

不平衡水推力下垫层蜗壳座环结构剪力特性分析

张宏战^{*1}, 姚栓喜², 马震岳¹, 李晓俊³

(1. 大连理工大学 建设工程学部, 辽宁 大连 116024;

2. 中国水电顾问集团 西北勘测设计研究院, 陕西 西安 710065;

3. 中国电力工程顾问集团 东北电力设计院, 吉林 长春 130021)

摘要: 机组运行时蜗壳座环在不平衡水推力作用下承受较大的水平剪力, 该剪力值过大将会给蜗壳结构的稳定带来安全隐患. 考虑钢衬与软垫层、混凝土的摩擦接触, 建立了垫层蜗壳的三维有限元模型, 详细研究了垫层子午包角、平面包角、变形模量厚度比和围岩约束对座环剪力的影响. 结果表明: 垫层子午包角向下延伸不利于座环抗剪; 垫层平面包角变化改变了钢蜗壳外围结构的刚度分布, 对座环剪力具有显著影响; 垫层变形模量厚度比的变化不仅改变了座环各向剪力的数值及其承担的沿厂房横向不平衡水推力的比例, 还改变了座环剪力的空间分布规律; 在其他条件不变的情况下, 围岩约束的改变对座环剪力没有明显影响.

关键词: 蜗壳; 垫层; 座环; 剪力; 变形模量厚度比

中图分类号: TV731 **文献标志码:** A

0 引言

水电站钢蜗壳是一个非完全轴对称的、内侧开口的半封闭蜗形结构, 机组运行时内水压力作用在钢蜗壳上的合力不为零, 在进口段会产生一个较大的轴向水推力, 其数值等于蜗壳进口断面面积与内水压强乘积. 此外, 由于蜗壳自身形状和结构刚度的不对称, 钢蜗壳还要承担水平径向不平衡力. 在水平不平衡力作用下, 钢蜗壳和座环有发生平移和绕机组中心线转动的趋势. 这些不平衡力主要由压力钢管对蜗壳进口断面轴向作用力、混凝土对止推环的作用力、混凝土对座环的剪力以及外包混凝土通过垫层或 directly 对钢蜗壳的作用力来平衡. 其中混凝土对座环的剪力主要通过地脚螺栓来传递, 而地脚螺栓在设计时, 通常只考虑竖向受拉, 并未考虑要其承受水平剪力^[1], 如果座环承受的剪力值过大将会给蜗壳结构的稳定带来安全隐患.

姚栓喜等^[1]从 2003 年开始最先将不平衡水推力作为蜗壳结构型式选择时的一项重要评价指标加以考虑, 近几年引起了研究和设计人员的关

注. 其指出蜗壳设局部垫层时, 座环的水平剪力明显大于垫层全包时的对应值, 从降低座环剪力出发, 垫层平面包角的末端宜设在 45° 左右或大于 270° 区间. 张启灵等^[2-3]分析了座环剪力随垫层变形模量及平面包角的变化规律, 结果表明随着垫层变形模量的增大, 座环剪力逐渐减小; 从优化座环抗剪性能出发, 垫层平面包角末端应避免设在 $135^\circ \sim 225^\circ$. 刘波等^[4]对直埋、垫层 (平面包角 270°) 和保压 3 种不同埋设方式的蜗壳座环受力特性进行了研究, 指出垫层蜗壳座环承担的不平衡水推力最大.

软垫层的存在降低了结构的刚度, 使得垫层蜗壳上的不平衡水推力更加突出, 座环承担扭转力的比例增大^[4], 座环的抗剪性能成为垫层设计中需要考虑的一个重要因素. 而现有研究中虽考察了座环剪力随垫层平面包角的变化规律, 给出了垫层平面包角建议范围, 但此前研究中垫层厚度均采用 30 mm, 垫层变形模量介于 $2.0 \sim 4.5$ MPa, 变形模量与厚度之比 E/d 介于 $66.7 \sim 150$ MPa/m, 适用范围较小. 而实际工程中为了提高垫层蜗壳的抗振、抗疲劳性能, 在有效控制混凝土

裂缝宽度和机墩不均匀上抬量的前提下,可适当降低垫层厚度或增大垫层的变形模量以提高结构的整体刚度.如龙羊峡水电站 4 机组蜗壳垫层材料变形模量为 3.75 MPa,厚度为 6 mm,对应的 E/d 达 625 MPa/m^[5].此外,现有研究中分别考察了地下厂房和地面厂房蜗壳座环的抗剪性能,但并未进行对比分析,没有考察蜗壳周围岩石约束作用的影响.本文建立垫层蜗壳的三维有限元模型,系统地研究垫层子午包角、平面包角、 E/d 和围岩约束作用对座环剪力的影响,以期对垫层蜗壳的优化设计提供理论依据.

1 计算模型与计算参数

1.1 计算模型

图 1 为某水电站垫层蜗壳的三维有限元模型,不设伸缩节和止推环,蜗壳进口断面直径为 9.8 m.钢蜗壳、座环、固定导叶和混凝土结构均用实体单元模拟,模型中考虑了蜗壳钢衬外表面与垫层、混凝土的摩擦接触,摩擦因数 f 均取 0.2,黏聚力 c 取 0.模型坐标系以机组轴线与安装高程平面的交点为原点; Z 轴沿铅垂方向,向上为正; X 轴沿厂房纵向,指向左侧; Y 轴沿厂房横向,指向上游.混凝土容重为 25 kN/m³,弹性模量为 28 GPa,泊松比为 0.167;钢材容重为 78 kN/m³,弹性模量为 210 GPa,泊松比为 0.3;垫层材料容重 2.54 kN/m³,泊松比 0.01.计算荷载只考虑了结构自重和 0.65 MPa 的内水压力.

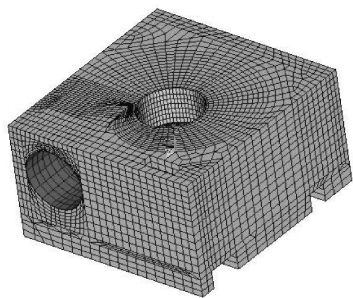


图 1 蜗壳结构三维有限元模型

Fig. 1 3-D FE model of spiral case

1.2 计算参数

计算中主要考虑了垫层的子午包角、平面包角、变形模量与厚度之比 E/d 和边界条件等因素对座环剪力的影响.(1)子午包角 α_i .方案一:垫层上端点距机坑里衬 2.0~0.5 m(自进口断面沿水

流向减小),下端点至腰线以下 15°;方案二:上端点同方案一,下端点至腰线.(2)平面包角 β_i .分别取 0°、45°、90°、135°、180°、225°、270°、295°、315°(即平面全包).(3)垫层 E/d .垫层厚度取 5 和 20 mm.5 mm 厚度下垫层的变形模量依次取 0.1 MPa(垫层失效)和 0.5、0.8、1.0、2.0、28 000 MPa(即取消垫层,采用直埋方案);20 mm 厚度下垫层的变形模量依次取为 0.1 MPa(垫层失效)和 1.0、4.0 MPa.(4)边界条件.采用弹簧支撑模拟不同类型水电站厂房的围岩约束作用.方案一不考虑四周围岩作用,模拟地面厂房中间机组段;方案二仅考虑左侧岩石约束作用,模拟地面厂房边机组段;方案三仅考虑上下游侧岩石约束作用,模拟地下厂房中间机组段;方案四同时考虑上下游侧和左侧岩石约束作用,模拟地下厂房边机组段.四种方案下模型底部均施加固定约束,钢蜗壳进口施加轴向约束.

2 计算结果分析

2.1 子午包角对剪力的影响

图 2 对两种垫层子午包角方案下混凝土对座环的各向剪力进行了比较.计算时考虑了垫层正常工作($E=1.0$ MPa, $d=5$ mm)和垫层失效($E=0.1$ MPa, $d=5$ mm)两种情况,边界条件采用方案一.

由图 2 可见,垫层子午包角对座环和混凝土间剪力具有明显的影响.在平面包角相同时,子午包角方案一下混凝土对座环的各向剪力均大于方案二的对应值,原因在于垫层子午向的下末端由腰线向下延伸加剧了蜗壳结构刚度的不对称性.对比图 2(a)和图 2(b)还可以看出,垫层失效时与垫层正常工作时相比,除各向剪力数值显著增大外,座环 Y 向剪力以及合剪力随垫层平面包角的变化规律也存在差异.

2.2 垫层 E/d 和平面包角对剪力的影响

表 1 给出了垫层变形模量和厚度不同的情况下混凝土对座环的剪力计算结果(子午包角、边界条件采用方案一).可见,垫层的变形模量和厚度对剪力影响很大,且这两个参数相互影响,所以借鉴文献[6]的做法,采用 E/d 作为参考指标来考察垫层变形模量和厚度对座环剪力的综合影响是合适的.

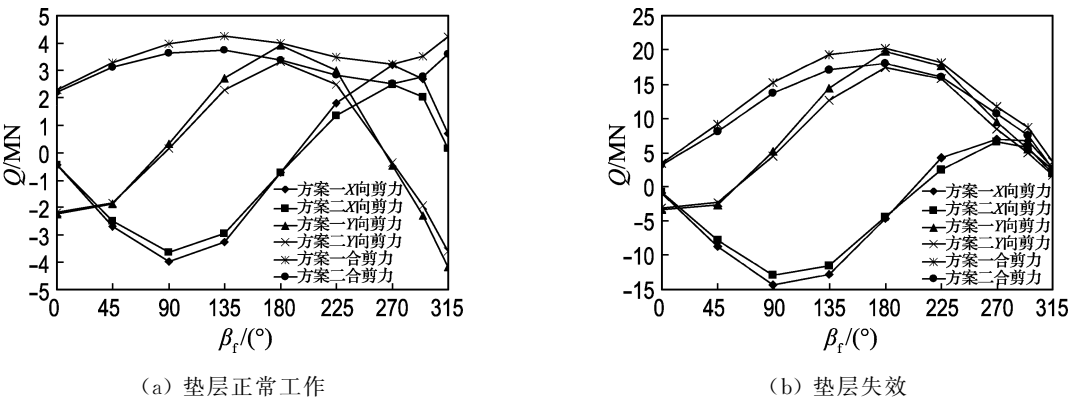


图 2 垫层子午包角对座环与混凝土间剪力的影响

Fig. 2 The effect of radial wrap angle of cushion layer on shear between stay rings and concrete

表 1 不同垫层厚度和变形模量条件下座环和混凝土间剪力计算结果

Tab. 1 Shear between stay rings and concrete under cases with different thickness and deformation modulus of cushion layer

垫层材料参数			剪力 方向	Q/MN								
d/mm	E/MPa	(E/d)/(MPa·m ⁻¹)		0°	45°	90°	135°	180°	225°	270°	295°	315°
5	0.1	20	X	−0.93	−8.70	−14.28	−12.82	−4.61	4.25	6.98	6.66	2.70
			Y	−3.30	−2.61	5.14	14.43	19.73	17.64	9.46	5.54	2.44
	0.5	100	X	−0.59	−4.33	−6.53	−5.43	−1.41	2.53	4.76	4.08	1.40
			Y	−2.56	−1.98	1.72	5.69	7.75	6.41	1.46	−1.08	−3.44
	0.8	160	X	−0.49	−3.16	−4.68	−3.81	−0.87	2.04	3.68	3.06	0.92
			Y	−2.33	−1.91	0.75	3.57	4.98	3.93	0.03	−2.04	−4.03
	1.0	200	X	−0.45	−2.70	−3.97	−3.26	−0.72	1.80	3.21	2.68	0.70
			Y	−2.24	−1.88	0.34	2.72	3.93	3.00	−0.47	−2.29	−4.16
	2.0	400	X	−0.35	−1.57	−2.24	−1.83	−0.37	1.12	1.97	1.58	0.21
			Y	−1.95	−1.78	−0.56	0.75	1.40	0.80	−1.43	−2.71	−4.04
	28 000	5 600 000	X	−0.15	−0.15	−0.15	−0.15	−0.15	−0.15	−0.15	−0.15	−0.15
			Y	−1.36	−1.36	−1.36	−1.36	−1.36	−1.36	−1.36	−1.36	−1.36
20	0.1	5	X	−1.10	−11.47	−18.97	−17.36	−7.06	3.09	6.91	6.58	3.60
			Y	−3.63	−3.68	6.28	18.44	25.84	23.66	14.02	9.60	6.33
	1.0	50	X	−0.76	−6.33	−9.95	−8.60	−2.64	2.94	6.06	5.28	2.00
			Y	−2.91	−2.16	3.29	9.47	12.93	11.10	4.56	1.22	−1.44
	4.0	200	X	−0.46	−2.83	−4.13	−3.41	−0.85	1.72	3.18	2.65	0.62
			Y	−2.24	−1.92	0.32	2.74	3.98	3.05	−0.46	−2.34	−4.25

图 3 描述了垫层 E/d 对混凝土与座环间各向剪力及合剪力值随平面包角变化规律的影响。由表 1 和图 3 可知，垫层 E/d 同为 200 MPa/m 的两种不同计算工况 ($d=5\text{ mm}$, $E=1.0\text{ MPa}$; $d=20\text{ mm}$, $E=4.0\text{ MPa}$) 下，座环 X 向、 Y 向以及合剪力数值及其随平面包角的变化规律非常相近，这进一步证明了采用 E/d 考察垫层变形模量和厚度对座环剪力综合影响的合理性。

由图 3 可见，除直埋方案 ($E/d=5.6\times10^6\text{ MPa/m}$) 外，在不同的 E/d 下，混凝土对座环的 X 向和 Y 向剪力随平面包角的变化趋势是一致的。

座环与混凝土之间剪力的大小取决于钢蜗壳四周结构刚度的分布不均匀程度^[2]，而垫层平面包角的变化改变了钢蜗壳四周的结构刚度分布，平面包角为 90° 和 270° 时钢蜗壳四周的结构刚度分布在 X 向的不均匀程度最大，所以对应包角 90° 和 270° 时，各 X 向剪力曲线分别出现负向和正向峰值；平面包角 180° 时，结构刚度分布在 Y 向的不均匀程度最大，此时各 Y 向剪力曲线均出现 Y 向正向峰值。由图 3(c) 可见，不同垫层 E/d 下的合剪力随平面包角的变化规律存在差异。除直埋方案 ($E/d=5.6\times10^6\text{ MPa/m}$) 外，其余各曲线的合

剪力起初均随平面包角的增大而增大,但各曲线剪力峰值对应的包角随着 E/d 的增大而减小. 各曲线到达峰值后,合剪力开始随包角的增大而降低. 其中垫层 $E/d < 160$ MPa/m 的曲线在峰值包角和 315° 之间,合剪力值始终呈降低趋势;而垫层 $E/d > 160$ MPa/m 的各曲线在平面包角达到一定数值后,合剪力又随平面包角的增加而开始增大. 这种差异主要是由垫层 E/d 超过 160 MPa/m 后, Y 向剪力在平面包角超过 270° 后变号造成的.

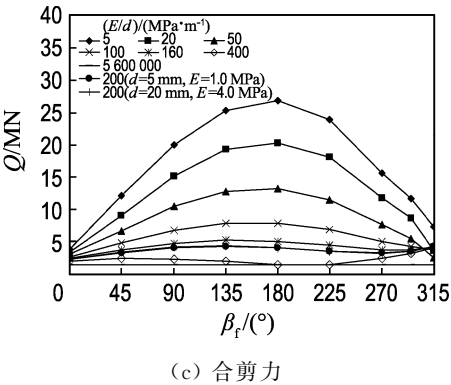
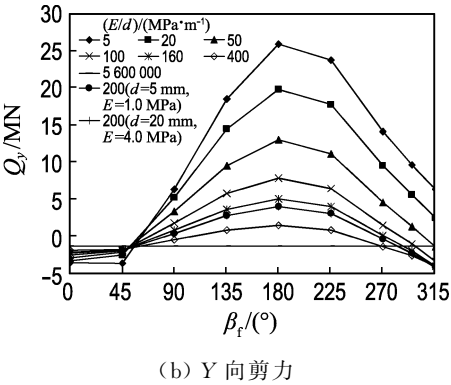
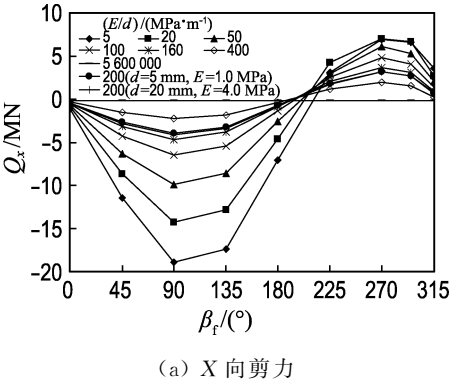


图 3 E/d 对座环与混凝土间各向剪力随平面包角变化关系的影响

Fig. 3 The effect of E/d on the relationship between shears of stay rings and concrete and the flat wrap angle of cushion layer

由图 3 还可以看出,随着 E/d 的增大,座环与混凝土间的 X 向、Y 向和合剪力峰值迅速下降,曲线趋于平缓,当 $E/d = 5.6 \times 10^6$ MPa/m (垫层变形模量取值与外围混凝土弹性模量相同) 时,各向剪力曲线变成水平直线. 其中垫层 $E/d < 160$ MPa/m 的合剪力曲线存在较高的峰值,验证了文献[1-3]建议的垫层平面包角范围的合理性;而垫层 $E/d > 160$ MPa/m 的合剪力曲线已趋于平缓,且峰值较小,座环剪力已不再是垫层平面铺设范围设计的控制性因素. 产生这种现象的原因在于,随着 E/d 的增大,垫层的传力作用逐渐增强,钢蜗壳四周的结构刚度不均匀程度逐渐降低,从而减小了座环与混凝土的剪力. 图 4 给出了垫层平面包角分别为 90° 和 180° 时,座环 X 向剪力、Y 向剪力及合剪力随垫层 E/d 的变化关系.

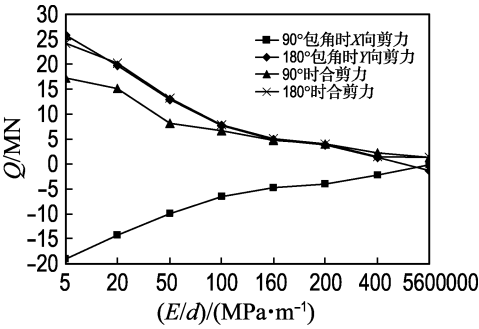


图 4 座环剪力随垫层 E/d 的变化关系

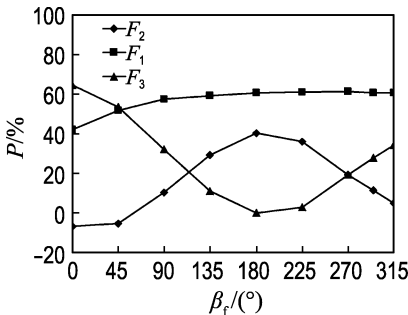
Fig. 4 The effect of E/d on shear of stay rings

2.3 垫层 E/d 和平面包角对 Y 向不平衡水推力分担比例的影响

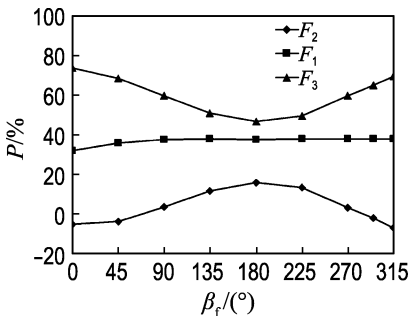
机组运行时,作用在钢蜗壳上的 Y 向不平衡水推力的合力 F 等于蜗壳进口断面面积与设计内水压强的乘积,本文算例对应值为 49 MN. 在不设伸缩节和止推环的情况下,该力由压力钢管对蜗壳进口断面的轴向力 F_1 、混凝土对座环的 Y 向剪力 F_2 以及外包混凝土对钢蜗壳的 Y 向作用力 F_3 来平衡. 其中 F_1 可由钢蜗壳进口处的约束反力计算,用合力 F 减去 F_1 和 F_2 即可得到外包混凝土对钢蜗壳的 Y 向作用力 F_3 .

图 5 给出了垫层 $E/d = 20, 100, 400$ MPa/m 时,与座环相连的混凝土、压力钢管和外包混凝土分担的 Y 向不平衡水推力比例随平面包角的变化规律. 可以看出,在垫层 E/d 一定时, F_1 的分担比例在平面包角 $0^\circ \sim 90^\circ$ 略有升高,之后便趋于

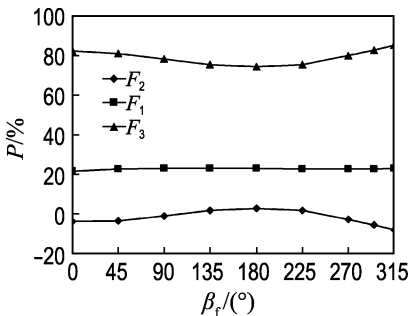
稳定. 垫层平面包角超过 90° 后, Y 向不平衡水推力分担比例的重分配主要发生在 F_2 和 F_3 之间. 对照图 5 和图 3(b) 可知, F_2 的分担比例随平面包角的变化规律与混凝土座环间的 Y 向剪力随包角的变化规律一致, 在包角 180° 时, F_2 的分担比例达到最大值. 而 F_3 的分担比例变化规律与 F_2 相反, 在包角 180° 时达到最小值.



(a) $E/d=20$ MPa/m



(b) $E/d=100$ MPa/m



(c) $E/d=400$ MPa/m

图 5 Y 向不平衡水推力分担比例 P 随平面包角的变化关系

Fig. 5 The share proportion P for unbalanced hydraulic thrust in Y direction

由图 5 还可以看出, 随着垫层 E/d 的增大, F_1 、 F_2 和 F_3 分担比例随平面包角的变化趋于平缓, 在相同平面包角下, F_1 和 F_2 的分担比例逐渐减小, F_3 的分担比例逐渐增大. 平面包角 180° 下,

$E/d=20$ MPa/m 时, F_1 和 F_2 的分担比例分别为 59.7% 和 40.3%, 两者承担全部 Y 向不平衡水推力; 而 $E/d=400$ MPa/m 时, F_1 和 F_2 的分担比例降至 22.9% 和 2.9%, F_3 的分担比例达到 74.2%. 其原因在于, $E/d=20$ MPa/m 时 (垫层失效工况), 垫层范围内钢蜗壳与混凝土近乎脱空, 平面包角介于 $135^\circ\sim 270^\circ$ 时, 与座环相连的混凝土和压力钢管承担了大部分 Y 向不平衡水推力; 而随着垫层 E/d 的增大, 垫层的传力能力渐强, F_3 的分担比例逐步增大, F_1 和 F_2 的分担比例随之降低.

2.4 垫层 E/d 和平面包角对座环合剪力方向的影响

图 6 给出了垫层 $E/d=20$ 、100、200 MPa/m 情况下混凝土对座环的合剪力矢量随垫层平面包角的变化关系. 可见, 在不同垫层 E/d 下, 合剪力矢量的方向随着平面包角的增大沿顺时针方向 (水流方向) 转动. 但在相同平面包角下, 垫层 E/d 不同时, 合剪力的方向存在明显差异, 在平面包角超过 270° 后尤为明显. 平面包角为 270° 时, 对应 E/d 为 20 和 100 MPa/m 的合剪力偏向厂房上游侧, 而对应 E/d 为 200 MPa/m 的合剪力已偏向厂房下游侧; 平面包角为 315° 时, 对应 E/d 为 20 MPa/m 的合剪力仍偏向厂房上游侧, 而对应 E/d 为 100 和 200 MPa/m 的合剪力均偏向厂房下游侧. 综合图 3 和 5 的结果分析可知, 垫层 E/d

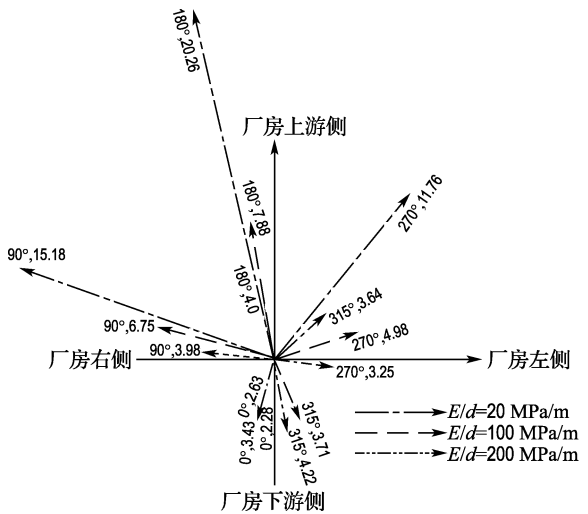


图 6 座环合剪力矢量随平面包角的变化关系 (单位: MN)

Fig. 6 The effect of flat wrap angle of cushion layer on resultant shear vector (unit: MN)

的改变,不仅改变了混凝土对座环各向剪力的数值和 F_2 承担的 Y 向不平衡水推力的比例,并且改变了混凝土对座环剪力的空间分布规律.

2.5 围岩的影响

图 7 给出了 4 种边界条件方案下(垫层 $E=1.0\text{ MPa}$, $d=5\text{ mm}$)混凝土对座环的各向剪力随垫层平面包角的变化规律. 可见,除包角为 225° 时,方案一的计算结果与其他 3 个方案略有差别外,其余包角下 4 个方案的计算结果非常相近.

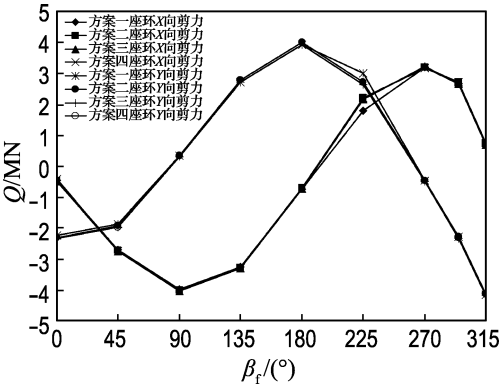


图 7 围岩约束对座环剪力的影响
Fig. 7 The effect of surrounding rock constraint conditions on shears of stay rings

图 8 给出不同围岩约束条件下, F_1 、 F_2 和 F_3 分担的 Y 向不平衡水推力比例随平面包角的变化规律. 可以看出,随着围岩约束的增强, F_3 的分担比例逐渐增大, F_1 的分担比例逐渐减小,而 F_2 的分担比例没有明显变化. 综合以上分析可知,蜗壳四周围岩的约束对座环剪力影响不大,因此前

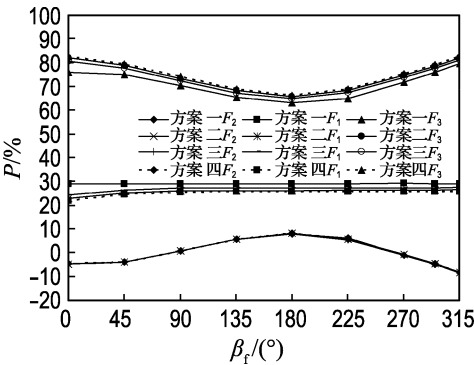


图 8 围岩约束对 Y 向不平衡水推力分担比例的影响

Fig. 8 The effect of surrounding rock constraint conditions on share proportion for unbalanced hydraulic thrust in Y direction

面得到的座环剪力随垫层平面包角和垫层 E/d 的变化规律对于围岩约束不同的地面厂房和地下厂房同样适用.

3 结 论

(1)垫层子午向的下末端由腰线向下延伸加剧了蜗壳结构刚度的不对称性,导致混凝土与座环间的剪力增大.

(2)除直埋方案外,在不同的垫层 E/d 下,混凝土对座环的 X 向和 Y 向剪力随平面包角的变化趋势是一致的. 平面包角为 90° 和 270° 时,各 X 向剪力曲线分别出现负向和正向峰值;包角为 180° 时,各 Y 向剪力曲线出现正向峰值. 不同垫层 E/d 下的合剪力随平面包角的变化规律存在差异,原因在于垫层 E/d 超过一定数值后, Y 向剪力在平面包角超过 270° 后发生变号.

(3)随着 E/d 的增大,座环与混凝土间的 X 向、Y 向和合剪力峰值迅速下降. 当垫层的 E/d 超过一定数值后,座环合剪力-垫层平面包角曲线趋于平缓,且峰值较小,座环剪力不再是垫层平面铺设范围设计的控制性因素.

(4)在相同平面包角下,随着垫层 E/d 的增大,外包混凝土分担的钢蜗壳 Y 向不平衡水推力的比例逐渐增大,而与座环相连的混凝土和压力钢管的承担比例逐渐减小.

(5)混凝土对座环合剪力矢量的方向随着垫层平面包角的增大沿顺时针方向(水流方向)转动. 在相同的平面包角下,垫层 E/d 的改变,不仅会改变混凝土对座环合剪力的数值,对合剪力的方向也影响较大.

(6)蜗壳四周围岩的约束对混凝土与座环间的剪力影响不大,本文计算得到的座环剪力随垫层平面包角和 E/d 的变化规律对于围岩约束不同的地面厂房和地下厂房同样适用.

参考文献:

[1] 姚栓喜,孙春华,王冬条. 关于水轮机蜗壳结构不平衡水推力初步研究[J]. 西北水电,2010(5):17-20.
YAO Shuan-xi, SUN Chun-hua, WANG Dong-tiao. A preliminary study of the unbalanced hydraulic thrust in the spiral case structure [J]. Northwest Water Power, 2010 (5): 17-20. (in Chinese)

[2] 张启灵. 水电站垫层蜗壳结构特性及厂房结构抗震研究[D]. 武汉:武汉大学, 2010.
ZHANG Qi-ling. Structural characteristics of spiral case with a membrane and earthquake-resistance of powerhouse in hydroelectric power plant [D]. Wuhan: Wuhan University, 2010. (in Chinese)

[3] 张启灵,伍鹤皋,李端有. 水电站蜗壳垫层平面铺设范围的确定原则[J]. 应用力学学报,2011, 28(2): 194-200.
ZHANG Qi-ling, WU He-gao, LI Duan-you. Principle of determining plane covering range of membrane for spiral case in hydropower station [J]. Chinese Journal of Applied Mechanics, 2011, 28(2): 194-200. (in Chinese)

[4] 刘 波,伍鹤皋,张启灵. 水轮机蜗壳不同埋设方式的座环受力特性研究[J]. 水力发电学报, 2011, 30(1):126-131.
LIU Bo, WU He-gao, ZHANG Qi-ling. Study on the mechanical characteristics of stay ring under different embedding of spiral case in concrete [J]. Journal of Hydroelectric Engineering, 2011, 30(1): 126-131. (in Chinese)

[5] 伍鹤皋,马善定,秦继章,等. 大型水电站蜗壳结构设计理论与工程实践[M]. 北京: 科学出版社, 2009: 307-318.
WU He-gao, MA Shan-ding, QIN Ji-zhang, et al. Design Theory and Engineering Practice for Spiral Case Structures of Large Hydropower Station [M]. Beijing: Science Press, 2009:307-318. (in Chinese)

[6] 付红霞,马震岳,董毓新. 水电站蜗壳垫层结构研究[J]. 水利学报, 2003(6): 85-88.
FU Hong-xia, MA Zhen-yue, DONG Yu-xin. Study on structure of cushion layer for spiral case in hydropower station [J]. Journal of Hydraulic Engineering, 2003(6):85-88. (in Chinese)

Analysis of shear property of stay rings for spiral case with cushion layer under unbalanced hydraulic thrust

ZHANG Hong-zhan^{*1}, YAO Shuan-xi², MA Zhen-yue¹, LI Xiao-jun³

- (1. Faculty of Infrastructure Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China;
2. Northwest Engineering Corporation, China Hydropower Engineering Consulting Group, Xi'an 710065, China;
3. Northeast Electric Power Design Institute, China Power Engineering Consulting Group, Changchun 130021, China)

Abstract: The stay rings of spiral case bear a considerable horizontal shear under unbalanced hydraulic thrust, and an excessive shear will endanger the stability and safety of the whole spiral case structure. A 3-D FE model for spiral case is established by taking into account the contact slippage between the steel liner and surrounding concrete and cushion layer. A detailed study on the effect of the radial wrap angle, the flat wrap angle, the ratio of deformation modulus to thickness of cushion layer and the constraint of surrounding rock on the shear property of stay rings is conducted. The experimental results indicate that the downward extension of the soft cushion layer radial wrap angle will increase the shear on stay rings. The alteration of flat wrap angle changes the rigidity distribution of structures surrounding steel spiral case, which has a remarkable influence on the shear of stay rings. The alteration of the ratio of deformation modulus to thickness of cushion layer changes the shear value between stay rings and concrete, the share proportion of transverse unbalanced hydraulic thrust by stay rings, and the spatial distribution of shear on stay rings. The constraints of surrounding rock have no influence on the shear of stay rings with other conditions unchanged.

Key words: spiral case; cushion layer; stay ring; shear; ratio of deformation modulus to thickness