

DOI:10.3876/j.issn.1000-1980.2019.02.009

门槽结构受剪破坏界限条件试验研究

蔡睿恒,喻君,汪基伟

(河海大学土木与交通学院,江苏南京 210098)

摘要:通过 8 个缩尺门槽试件的静力试验,研究门槽结构下游墩墙长度及颈部墩墙宽度对结构破坏模式的影响以及结构斜截面受剪承载力设计方法。试验结果表明,随着试件下游墩墙长度的减小及颈部墩墙宽度的增大,门槽结构的破坏模式由颈部墩墙受拉破坏最终过渡为下游墩墙受剪破坏;比较计算钢筋用量与实际钢筋用量,验证了应力图形配筋法应用于颈部墩墙的可靠性。根据试验和有限元计算结果给出了下游墩墙不需进行斜截面受剪承载力设计的界限条件,为 DL/T 5057—2009 规范修编提供参考。

关键词:门槽;受拉破坏;应力图形法;受剪破坏;有限元计算;界限条件;拉西瓦工程
中图分类号:TV663+.1 **文献标志码:**A **文章编号:**1000-1980(2019)02-0144-07

Experimental study on the limit conditions of shear failure of gate slot

CAI Ruiheng, YU Jun, WANG Jiwei

(College of Civil and Transportation Engineering, Hohai University, Nanjing 210098, China)

Abstract: The influence of the length of downstream pier wall and the width of the neck pier wall on the failure modes of gate slot, and the design method of shear bearing capacity were studied by static experiments on eight scaled gate slot specimens. The results show that the failure mode of the gate slot changes from the tensile failure of the neck pier wall to the shear failure of the downstream pier wall with decreasing the length of downstream pier wall and increasing the width of neck pier wall. The reliability of the stress graphic reinforcement calculating methods applied to the neck pier wall is verified by comparing calculated and actual reinforcement amount. The limit condition to design the shear bearing capacity of the downstream pier wall is given according to the experiment and finite element calculation results, which provides a reference for the revision of *Design Specification for Hydraulic Concrete Structures*(DL/T5057—2009).

Key words: gate slot; tensile failure; stress graphic method; shear failure; finite element calculation; limit condition; Laxiwa Project

闸门门槽由上游墩墙、颈部墩墙及下游墩墙组成,用于承受闸门推力。闸门推力通过滑块或主轮传递给埋设在下游墩墙二期混凝土中的工字钢,再由二期混凝土传递至一期混凝土。门槽受力特点是下游墩墙端面临空无约束,其结构设计包括下游墩墙局部受压承载力和斜截面受剪承载力、颈部墩墙正截面受拉承载力 3 个方面。以往闸门推力较小,DL/T 5057—1996《水工混凝土结构设计规范》^[1]未给出门槽的设计方法。随着我国国力的提高,兴建的大型水利水电工程越来越多,坝高纪录不断刷新^[2],孔口尺寸和门槽的推力也越来越大,现行 DL/T 5057—2009《水工混凝土结构设计规范》^[3]为保证门槽设计的安全,增加平面闸门门槽的设计规定。其中,对于下游墩墙局部受压承载力与颈部墩墙正截面受拉承载力给出了明确计算方法,但对于斜截面受剪承载力,由于缺乏相关研究只提出“当闸门门槽高度每延米受载大于 2 000 kN 时,应对闸门门槽

基金项目:中央高校基本科研业务费专项(26120172017B41814)
作者简介:蔡睿恒(1994—),男,硕士研究生,主要从事混凝土结构研究。E-mail:crh180439@126.com
通信作者:喻君,副教授。E-mail:yujun@hhu.edu.cn
引用本文:蔡睿恒,喻君,汪基伟. 门槽结构受剪破坏界限条件试验研究[J]. 河海大学学报(自然科学版),2019,47(2):144-150.
CAI Ruiheng, YU Jun, WANG Jiwei. Experimental study on the limit conditions of shear failure of gate slot[J]. Journal of Hohai University(Natural Sciences), 2019, 47(2):144-150.

混凝土斜截面承载力进行复核”的设计要求,但未给出具体的方法。现行 SL 191—2008《水工混凝土结构设计规范》^[4] 同样未给出闸门门槽斜截面承载力的计算方法。

吴松峰^[5] 针对 DL/T 5057—2009 和 SL 191—2008 规范存在的问题,进行了 12 个小比例门槽试件试验,给出了门槽斜截面受剪承载力计算公式,但试件为矩形柱,柱底搁置于地面,柱顶加载,不符合门槽下游墩墙端面临空无约束的受力特点,其破坏形态归类于局部受压破坏更为合适。文献[6-8] 分别对门槽斜截面受剪承载力计算方法进行了理论分析,但同样假定下游墩墙端面为约束面,不符合门槽的受力特点。

基于上述研究现状,笔者通过 8 个小比例门槽试件的静力试验,对门槽的破坏形态和影响破坏形态的因素进行研究,提出门槽发生斜截面受剪破坏的条件,同时对应力图形配筋法应用于颈部墩墙受拉承载力设计的安全性进行验证,为 DL/T 5057—2009 规范修订提供依据。

1 试验概况

1.1 试件设计

研究对象为边墩,为模拟边墩门槽外侧面和下游端面自由无约束的受力特点且方便加载,设计了图 1 所示的自平衡加载试件(图中 h_1 为下游墩墙长度、 h_2 为上游墩墙长度、 b 为颈部墩墙宽度、 a 为荷载剪跨、 F 为颈部拉力)。为保证上游墩墙不先于下游和颈部墩墙发生破坏,上游墩墙长度大于下游墩墙。

试件共有 8 个,各试件几何参数见表 1。试件 GJ-1 的 h_1 、 b 由拉西瓦工程按 1/9 缩放确定,但门槽深度及颈部长度进行适当加大,以方便放置加载千斤顶。线弹性有限元计算结果表明:上述改变对颈部上下游角点处应力影响很小,但中部主拉应力减小约 10%,更易发生下游墩墙的剪切破坏。 $a=120$ mm,二期混凝土高度 $h_3=100$ mm, a/h_3 比值符合工程实际;颈部①号钢筋、下游②号钢筋用量按拉西瓦工程相应部位的配筋率确定,③号构造钢筋用量与①号、②号钢筋相同(图 1)。试件 GJ-1 ~ GJ-5 用于讨论 h_1 对破坏形态的影响;试件 GJ-3 及 GJ-6 ~ GJ-8 用于讨论 b 对破坏形态的影响。一期和二期混凝土设计强度等级分别为 C25 和 C30, 28 d 标准立方体实测强度分别为 27.4 MPa 和 36.5 MPa,两者界面人工凿毛黏结,未布置插筋。钢筋采用 HRB400 级,实测屈服强度为 436 MPa。

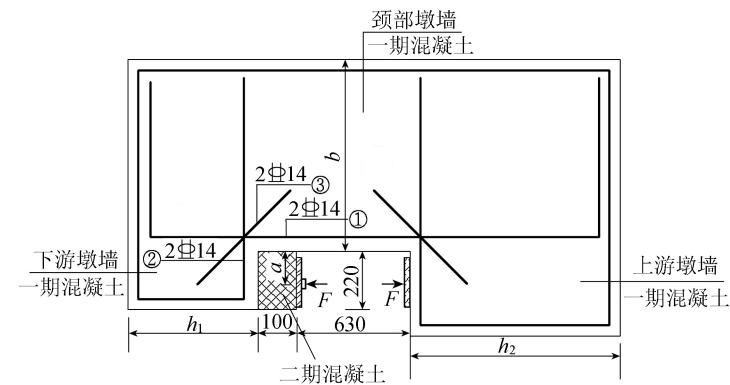


图 1 门槽试件示意图(单位:mm)

Fig. 1 Schematic diagram of gate slot specimen(units:mm)

1.2 试验装置和测量方案

试件长厚比较大,为安全起见将试件平卧在地面上加载,为减小与地面摩擦力,试件下方放置圆管。在二期混凝土表面布置钢板和钢条,模拟实际结构中二期混凝土内的预埋件及钢轨道。采用千斤顶单调分级加载,裂缝出现前每级荷载增量为 20 kN,裂缝出现后荷载增量减小为 10 kN;当荷载传感器示数急剧下跌且无法继续加载时,认为试件破坏。加载装置及钢筋应变片测点布置详见图 2。

表 1 试件几何参数

Table 1 Geometric parameters of specimens

试件 编号	h_1 /mm	h_2 /mm	b /mm	剪跨比 a/h_1	长宽比 h_1/b
GJ-1	480	800	730	0.25	0.658
GJ-2	360	600	730	0.33	0.493
GJ-3	300	600	730	0.40	0.411
GJ-4	240	600	730	0.50	0.329
GJ-5	180	600	730	0.67	0.247
GJ-6	300	600	980	0.40	0.306
GJ-7	300	600	430	0.40	0.698
GJ-8	300	600	280	0.40	1.071

注:各试件厚度均为 250 mm。

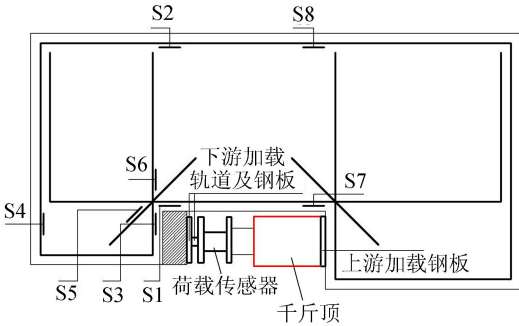


图 2 试验装置及测点布置

Fig. 2 Test device and measuring point arrangement

2 试验结果分析

2.1 裂缝开展过程和破坏模式

试件 GJ-1 ~ GJ-4 随着 h_1 的减小,破坏模式由仅出现颈部墩墙受拉破坏过渡为颈部墩墙受拉破坏并伴随下游墩墙出现明显的剪切裂缝;试件 GJ-5 则发生下游墩墙受剪破坏。对试件 GJ-3、GJ-6 ~ GJ-8,随着试件 b 的减小,试件的受拉破坏特征愈加明显,下游墩墙剪切裂缝开展程度则不断降低。因而,破坏模式可分为受拉破坏、拉剪破坏和受剪破坏 3 种。

2.1.1 受拉破坏

试件 GJ-1、GJ-2 及 GJ-7、GJ-8 颈部墩墙受拉破坏明显且下游墩墙无明显剪切裂缝。选取典型试件 GJ-1 的试验结果分析,其裂缝开展和破坏模式见图 3(a)。

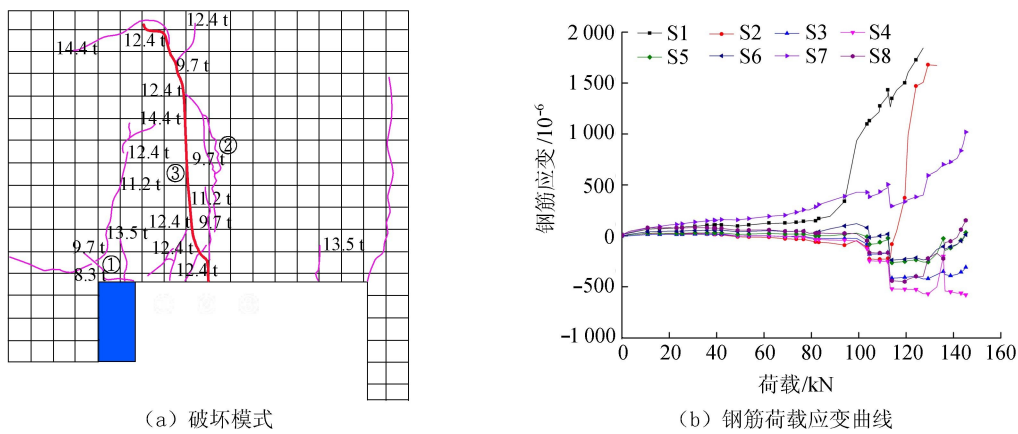


图3 试件 GJ-1 破坏模式及钢筋应变
Fig.3 Failure mode and steel strain of GJ-1

当加载到 83 kN,沿一期、二期混凝土界面出现一条细小的裂缝①。继续加载到 97 kN 时,颈部墩墙突然出现一条几乎贯穿结构的裂缝②,宽度约为 0.45 mm。当荷载达到 112 kN 时裂缝②宽度开展到 0.90 mm,继续加载到 124 kN 时该裂缝突然急速开展,宽度达到 6.0 mm,同时在距离裂缝②约 50 mm 处出现一条新的裂缝③并几乎贯穿颈部墩墙。荷载达到 144 kN 时,裂缝③发展为主裂缝,宽度约为 17.0 mm,此时荷载开始急剧下跌,试件失效。裂缝③开展突然,破坏现象符合因颈部墩墙配筋不足而发生的脆性破坏。

8 个测点的钢筋应变变化过程见图 3(b),测点 S1(下游颈部墩墙内侧)全程受拉并最终屈服;测点 S2(下游颈部墩墙外侧)在裂缝急剧开展前处于受压状态,而后转为受拉并急剧增长但最终并未屈服;上游颈部墩墙内外侧测点 S7 及 S8 的应变与测点 S1、测点 S2 相比,数值较小。下游墩墙内测点应变较小,说明受拉破坏时下游墩墙应力不大。

2.1.2 受拉破坏为主的拉剪破坏

试件 GJ-3、GJ-4 及 GJ-6 均在发生颈部墩墙受拉破坏的同时伴随着下游墩墙出现明显的剪切裂缝。选取典型试件 GJ-3 的试验结果分析,其裂缝开展和破坏模式见图 4(a)。

当加载到 84 kN,沿一期、二期混凝土界面出现细小裂缝①并向结构内侧开展,同时二期混凝土下角点处出现一条向内开展的斜向裂缝。继续加载到 110 kN 时,颈部墩墙突然出现两条长裂缝,其中裂缝②几乎贯穿整个颈部墩墙,一出现宽度就达到了 0.54 mm。当荷载达到 123 kN 时,裂缝①由其中间部位向颈部中部开展形成裂缝③并与裂缝②连通,裂缝②下部最宽处达到 4.0 mm,二期混凝土下底面出现一条新的④号裂缝并向下部内部延伸,此时荷载开始下降;重新加载至 121 kN 时,荷载再次迅速下降,结构失效,此时裂缝③开展为结构的主裂缝,其宽度达到约 15.0 mm,裂缝④也迅速开展,宽度达到 8.0 mm。虽然下游墩墙出现了明显的剪切裂缝,但结构最终破坏由裂缝③引起,属于受拉破坏为主的拉剪破坏。

7 个测点(测点 S4 已失效)的钢筋应变变化过程见图 4(b),S1 处全程受拉但并未屈服,颈部墩墙其余测点应变均较小;下游墩墙测点应变比 GJ-1 中明显增大,说明下游墩墙应力提高,有发生受剪破坏的趋势。

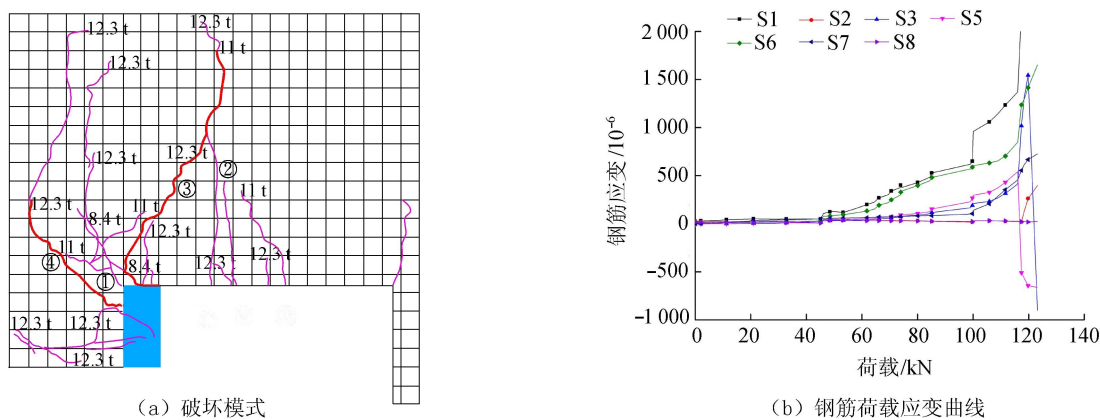


图 4 试件 GJ-3 破坏模式及钢筋应变

Fig. 4 Failure mode and steel strain of GJ-3

2.1.3 受剪破坏

只有 GJ-5 发生了受剪破坏,试件的破坏模式见图 5(a)。当加载至 43 kN 时,沿一期、二期混凝土界面出现细小裂缝①,到达下部角点后向内侧斜向开展,宽度约为 0.17 mm;继续加载至 63 kN 时,在混凝土界面下角点出现了新的斜向裂缝②并向内部延展,裂缝①宽度达到 0.60 mm。当荷载达到 86 kN 时,裂缝开展至临近底部后转而水平发展形成裂缝③,同时二期混凝土下表面出现一条沿界面开展的裂缝,裂缝最宽处达到 1.12 mm。继续加载至 96 kN 时,裂缝③朝两个方向进一步水平发展,混凝土界面上角点处裂缝宽约 1.54 mm,荷载下跌较为严重;重新加载至约 97 kN 时,一期、二期混凝土完全脱开,裂缝③迅速开展,最宽处约为 14.0 mm,二期混凝土下部出现较粗的水平裂缝,构件迅速失去承载力,结构破坏。在整个加载过程中,颈部墩墙未出现垂直裂缝,裂缝由一期与二期混凝土界面处斜向开展而后发生破坏,符合受剪破坏的特征。

8 个测点的钢筋应变变化过程见图 5(b),颈部墩墙 4 个测点中仅测点 S1 应变较大,但未屈服;下游墩墙测点 S3、S5 和 S6 的应变大于颈部墩墙测点,表明该试件下游墩墙应力大于颈部墩墙。

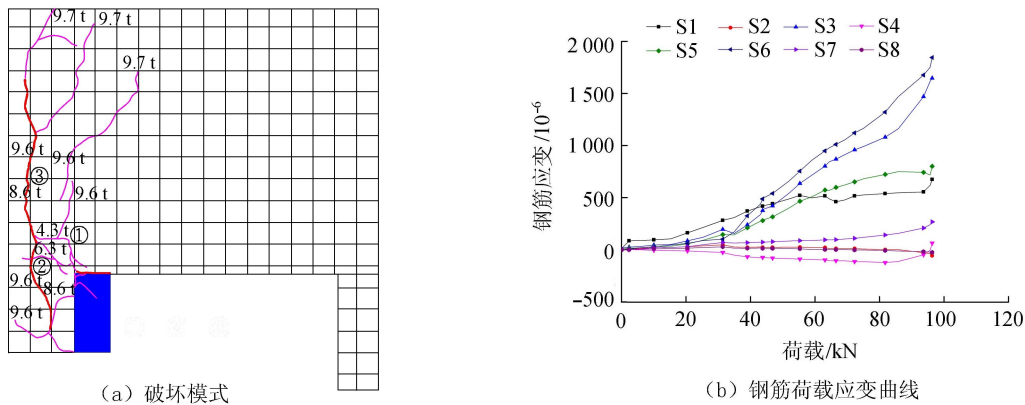


图 5 试件 GJ-5 破坏模式及钢筋应变

Fig. 5 Failure mode and steel strain of GJ-5

2.2 试件承载力分析

本次 8 个试件的开裂荷载和极限承载力等试验结果见表 2,其中 P_{cr} 和 P_u 分别为整个试件的开裂荷载和极限荷载, P_{cm} 为颈部墩墙的开裂荷载。

由图 6 可见:(a)当 b 保持不变时,试件的极限承载力随着 h_1 的减小而降低,这是由于 h_1 的减小导致下游墩墙的剪应力不断提高,试件的破坏形式由颈部墩墙受拉破坏逐渐向拉剪混合破坏进而向受剪破坏过渡,使承载力降低。(b)当 h_1 保持不变

表 2 试件试验承载力汇总				
Table 2 Summary of bearing capacity of specimens				
试件编号	P_{cr} /kN	P_{cm} /kN	P_u /kN	试件破坏形式
GJ-1	83	97	144	受拉破坏
GJ-2	85	105	139	受拉破坏
GJ-3	84	110	123	受拉破坏为主的拉剪破坏
GJ-4	64	118	120	受拉破坏为主的拉剪破坏
GJ-5	43		97	受剪破坏
GJ-6	40	122	133	受拉破坏为主的拉剪破坏
GJ-7	40	40	112	受拉破坏
GJ-8	40	40	109	受拉破坏

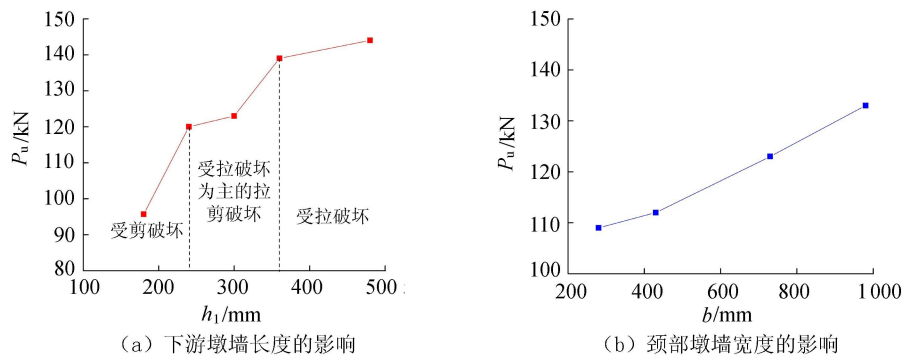


图 6 试件几何尺寸对极限承载力的影响

Fig. 6 Influence of specimen geometric size on ultimate bearing capacity

时,试件的极限承载力随着 b 的增加而增加,这是因为颈部墩墙的拉应力随其宽度的增加而降低,且下游并未出现明显的剪切裂缝。

3 颈部受拉承载力安全性验证

依据试件试验结果可知,下游墩墙斜截面承载力和颈部墩墙受拉承载力是闸门门槽设计的重点。本节利用试验结果对现行规范^[3]中颈部墩墙受拉承载力计算方法的安全性进行验证。

现行规范^[3]规定颈部墩墙受拉钢筋用量按弹性应力图形法计算。现将各试件划分有限元网格,计算其极限荷载实测值作用下的线性应力分布,再按弹性应力图形配筋法^[3]计算钢筋用量,计算时混凝土和钢筋材料强度均取实测值,一期混凝土轴心抗拉强度由 $f_t = 0.26 f_{cu}^{2/3}$ 计算(f_{cu} 为立方体抗压强度),为 2.36 MPa。

由表 3 可知,除发生受剪破坏的 GJ-5 外,其他发生受拉破坏的试件,由弹性应力图形配筋法确定的钢筋用量均大于实际钢筋用量。实际设计时考虑结构系数、重要性系数、荷载和材料强度分项系数后,钢筋用量将进一步增加,说明采用弹性应力图形配筋法计算颈部墩墙受拉承载力是安全的。

表 3 应力图形配筋计算汇总

Table 3 Summary of stress graphic reinforcement calculation

试件编号	P_u /kN	由 P_u 计算配筋面积/mm ²
GJ-1	144	446
GJ-2	139	430
GJ-3	123	357
GJ-4	120	349
GJ-5	97	251
GJ-6	133	336
GJ-7	112	417
GJ-8	109	474

注:实际配筋面积为 308 mm²。

4 斜截面受剪承载力设计

4.1 破坏模式影响因素

由试验可知,当保持 b 不变,随着 h_1 的减小,试件破坏逐渐从受拉破坏转向拉剪破坏,进而向受剪破坏过渡。颈部墩墙为偏拉构件,当 F 、 a 和 b 保持不变时,其最大拉应力 $\sigma_{\max}$ 保持不变,见式(1);而下游墩墙的剪应力 τ 则随 h_1 的减小而增大,见式(2)。这说明,破坏从受拉变成拉剪,进而进入受剪主要和 $\sigma_{\max}$ 与 τ 的比值有关,当最大拉应力与剪应力的比值 β (式(3))越小,越有可能发生受剪破坏。

$$\sigma_{\max} = \frac{M}{W} + \frac{F}{A} \tag{1}$$

$$\tau = \frac{F}{h_1 d} \tag{2}$$

$$\beta = \frac{\sigma_{\max}}{\tau} = \left(\frac{4b + 6a}{b^2} \right) h_1 \tag{3}$$

式中: M ——颈部截面弯矩; W 和 A ——截面弹性抵抗矩和截面面积; d ——试件的厚度。

由式(3)可计算出各试件 β 值,当 $\beta \geq 2.46$ 时仅发生受拉破坏, $1.45 \leq \beta \leq 2.05$ 时发生拉剪破坏, $\beta = 1.23$ 时发生受剪破坏。这说明,门槽结构存在着一个 β 的界限值 β_{cr} ,当结构尺寸满足 $\beta > \beta_{cr}$ 时,下游墩墙不会发生受剪破坏,也就不需要进行斜截面受剪承载力计算。发生受剪破坏 GJ-5 试件的 β 为 1.23,发生拉剪

破坏时 β 最小值为 1.45,因此 β_{cr} 在 1.23 ~ 1.45 之间。

4.2 受剪破坏临界值 β_{cr} 的确定

首先利用试件 GJ-1、GJ-3 及 GJ-5 的试验结果对 ABAQUS 软件计算门槽结构破坏模式的可行性进行验证,然后细化门槽尺寸进行计算以确定发生受剪破坏临界值 β_{cr} 。计算时,混凝土采用 C3D8R 单元,以及精度与收敛性良好的塑性损伤 (CDP) 本构模型^[9-14];钢筋采用 T3D2 单元,忽略钢筋与混凝土之间的黏结滑移。单调加载,计算模型见图 7。

混凝土单轴抗压 f_c 及抗拉强度 f_t 取为实测值,一期和二期混凝土 f_c 分别为 20.8 MPa 和 27.7 MPa, f_t 为 2.36 MPa 和 2.86 MPa,弹性模量分别为 28.8 GPa 和 31.7 GPa,泊松比为 0.2。CDP 模型应力-非弹性应变关系及损伤因子-非弹性应变关系按文献[15]给出的方法确定,弹性阶段极限应力取为 $\sigma_0=0.4f_c$ 。

极限承载力和计算得到试件的受拉损伤云图见表 4 和图 8,其受拉损伤状况可以近似反映裂缝的开展程度。

由图 8 可见,试件 GJ-1 及 GJ-3 的破坏模式为明显的颈部墩墙受拉破坏,但 GJ-3 下游墩墙的损伤较大,这与实际试验现象相吻合;对于试件 GJ-5,颈部墩墙中间部位未发生受拉损伤,其破坏模式为明显的下游墩墙受剪破坏。由表 4 可见,对于仅发生颈部墩墙受拉破坏的 GJ-1、GJ-2 及 GJ-7、GJ-8,有限元计算极限荷载与试验极限荷载较为接近;当试件下游墩墙损伤较为严重时,两者则有较大偏差。这说明采用 ABAQUS 软件确定试件剪切承载力仍不够准确,但其破坏模式与试验结果吻合较好,可以用于确定受剪破坏临界值 β_{cr} 。

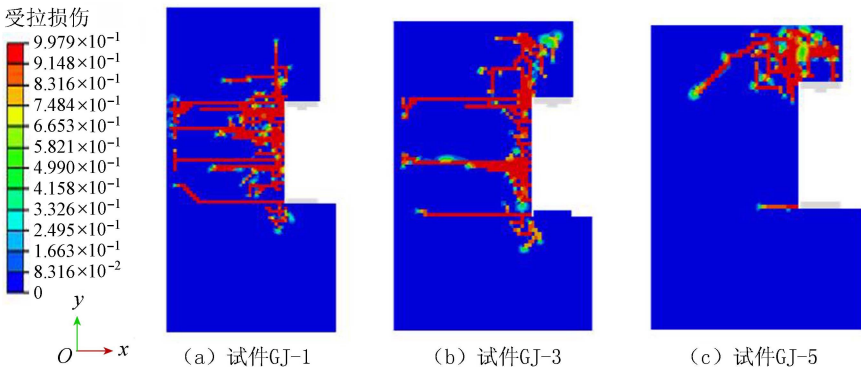


图 8 试件 GJ-1、GJ-3、GJ-5 模型受拉损伤 (DAMAGET) 云图

Fig.8 DAMAGET cloud diagrams of GJ-1、GJ-3、GJ-5

表 5 给出了用于确定 β_{cr} 的有限元计算试件几何参数,其 β 值处于 1.23 ~ 1.45 之间。

有限元计算结果表明,表 5 所列 3 个试件都在颈部墩墙受拉破坏的同时,下游墩墙均出现明显损伤,图 9 给出了 GJ-9 的受拉损伤云图。由于 β_{cr} 取值越大结构设计越安全,故 β_{cr} 取为 1.43,在实际应用时可取整为 1.50。

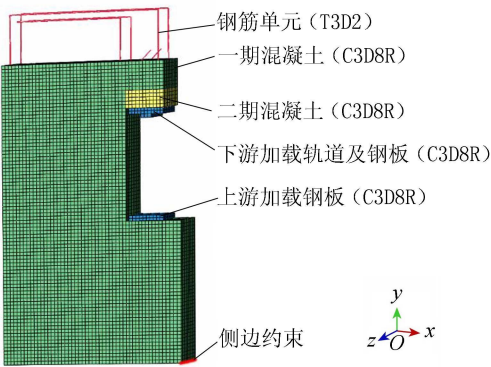


图 7 有限元模型示意图

Fig.7 Finite element model diagram

表 4 极限荷载计算对比

Table 4 Limit load comparison

试件编号	试验极限荷载/kN	有限元极限荷载/kN	荷载偏差/%
GJ-1	144	141.0	2.00
GJ-2	139	139.4	0.20
GJ-3	123	136.0	10.42
GJ-4	120	135.6	13.30
GJ-5	97	82.4	15.12
GJ-6	133	152.3	14.50
GJ-7	112	118.0	5.00
GJ-8	109	100.5	7.80

当试件下游墩墙损伤较为严重时,两者则有较大偏差。这说明采用 ABAQUS 软件确定试件剪切承载力仍不够准确,但其破坏模式与试验结果吻合较好,可以用于确定受剪破坏临界值 β_{cr} 。

表 5 有限元试件几何参数

试件编号	h_1/mm	b/mm	a/h_1	h_1/b	β
GJ-9	210	730	0.57	0.288	1.43
GJ-10	300	1030	0.4	0.291	1.37
GJ-11	300	1080	0.4	0.278	1.30

5 结 论

- a. 随着试件下游墩墙长度的减小及颈部墩墙宽度的增大, 门槽结构的破坏模式由颈部墩墙受拉破坏最终过渡为下游墩墙受剪破坏。
- b. 颈部墩墙正截面受拉承载力按弹性应力图形法计算是安全可靠的。
- c. 当 $\beta \geq \beta_{cr}$ 时可不进行下游墩墙斜截面受剪承载力计算, β_{cr} 可取为1.50。建议闸门工作门槽设计时宜满足 $\beta \geq \beta_{cr}$ 的要求, 以避免进行斜截面受剪承载力计算。

参考文献:

[1] 电力工业部西北勘测设计研究院. 水工混凝土结构设计规范:DL/T 5057—1996[S]. 北京:中国水利水电出版社,1996.

[2] 章晋雄. 高水头平面事故闸门动水关闭水动力特性及门槽水力特性研究[D]. 北京:中国水利水电科学研究院,2013.

[3] 电力行业水电规划设计标准技术委员会. 水工混凝土结构设计规范:DL/T 5057—2009[S]. 北京:中国水利水电出版社,2009.

[4] 水利部水利水电规划设计总院. 水工混凝土结构设计规范:SL191—2008[S]. 北京:中国水利水电出版社,2009.

[5] 吴松峰. 闸门门槽受剪性能试验研究[D]. 郑州:郑州大学,2009.

[6] 孙斌,彭睿哲,贺智安. 某导流洞闸室门槽结构截面承载力分析[J]. 西北水电,2015(5):36-38. (SUN Bin,PENG Ruizhe, HE Zhian. Analysis on bearing capacity of slot structural section of gate chamber of diversion tunnel[J]. Northwest Hydropower, 2015(5):36-38. (in Chinese))

[7] 杨静安,杨鑫平,杜永. 导流洞平面闸门门槽结构计算分析[J]. 西北水电,2015(6):49-53. (YANG Jingan,YANG Xinping,DU Yong. Calculation an analysis of slot structure of plane gate for diversion tunnel[J]. Northwest Hydropower,2015 (6):49-53. (in Chinese))

[8] 王建,彭泽豹,张鹏,等. 基于混凝土损伤塑性模型的闸门槽抗剪稳定研究[J]. 人民长江,2018,49(9):67-70. (WANG Jian,PENG Zebao,ZHAGN Peng,et al. Study on shear stability of sluice gate slot based on concrete damage plasticity model[J]. Yangtze River,2018,49(9):67-70. (in Chinese))

[9] KACHLAKEV D,MILLER T,YIM S,et al. Finite element modeling of concrete structures strengthened with FRP laminates[R]. Washington DC:Federal Highway Administration,2001.

[10] 聂建国,王宇航. ABAQUS 中混凝土本构模型用于模拟结构静力行为的比较研究[J]. 工程力学,2013,30(4):59-67. (NIE Jianguo,WANG Yuhang. Comparison study of constitutive model of concrete in ABAQUS for static analysis of structures[J]. Eengineering Mechanics,2013,30(4):59-67. (in Chinese))

[11] 张劲,王庆扬,胡守营,等. ABAQUS 混凝土损伤塑性模型参数验证[J]. 建筑结构,2008,38(8):127-130. (ZHANG Jin, WANG Qingyang,HU Shouying,et al. Parameters verification of concrete damaged plastic model of ABAQUS[J]. Building Structure,2008,38(8):127-130. (in Chinese))

[12] 宋晨晨,刘继明,艾腾腾,等. ABAQUS 混凝土塑性损伤模型中损伤因子的研究[J]. 建筑结构,2017,49(7):1-5. SONG Chenchen,LIU Jiming, AI Teng teng,et al. The study on damage factors in concrete plastic damage model of ABAQUS[J]. Building Structure,2017,49(7):1-5. (in Chinese))

[13] 方秦,还毅,张亚栋,等. ABAQUS 混凝土损伤塑性模型的静力性能分析[J]. 解放军理工大学学报(自然科学版),2007,8(3):254-260. (FANG Qin,HUAN Yi,ZHANG Yadong,et al. Investigation into static properties of damaged plasticity model for concrete in ABAQUS[J]. Journal of PLA University of Science and Technology Natural Science Edition,2007,8(3):254-260. (in Chinese))

[14] 苏超,吴东伟,李劲松. 基于混凝土损伤塑性模型的软基上船闸闸室设计[J]. 水运工程,2015(12):92-97. (SU Chao,WU Dongwei,LI Jinsong. Design of lock on soft foundation based on concrete damage plasticity model[J]. Port & Waterway Engineering,2015(12):92-97. (in Chinese))

[15] 秦浩,赵宪忠. ABAQUS 混凝土损伤因子取值方法研究[J]. 结构工程师,2013,29(6):27-32. (QIN Hao,ZHAO Xianzhong. Study on the ABAQUS damage parameter in the concrete damage plasticity model[J]. Structural Engineers,2013,29(6):27-32. (in Chinese))

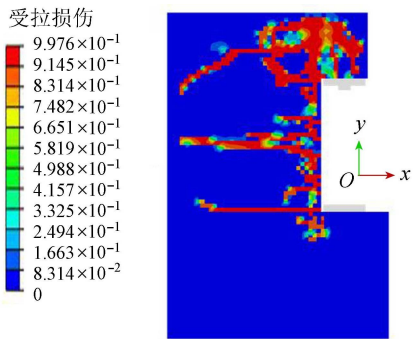


图9 GJ-9 受拉损伤云图
Fig.9 DAMAGET cloud diagram of GJ-9