剪切荷载引起的颗粒间接触力越大.

图 13 对比了试验 B1(θ=10°)和试验 B3(θ=30°)两种工况下的力链演化图.随剪切位移 w 的增加(w<7 mm),相比于工况 θ=10°,θ=30°的结构面产生较为明显的剪切力链调动,力链垂直于锯齿面并逐渐向岩石内部发展.当 w=7 mm 时,工况 θ=30°结构面上的力链趋向消失,如 3.1 节所述,这是因为此状态时锯齿顶角被剪断为碎散颗粒,颗粒间的接触力减小,直到 w=11 mm,工况 θ=10°的结构面才出现类似的现象.随剪切位移进一步增加,结构面上有新的接触力链出现.这是因为在 CNS 边界条件下,结构面发生剪缩现象,破碎的颗粒被重新挤压,形成临时稳定状态,但该状态会随时被打破.总体来看,锯齿面越粗糙,剪切过程中力链被调动得越剧烈,剪切力影响范围越大.

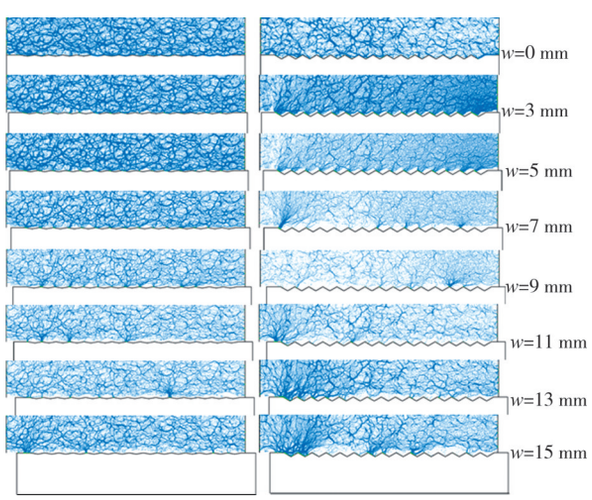


图 13　试验 B1 和试验 B3 力链演化形态对比

Fig.13　Comparison of force chain propagations between case B1 and case B3

3.3　剪切强度

3.3.1　锯齿几何尺寸的影响

图 14 为不同锯齿几何尺寸工况下的剪应力 τ-剪切位移 w 关系曲线.总体来看,各曲线表现出明显的应变软化特征,且均可分为峰前剪胀和峰后剪缩两个阶段.参照赵衡等[10,14-15]的研究,将剪应力峰值 τ_p 点对应的剪切位移定义为临界剪切位移 w_{cr}.

由图 14(a)可知,不同半波长的结构面在峰前剪胀阶段,剪应力随剪切位移增长段的斜率近似,这是因为试验 A1~A4 的起伏角相同,锯齿粗糙体剪切过程中的“爬坡”坡度相等.此外,剪应力峰值 τ_p 和临界剪切位移 w_{cr} 随半波长的增加而增加,可以解释为半波长越大,单个锯齿所能承受的剪应力越大,从而剪断破坏被推迟.由图 14(b)可知,剪应力-剪切位移曲线增长段的斜率和剪应力峰值 τ_p 随起伏角的增加而增加,但相应的临界剪切位移 w_{cr} 随起伏角的增加而减小.起伏角越大,锯齿在剪胀过程中的“爬坡”坡度越大,单个锯齿越容易受到应力集中作用而越早被剪断.

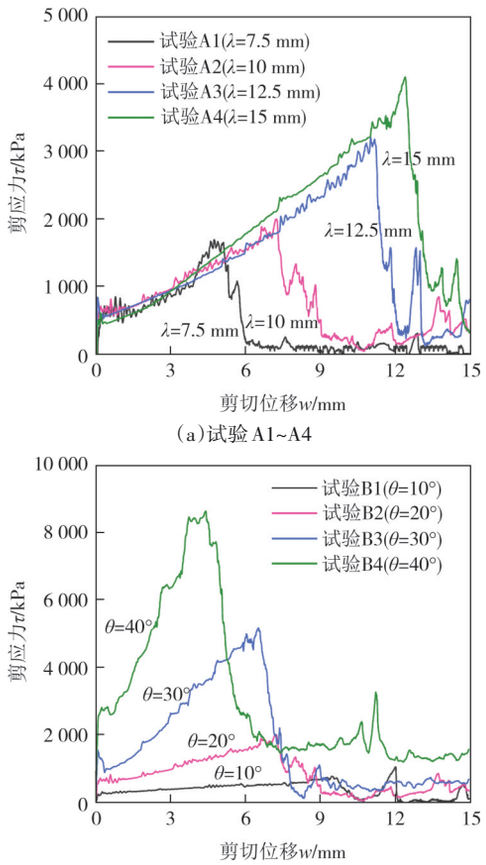
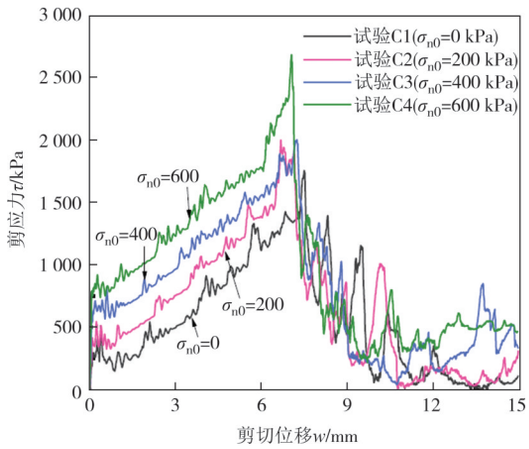


图 14　不同锯齿几何尺寸下 τ-w 曲线

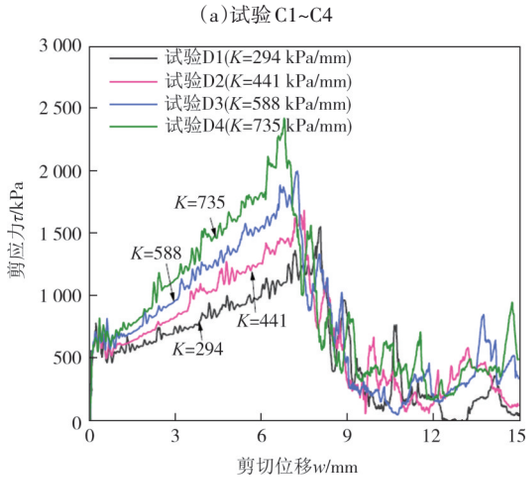
Fig.14　Shear stress-displacement curves in the cases with different interface geometries

3.3.2　边界条件的影响

图 15 为不同边界条件下剪应力 τ-剪切位移 w 关系曲线.如图 15(a)所示,相同法向刚度 K 时,不同初始法向应力 σ_{n0} 工况下的剪应力随剪切位移由初始剪应力 τ_0 以近似的斜率增加至峰值剪应力 τ_p 后,陡降至残余剪应力 τ_r. σ_{n0} 越大,τ_0 和 τ_p 也越大,可以理解为由于施加不同 σ_{n0} 时砂岩颗粒对上剪切盒右侧墙体的挤压力不同,所产生的 τ_0 不同[20].



(a)试验C1~C4



(b)试验D1~D4

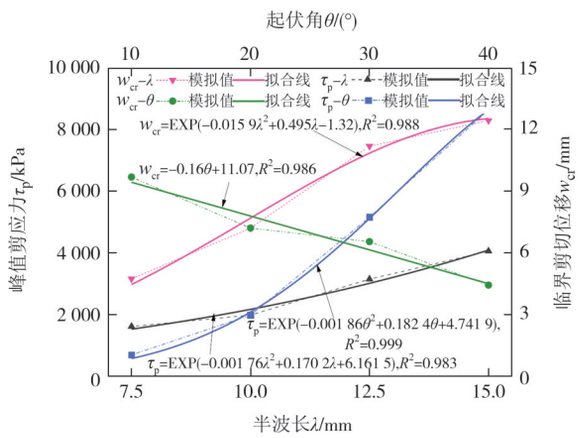
图 15 不同边界条件下 τ–w 曲线

Fig.15 Shear stress–displacement curves in the cases with different boundary conditions

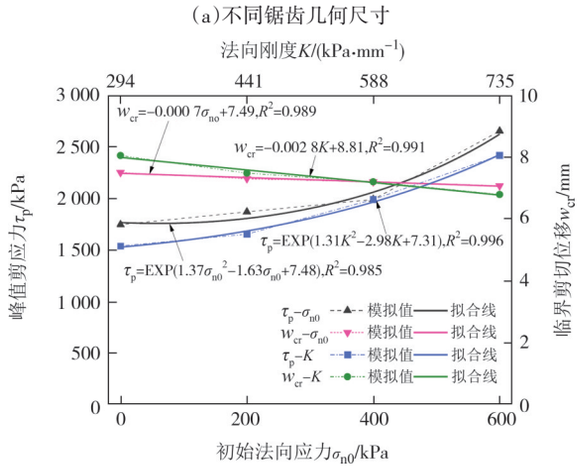
如图 15(b)所示,相同初始法向应力 σ_{n0} 时,不同法向刚度 K 工况下的剪应力随剪切位移的增加由相同的 τ_0 增加至 τ_p 后,陡降至 τ_r. K 越大,剪应力增长段的斜率和 τ_p 也越大,这是由于 K 越大,在 CNS 边界条件约束下相同剪切位移增量所产生的法向应力增量越大,相应的剪应力增量也越大. 可以看出,不同于上节锯齿几何尺寸对临界剪切位移 w_{cr} 的影响,随 σ_{n0} 和 K 的增加,w_{cr} 略有减小,但各工况下的 w_{cr} 近乎相等.

3.3.3 峰值剪应力与临界剪切位移

此外,砂岩–混凝土结构面峰值剪应力 τ_p 和临界剪切位移 w_{cr} 是岩土工程设计中两个重要的参数,如在嵌岩桩和嵌岩锚杆工程中,按照荷载控制和位移控制对其承载力和抗拔力进行评估和设计时,结构物与围岩界面的 τ_p 和 w_{cr} 是两个重要的参考值. 基于此,为进一步探究锯齿几何尺寸和边界条件对 τ_p 和 w_{cr} 的影响,对 4 组数值试验结果进行曲线拟合. 由图 16 可见,τ_p 与 λ、θ、σ_{n0}、K 服从指数函数关系;w_{cr} 与 θ、σ_{n0}、K 服从线性函数关系,与 λ 服从指数函数关系. 总体来看,各曲线拟合效果较好,可为嵌岩桩侧阻力和嵌岩锚杆抗拔力的初步设计提供一定理论参考.



(a)不同锯齿几何尺寸



(b)不同边界条件

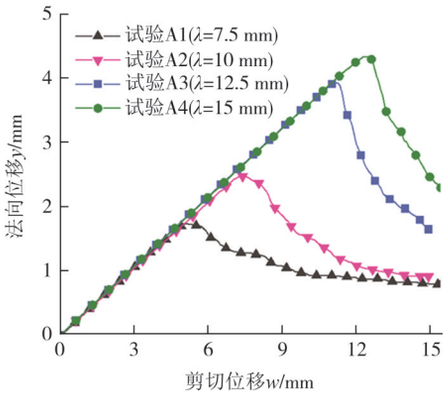
图 16 不同锯齿几何尺寸和边界条件下的 τ_p 和 w_{cr}

Fig.16 Peak shear stress and critical shear displacement in different cases

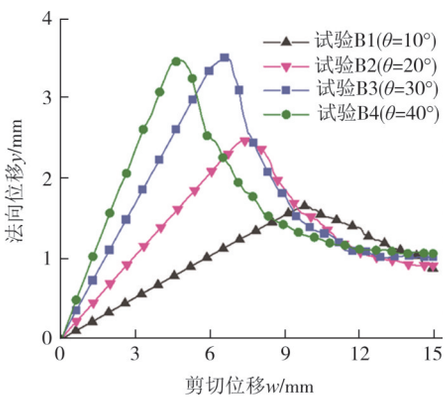
3.4 剪切膨胀

3.4.1 锯齿几何尺寸的影响

图 17 为不同锯齿几何尺寸下,法向位移 y 随剪切位移 w 的变化规律. 如图 17(a)所示,相同起伏角 θ 时,不同半波长 λ 工况下的 y 随 w 的增加以相同的斜率线性增加至最大法向位移 y_{max} 后缓慢下降. λ 越大,y_{max} 及其峰后阶段曲线下降的斜率越大. 这是因为 λ 越大,剪胀阶段持续时间越长,所产生的 y_{max} 也越大,在此过程中结构面累积的能量越多,粗糙体剪切破坏后能量释放越剧烈,法向位移下降越快. 如图 17(b)所示,相同 λ 时,随 θ 的增加,y 在剪胀和剪缩阶段曲线斜率也增加,但 y_{max} 的增幅逐渐减小并有降低的趋势. θ 越大,结构面在较小的临界剪切位移 w_{cr} 时便产生应力集中现象而被剪断,法向膨胀终止.



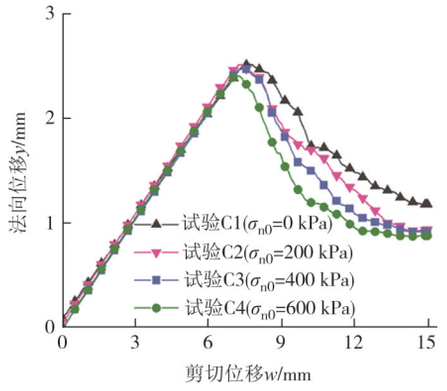
(a)试验A1~A4



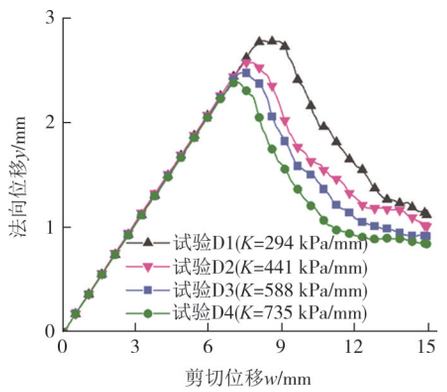
(b)试验B1~B4

图 17　不同锯齿几何尺寸下 y-w 曲线

Fig.17　Dilation-shear displacement curves in the cases with different interface geometries



(a)试验C1~C4



(b)试验D1~D4

图 18　不同边界条件下 y-w 曲线

Fig.18　Dilation-shear displacement curves in the cases with different boundary conditions

3.4.2　边界条件的影响

图 18 为不同边界条件下,法向位移 y-剪切位移 w 关系曲线.不同初始法向应力 σ_{n0} 和法向刚度 K 工况下,y 随 w 以近似的斜率线性增加至最大法向位移 y_{max} 后缓慢下降,y_{max} 随 σ_{n0} 和 K 的增加而减小.这是由于试验 C1~C4 和试验 D1~D4 的锯齿几何尺寸相同,结构面剪胀过程中的“爬坡”坡度相同,法向位移随法向约束的增大而减小.

4　结 论

本文基于CNS大型岩石直剪试验和离散元数值模拟,从宏、细观角度分析了锯齿几何尺寸和边界条件对砂岩-混凝土结构面破坏模式、荷载传递机制和强度变形特性的影响,得到的主要结论如下:

1)在室内试验中,结构面剪切过程可分为峰前剪胀和峰后剪缩两个阶段.剪应力在峰前剪胀阶段随剪切位移的增加近似线性增加,在峰后剪缩阶段趋于稳定,法向应力和法向位移服从胡克定律.

2)采用刚性墙替代法建立的离散元数值模型较好地复现了室内剪切试验,该模型能较准确地预测结构面剪切强度和最大法向位移,说明本文的数值建模方法和所建立的数值模型是合理的.

3)结构面剪切过程中,微裂纹由锯齿区域逐渐向岩石内部扩展,且裂纹数量服从“平缓增加—急剧增加—增幅减小”的发展趋势.锯齿破坏模式随起伏角的增加由滑移磨损逐渐向剪断破坏过渡.结构面上的荷载由垂直于锯齿面的方向向岩石内部传递,直到锯齿发生整体剪断破坏.

4)剪切强度 τ_p 与半波长 λ、起伏角 θ、初始法向应力 σ_{n0} 和法向刚度 K 均服从指数函数关系;临界剪切位移 w_{cr} 与 θ、σ_{n0} 和 K 服从线性函数关系,与 λ 服从指数函数关系.

诚然,本文数值模型在模拟锯齿破坏后新生碎屑的运动行为方面存在一定不足,导致模型对残余剪应力的预测准确度较低.为弥补该项不足,在后续工作中将采用颗粒团或颗粒簇代替单颗粒改进模型,对峰后剪缩阶段的结构面剪切行为开展更深入的研究.

参考文献

[1] 夏才初, 孙宗颀. 工程岩体节理力学[M]. 上海:同济大学出版社, 2002.
XIA C C, SUN Z Q. Joint mechanics of engineering rock mass[M]. Shanghai: Tongji University Press, 2002. (in Chinese)

[2] 龚成中,龚维明,何春林,等. 孔壁粗糙度对深嵌岩桩承载特性的影响[J]. 中国公路学报,2011,24(2):56-61.
GONG C Z, GONG W M, HE C L, et al. Influence of hole side roughness on bearing characteristic of deep rock-socketed pile [J]. China Journal of Highway and Transport, 2011, 24(2): 56-61. (in Chinese)

[3] 赵明华, 罗卫华, 雷勇, 等. 汨水河特大桥嵌岩桩承载特性试验研究[J]. 湖南大学学报(自然科学版), 2014, 41(3): 1-6.
ZHAO M H, LUO W H, LEI Y, et al. In-site load-carrying characteristics test of rock-socketed piles of MiShui River bridge [J]. Journal of Hunan University (Natural Sciences), 2014, 41(3): 1-6. (in Chinese)

[4] KROUNIS A, JOHANSSON F, LARSSON S. Shear strength of partially bonded concrete-rock interfaces for application in dam stability analyses [J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2016, 49: 2711-2722.

[5] GUTIÉRREZ-CH J G, SENENT S, MELENTIJEVIC S, et al. Distinct element method simulations of rock-concrete interfaces under different boundary conditions [J]. Engineering Geology, 2018, 240: 123-139.

[6] BAHAADDINI M. Effect of boundary condition on the shear behaviour of rock joints in the direct shear test [J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2017, 50(5): 1141-1155.

[7] HAQUE A, KODIKARA J. A simplified analytical model for predicting the shear behaviour of regular triangular rock/concrete joints under constant normal stiffness [J]. Géotechnique, 2012, 62(2): 171-176.

[8] LIU Y N, ZHAO H, ZHAO M H, et al. Laboratory and theoretical study for concrete-mudstone interface shear to account for asperity degradation[J]. Environmental Earth Sciences, 2022, 81(1): 18.

[9] 周枝华,杜守继. 岩石节理表面几何特性的三维统计分析[J]. 岩土力学,2005,26(8):1227-1232.
ZHOU Z H, DU S J. 3D statistic analysis of geometrical properties of a rock joint[J]. Rock and Soil Mechanics, 2005, 26(8): 1227-1232. (in Chinese)

[10] 赵衡,侯继超,赵明华. 桩-岩界面粗糙度量化模型及其剪切机制研究[J]. 中国公路学报,2022,35(11):1-11.
ZHAO H, HOU J C, ZHAO M H. Roughness quantization model and shear mechanism of pile-rock interfaces[J]. China Journal of Highway and Transport, 2022, 35(11): 1-11. (in Chinese)

[11] PATTON F D. Multiple modes of shear failure in rock [C]// Proceeding of the 1st Congress of International Society of Rock Mechanics. Lisbon, Portugal: International Society for Rock Mechanics and Rock Engineering, 1966: 509-513.

[12] BARTON N. The shear strength of rock and rock joints [J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts, 1976, 13(9): 255-279.

[13] LADANYI B, ARCHAMBAULT G. Simulation of shear behaviour of a jointed rock mass [C]//Proceedings of the 11th U. S. Symposium on Rock Mechanics (USRMS). Berkeley, California: American Rock Mechanics Association, 1969: 105-125.

[14] ZHAO H, HOU J C, ZHANG L, et al. Towards concrete-rock interface shear containing similar triangular asperities [J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2021, 137: 104547.

[15] 赵衡, 侯继超, 赵明华. 岩石-混凝土结构面的广义Patton剪切模型[J]. 岩土工程学报, 2022, 44(11): 2106-2114.
ZHAO H, HOU J C, ZHAO M H. Generalized Patton shear model for rock-concrete joints [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2022, 44(11): 2106-2114. (in Chinese)

[16] 邢皓枫,孟明辉,何文勇,等. 基于结构面力学特性的嵌岩桩侧摩阻力分布分析[J]. 岩土工程学报,2012,34(12):2220-2227.
XING H F, MENG M H, HE W Y, et al. Distribution of shaft resistance of rock-socketed piles based on mechanical properties of pile-rock interface [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2012, 34(12): 2220-2227. (in Chinese)

[17] 叶观宝,孟明辉,邢皓枫,等. 耦合结构面剪胀的嵌岩桩侧摩阻力分析[J]. 岩石力学与工程学报,2013,32(5): 909-916.
YE G B, MENG M H, XING H F, et al. Side friction analysis of rock-socketed pile considering dilatancy of structural plane [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2013, 32(5): 909-916. (in Chinese)

[18] BADIKA M, El MERABI B, CAPDEVIELLE S, et al. Influence of concrete-rock bonds and roughness on the shear behavior of concrete-rock interfaces under low normal loading, experimental and numerical analysis [J]. Applied Sciences, 2022, 12(11): 5643.

[19] 夏才初,宋英龙,唐志成,等. 粗糙节理剪切性质的颗粒流数值模拟[J]. 岩石力学与工程学报,2012,31(8):1545-1552.
XIA C C, SONG Y L, TANG Z C, et al. Particle flow numerical simulation for shear behavior of rough joints[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2012, 31(8): 1545-1552. (in Chinese)

[20] 李晓锋,李海波,夏祥,等. 类节理岩石直剪试验力学特性的数值模拟研究[J]. 岩土力学,2016,37(2):583-591.
LI X F, LI H B, XIA X, et al. Numerical simulation of mechanical characteristics of jointed rock in direct shear test[J]. Rock and Soil Mechanics, 2016, 37(2): 583-591. (in Chinese)

[21] 尹乾,靖洪文,孟波,等. CNL和CNS边界条件下砂岩宏细观剪切力学特性[J]. 采矿与安全工程学报,2021,38(3):615-624.
YIN Q, JING H W, MENG B, et al. Macroscopic and microscopic shear mechanical properties of sandstone under CNL and CNS boundary conditions[J]. Journal of Mining & Safety Engineering, 2021, 38(3): 615-624. (in Chinese)

[22] 刘亚楠,赵衡,赵明华,等. 考虑孔壁粗糙体退化的灌注桩竖向荷载传递[J]. 湖南大学学报(自然科学版),2021,48(11): 160-165.
LIU Y N, ZHAO H, ZHAO M H, et al. Vertical load transfer behavior of cast-in-place piles considering hole wall asperity degradations[J]. Journal of Hunan University (Natural Sciences), 2021, 48(11): 160-165. (in Chinese)

[23] 赵明华,夏润炎,尹平保,等. 考虑软岩剪胀效应的嵌岩桩荷载传递机理分析[J]. 岩土工程学报,2014,36(6):1005-1011.
ZHAO M H, XIA R Y, YIN P B, et al. Load transfer mechanism of socketed piles considering shear dilation effects of soft rock[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2014, 36(6): 1005-1011. (in Chinese)

[24] 赵明华,夏柏杨,赵衡. 考虑锯齿状节理的桩岩界面模型试验研究[J]. 湖南大学学报(自然科学版),2020,47(1):123-129.
ZHAO M H, XIA B Y, ZHAO H. Laboratory testing study on concrete-rock interface with sawtooth joint[J]. Journal of Hunan University (Natural Sciences), 2020, 47(1): 123-129. (in Chinese)