

引用本文:张松柯,董志骞,王沙燚,等. 钢筋混凝土烟囱洞口受力性能参数分析[J]. 建筑科学与工程学报,2024,41(1):146-157.

ZHANG Songke, DONG Zhiqian, WANG Shayi, et al. Parameter analysis of mechanical performance of reinforced concrete chimney openings [J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2024, 41(1): 146-157.

DOI:10.19815/j.jace.2022.03121

钢筋混凝土烟囱洞口受力性能参数分析

张松柯¹,董志骞¹,王沙燚²,李 钢¹,刘春刚²,杨 眉²,余丁浩¹,霍林生¹

(1. 大连理工大学 海岸和近海工程国家重点实验室,辽宁 大连 116024;

2. 中国电力工程顾问集团东北电力设计院有限公司,吉林 长春 130021)

摘要:为探究影响洞口应力集中现象的最主要参数及洞口补强设计方法,首先开展了缩尺模型试验,分析了洞口周围应力状态,通过对比试验结果与数值模拟结果验证了分析方法的准确性;随后建立了49个不同参数的数值分析模型并开展静力弹塑性分析,分别研究了烟囱筒壁厚度、筒壁直径、开洞尺寸、开洞间距等参数对洞口周围应力状态的影响,确定了影响洞口应力集中现象的最主要参数,给出了开洞限值建议,提出了加密配筋设计方法。结果表明:烟囱开设单个洞口时,开洞横截面圆心角应小于 70° ,开设多个洞口时,总圆心角应小于 140° ,洞口间距不宜小于0.5倍洞口横向宽度;圆形洞口钢筋补强区域范围宜取4.5倍壁厚,矩形洞口宜取3.5倍壁厚,增加的补强钢筋宜取1.3倍非补强区配筋率;通过地震作用下动力反应分析验证了提出的洞口补强方法可有效减小洞口周围的应力集中程度,改善洞口所在区段的受力性能。

关键词:钢筋混凝土烟囱;参数分析;应力集中;缩尺模型

中图分类号:TU279

文献标志码:A

文章编号:1673-2049(2024)01-0146-12

Parameter analysis of mechanical performance of reinforced concrete chimney openings

ZHANG Songke¹, DONG Zhiqian¹, WANG Shayi², LI Gang¹, LIU Chungang²,

YANG Mei², YU Dinghao¹, HUO Linsheng¹

(1. State Key Laboratory of Coastal and Offshore Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024,

Liaoning, China; 2. Northeast Electric Power Design Institute Co., Ltd. of China Power Engineering

Consulting Group, Changchun 130021, Jilin, China)

Abstract: In order to explore the most important parameters that affect the stress concentration phenomenon at the opening and the design method for the reinforcement of the opening, a scaled model test was carried out firstly, and the stress state around the opening was analyzed. By comparing with the numerical simulation results, the accuracy of the analysis method was verified. Subsequently, 49 numerical analysis models with different parameters were established and static elastic-plastic analysis was conducted. The effects of chimney wall thickness, wall diameter, opening size, and opening spacing on the stress state around the opening were studied separately. The main parameters that affect the stress concentration phenomenon at the opening

收稿日期:2023-03-30

基金项目:辽宁省“兴辽英才计划”项目(XLYC1902043)

通信作者:董志骞(1989-),男,工学博士,副教授,E-mail:zqdong@dlut.edu.cn.

were determined, and suggestions for the opening limit value were given. A design method for dense reinforcement were proposed. The results show that when the chimney has only one opening, the center angle of the cross-section of the opening should be less than 70° . When there are multiple openings, the whole central angle of all openings should be less than 140° , and the spacing between the openings should not be less than 0.5 times the lateral width of the opening. The range of reinforcement area for circular openings should be 4.5 times the wall thickness, for rectangular openings should be 3.5 times the wall thickness, and for additional reinforcement bars, 1.3 times the reinforcement ratio for non reinforcement areas should be taken. The dynamic response analysis under earthquake action has verified that the proposed reinforcement method for the opening can effectively reduce the degree of stress concentration around the opening and improve the mechanical performance of the section where the opening is located.

Key words: reinforced concrete chimney; parameter analysis; stress concentration; scaled model

0 引言

烟囱属于典型的高耸结构,在重力荷载、风荷载及地震作用下受力情况复杂,其中风荷载与地震作用对烟囱设计起主要控制作用。为满足水平烟道接入烟囱、穿行输煤栈桥及管道、人员及施工车辆进出烟囱、采光通风开窗等功能要求,需要在烟囱筒壁上开设洞口,近年来还出现了矩形截面^[1]及矩形变截面^[2]的异形钢筋混凝土烟囱。然而开设洞口及截面突变会产生应力集中现象,特别是穿行烟道及输煤栈桥、施工开孔等大型洞口周围应力集中现象更加明显,这将削弱烟囱筒壁的截面承载力。例如,1999年土耳其 Kocaeli 地震中,某炼化厂一个底部开设矩形洞口的钢筋混凝土烟囱发生了倒塌,而该厂中其他无开洞烟囱仅有轻度开裂^[3]。Wilson^[4]对开洞及无开洞烟囱开展的拟静力试验研究表明,开洞烟囱的洞口周围混凝土开裂严重,开洞烟囱极限变形仅为无开洞烟囱的 1/4。出现上述现象是由于烟囱筒壁开洞,减小了计算截面面积,削弱了截面承载力,且在洞口周围产生了应力集中现象,导致筒壁局部应力骤增并率先产生破坏。为了研究开洞对烟囱结构受力性能的影响,学者开展了一系列研究。在开洞对烟囱的应力分布及承载力计算研究方面:朱世磊^[5]利用有限元方法,对不同高度烟囱的受力情况进行了数值模拟,分析了考虑与不考虑开洞对烟囱受力性能的影响,结果表明,当筒壁开设有洞口时,筒壁开洞区段在洞口周围出现应力集中现象,最大应力出现在洞口转角处,导致开洞区段成为整体结构的薄弱区段,因此在烟囱设计中应充分考虑洞口周围出现的应力集中现象;张小芳^[6]建立了钢筋混凝土烟囱局部有限元模型,对同一截面内开设两个洞口的烟囱内力进行了分析,结果表明,洞口尺寸

越大,对应烟囱局部模型的极限承载力越小;陈刚等^[7]提出了基于平截面假定的多孔烟囱截面配筋验算方法。在不同荷载作用下开洞烟囱的受力性能研究方面:王思莹^[8]开展了烟囱计算截面弯矩-曲率非线性分析,提出了适用于烟囱结构的地震易损性分析方法;周长东等^[9-13]对烟囱的易损性分析方法开展了系统研究,揭示了多维地震动下高耸烟囱的损伤机理;赵招卿^[14]对不同洞口标高及大小的烟囱开展了研究,通过对比各参数下洞口周围的等效应力,总结出了风荷载作用下烟囱受力性能的变化规律;孙一飞等^[15]开展了超高烟囱的风荷载试验研究,结果表明开洞烟囱内侧环向应力随风向角增加而增大。在烟囱洞口补强方法及开洞限值方面:朱留卫^[16]对洞口数量、大小不同时烟囱开洞截面的弯矩变化开展了研究,提出了洞口型钢补强方法;俞梦乔^[17]研究了开设两个洞口时应力集中区域交叠现象,得出了同截面开设两个洞口时的最优布置方案。

现有研究主要集中于开洞烟囱截面承载力计算方面,对于不同荷载形式、不同开洞形式下截面的受力性能分析已较为完善,但对各参数下应力集中范围的定量研究较少。本文首先开展缩尺模型静力试验,分析洞口周围应变变化;随后对烟囱筒壁厚度、洞口大小和间距开展参数分析,引入应力集中系数对各参数影响程度进行量化分析,确定影响洞口应力集中效应的关键参数;对圆形、矩形两种洞口形式的烟囱提出补强设计方法;最后通过对某实际工程中的烟囱模型进行动力分析,验证本文补强设计方法的有效性。

1 模型试验

1.1 试验概况

原型烟囱结构高 240 m,底部标高±0.00 m 处

开设一个施工洞口,尺寸为 8.7 m(宽度)×8 m(高度);标高 13.23 m 处开设一对贯通的烟道洞口,尺寸为 7.48 m×14.565 m,烟道洞口与施工洞口沿筒壁环向呈 90°布置。本文开展了烟囱缩尺模型静力试验,缩尺比为 1/80,弹性模量相似比 $S_E=1:15$,模型尺寸如表 1 所示,其中原型结构 1、2 区段筒壁外侧坡度为 0.03,3~7 区段高度为 160 m,坡度为 0,为便于制作安装,试验模型中将 3~7 区段长度均设为 400 mm。

表 1 模型尺寸

Table 1 Model size

区段序号	原型高度/m	模型长度/ mm	壁厚/ mm	外半径/mm	
				底部	顶部
7	205~240	400.0	6.25	125.000	125.000
6	165~205	400.0	6.25	125.000	125.000
5	126~165	400.0	6.25	125.000	125.000
4	99~126	400.0	6.25	125.000	125.000
3	80~99	400.0	6.25	125.000	125.000
2	33~80	587.5	7.50	142.625	125.000
1	0~33	412.5	8.75	155.000	142.625

有机玻璃广泛应用于烟囱及高层结构模型试验中^[18-21],能够有效模拟此类结构的受力状态,因此本文选用有机玻璃作为缩尺模型的主要材料,其弹性模量为 2 GPa,密度为 1 180 kg·m⁻³。为满足模型重力相似条件,在有机玻璃筒体外侧分段黏接铅配重环以增设附加质量,附加质量计算如式(1)所示,试验模型及开洞位置如图 1 所示。

$$M'_m = M_m - M'_m = M_p S_m - M'_m \quad (1)$$

式中: M_m 为模型总质量; M'_m 为有机模型烟囱质量; M'_m 为人工配重质量; M_p 为原型质量; S_m 为质量相似系数。

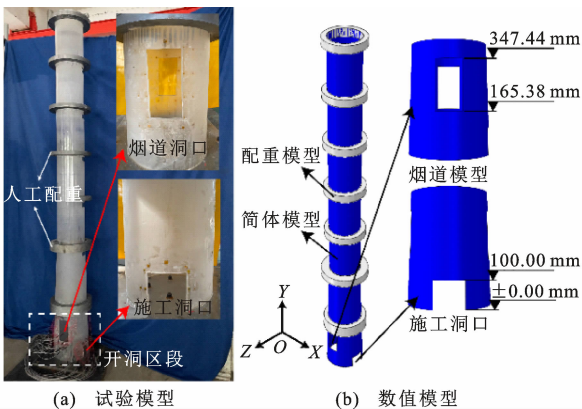


图 1 试验模型与数值模型

Fig. 1 Experimental and numerical models

采用 ABAQUS 软件对试验模型进行数值模

拟。有机玻璃筒壁采用分层壳单元^[22-23]分段建模,共分为 5 层,每层材料均为有机玻璃,筒体尺寸与试验模型相同;人工配重采用实体单元建模,按照试验模型中的安装位置将配重环绑定连接在筒壁上。为便于后文论述及试验结果与数值模拟对比,规定坐标系见图 1,其中 X 方向为沿施工洞口方向,Z 方向为沿烟道洞口方向。

1.2 试验结果与数值模型分析

试验由两阶段组成,第一阶段在试验模型顶部 X 方向施加一个脉冲荷载,分析结构在脉冲荷载下的加速度响应,计算其自振特性。试验模型与数值模型的前 3 阶自振频率吻合良好(图 2),最大相对误差仅为 10%(表 2)。

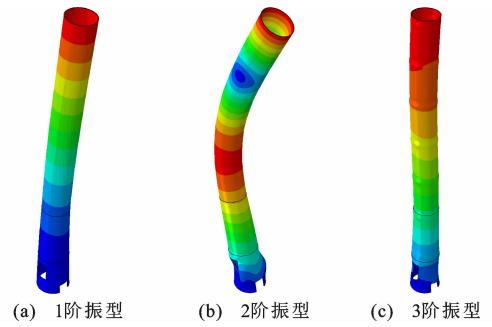


图 2 数值分析模型的前 3 阶振型

Fig. 2 The first three vibration modes of numerical analysis model

表 2 前 3 阶自振频率对比

Table 2 Comparison of the first three natural frequencies

振型	自振频率试验值/Hz	自振频率模拟值/Hz	相对误差/%
1 阶	2.44	2.57	5.33
2 阶	13.67	12.30	10.20
3 阶	34.18	34.54	1.05

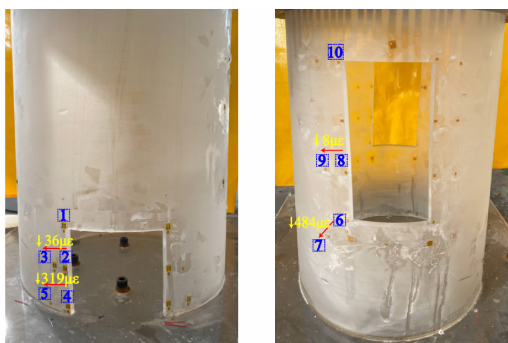
试验的第二阶段为水平加载阶段,分别在模型顶部施加 X 方向、Z 方向水平荷载,分析洞口周围应变变化情况。试验中,X 方向施加的水平荷载为 2 250 N,顶部 X 方向位移为 12 mm;Z 方向施加的水平荷载为 1 890 N,顶部 Z 方向位移为 10.8 mm,两方向的水平位移与高度之比均达到 1/250 左右,洞口应力集中现象明显,因此终止加载。根据试验中的顶部位移数据,分别对数值模型的 X 方向和 Z 方向施加相同顶部位移荷载。

试验模型与数值模型洞口应变见表 3。试验测量与数值模拟得到的应变平均相对误差为 11.1%,两洞口最大相对误差分别为 27.7%和 24.7%,最小相对误差为 3.9%和 0.7%,其中测点位置见图 3。分析出现误差的原因主要有以下两点:

表 3 洞口周围应变

Table 3 Strain around hole

测点位置	应变测量值/ 10^{-6}	应变模拟值/ 10^{-6}	相对误差/%
施工洞口 1	-1 035.53	-780.16	24.66
施工洞口 2	-541.52	-518.19	4.31
施工洞口 3	-505.86	-472.91	6.51
施工洞口 4	-850.58	-676.11	20.51
施工洞口 5	-531.79	-511.31	3.85
烟道洞口 6	-894.82	-780.67	12.76
烟道洞口 7	-411.15	-416.14	1.21
烟道洞口 8	192.19	175.73	8.56
烟道洞口 9	179.48	178.28	0.67
烟道洞口 10	187.33	135.36	27.74



(a) 施工洞口

(b) 烟道洞口

图 3 洞口处应变变化情况

Fig. 3 Strain change at opening

(1) 应力集中现象导致的测量误差。试验模型中,由于筒壁开洞,洞口顶部和底部标高处筒壁截面积发生突变(测点 1、4、6、10),产生应力集中现象,进而使小范围内应变变化巨大;数值模拟中,洞口转角附近单个单元的应变变化量可达 300×10^{-6} ,由于应变片测量数据与有限元模型中单元应变计算方式有所差别,导致洞口转角处测点出现较大误差。

(2) 加工精度导致的误差。有限元模型在洞口转角处为完全理想的直角,而试验模型的加工精度难以达到完全理想状态。排除上述原因后其他测点相对误差均在 10% 以内。

洞口处应变变化情况可以反映试验模型应力集中现象(图 3)。施工洞口底部边缘处(测点 4)到水平距离 30 mm 处(测点 5)环向压应变减小了 319×10^{-6} ;标高 5 mm 处相同距离内环向压应变减小了 36×10^{-6} (测点 2~测点 3);烟道洞口底部标高处的竖向拉应变在 50 mm 距离内(测点 6~测点 7)减小了 484×10^{-6} ;在标高 226.07 mm 处测点水平距离 30 mm 范围内,竖向拉应变减小了 8×10^{-6} 。因此,

可以推断洞口转角处应力集中现象明显。

2 计算参数分析

为进一步研究洞口周围应力集中现象,本文采用有限元方法,通过数值模拟对开洞烟囱进行参数分析。

2.1 数值模型及工况介绍

以图 4 为基准模型,通过改变筒壁厚度、洞口圆心角、洞口间距、洞口补强钢筋配筋率 4 个参数,设计了 4 组(共 49 个)分析模型,模型高度均为 240 m,直径从底部到顶部均匀变化,洞口底部标高均为 10 m,其他参数见表 4。每个模型沿 X 轴正向和负向分别进行一次加载,规定模型坐标系见图 4。对模型的 X 轴正向加载时,开洞一侧位于烟囱筒壁受压侧,对 X 轴负向加载时,开洞一侧位于受拉侧。参数分析模型采用与第 1.2 节中试验模拟相同的分层壳单元建模,将筒壁分为 5 层,其中保护层厚度取 30 mm^[24],钢筋层厚度按截面配筋率计算,外钢筋层配筋率为 1%,内钢筋层配筋率为 0.6%。选用 C30 混凝土及 HRB335 钢筋,混凝土本构关系采用 ABAQUS 中提供的混凝土塑性损伤模型^[25],钢筋本构关系采用理想弹塑性模型。



图 4 基准模型及坐标系规定

Fig. 4 Datum model and coordinate system regulations

为了研究洞口间距、洞口尺寸等因素对洞口应力集中现象的影响,开展了一系列参数分析。模型 1-1~1-9 通过改变两洞口间距研究开洞间距对应力集中现象的影响及最小距离限值;模型 2-1~2-32 通过改变洞口尺寸参数研究开设单个及多个洞口时应力集中范围的变化及洞口圆心角限值;模型 3-1~3-6 通过改变筒壁厚度研究筒壁厚度和洞口尺寸对应力集中现象的影响;模型 4-1 和 4-2 通过改变补强钢筋的配筋率确定洞口补强所需最佳配筋率。

本文基于基准模型进行的试算结果,以顶点位移比 1/300 作为加载幅值。此时,结构已进入非线性,洞口周围裂缝开始发展,基于此位移幅值下的烟

表4 参数分析模型详细尺寸

Table 4 Detailed dimensions of parameter analysis model

序号	直径/m	洞口尺寸	开洞形式
1-1	18	$D=6\text{ m}$	水平双圆孔($T=500\text{ mm}$)
1-2	18	$D=8\text{ m}$	水平双圆孔($T=500\text{ mm}$)
1-3	18	$D=10\text{ m}$	水平双圆孔($T=500\text{ mm}$)
1-4	18	$D=6\text{ m}$	竖向双圆孔($T=500\text{ mm}$)
1-5	18	$D=8\text{ m}$	竖向双圆孔($T=500\text{ mm}$)
1-6	20	$6\text{ m}\times 12\text{ m}$	水平双矩形孔($T=500\text{ mm}$)
1-7	20	$6.4\text{ m}\times 18\text{ m}$	水平双矩形孔($T=500\text{ mm}$)
1-8	20	$6\text{ m}\times 12\text{ m}$	竖向双矩形孔($T=500\text{ mm}$)
1-9	20	$6.4\text{ m}\times 18\text{ m}$	竖向双矩形孔($T=500\text{ mm}$)
2-1	20	$D=6\text{ m}$	单圆孔(洞口圆心角 35°)
2-2	20	$D=8\text{ m}$	单圆孔(洞口圆心角 45°)
2-3	20	$D=10\text{ m}$	单圆孔(洞口圆心角 55°)
2-4	20	$D=11.5\text{ m}$	单圆孔(洞口圆心角 65°)
2-5	20	$D=12.5\text{ m}$	单圆孔(洞口圆心角 70°)
2-6	20	$D=13\text{ m}$	单圆孔(洞口圆心角 75°)
2-7	20	$D=14\text{ m}$	单圆孔(洞口圆心角 80°)
2-8	20	$D=9\text{ m}$	贯通双圆孔(洞口圆心角 100°)
2-9	20	$D=10\text{ m}$	贯通双圆孔(洞口圆心角 120°)
2-10	20	$D=11.5\text{ m}$	贯通双圆孔(洞口圆心角 130°)
2-11	20	$D=12.5\text{ m}$	贯通双圆孔(洞口圆心角 140°)
2-12	20	$D=13\text{ m}$	贯通双圆孔(洞口圆心角 150°)
2-13	20	$D=14\text{ m}$	贯通双圆孔(洞口圆心角 160°)
2-14	20	$D=6.2\text{ m}$	贯通双孔与另一单孔垂直
2-15	20	$D=4.7\text{ m}$	贯通双孔平行于另一对双孔
2-16	20	$D=4.7\text{ m}$	贯通双孔垂直于另一对双孔
2-17	20	$6.4\text{ m}\times 18\text{ m}$	单矩形孔(洞口圆心角 35°)
2-18	20	$9\text{ m}\times 18\text{ m}$	单矩形孔(洞口圆心角 50°)
2-19	20	$10.5\text{ m}\times 18\text{ m}$	单矩形孔(洞口圆心角 60°)
2-20	20	$11.5\text{ m}\times 18\text{ m}$	单矩形孔(洞口圆心角 65°)
2-21	20	$12\text{ m}\times 18\text{ m}$	单矩形孔(洞口圆心角 70°)
2-22	20	$13\text{ m}\times 18\text{ m}$	单矩形孔(洞口圆心角 75°)
2-23	20	$14\text{ m}\times 18\text{ m}$	单矩形孔(洞口圆心角 80°)
2-24	20	$9\text{ m}\times 18\text{ m}$	贯通双矩形孔(洞口圆心角 100°)
2-25	20	$10.5\text{ m}\times 18\text{ m}$	贯通双矩形孔(洞口圆心角 120°)
2-26	20	$11.5\text{ m}\times 18\text{ m}$	贯通双矩形孔(洞口圆心角 130°)
2-27	20	$12.5\text{ m}\times 18\text{ m}$	贯通双矩形孔(洞口圆心角 140°)
2-28	20	$13\text{ m}\times 18\text{ m}$	贯通双矩形孔(洞口圆心角 150°)
2-29	20	$14\text{ m}\times 18\text{ m}$	贯通双矩形孔(洞口圆心角 160°)
2-30	20	$6.2\text{ m}\times 12\text{ m}$	贯通双孔且与另一单孔垂直
2-31	20	$4.7\text{ m}\times 12\text{ m}$	贯通双孔平行于另一对双孔
2-32	20	$4.7\text{ m}\times 12\text{ m}$	贯通双孔垂直于另一对双孔
3-1	18	$D=8\text{ m}$	单圆孔($T=600\text{ mm}$)
3-2	18	$D=8\text{ m}$	单圆孔($T=500\text{ mm}$)
3-3	18	$D=8\text{ m}$	单圆孔($T=400\text{ mm}$)
3-4	18	$6\text{ m}\times 12\text{ m}$	单矩形孔($T=600\text{ mm}$)
3-5	18	$6\text{ m}\times 12\text{ m}$	单矩形孔($T=500\text{ mm}$)
3-6	18	$6\text{ m}\times 12\text{ m}$	单矩形孔($T=400\text{ mm}$)
4-1	18	$D=8\text{ m}$	单圆孔($T=600\text{ mm}$)
4-2	20	$6\text{ m}\times 12\text{ m}$	单矩形孔($T=600\text{ mm}$)

注: D 为洞口直径; T 为筒壁厚度。

囱受力状态,对洞口周围的应力分布规律及洞口补强方法进行研究。

2.2 洞口应力集中区划分

对洞口周围筒壁核心混凝土的内力状态进行分析,可以获得应力集中区域的大致范围。当开洞处位于受拉侧时,洞口左右两侧混凝土的应力集中现象明显,且主应力方向为筒壁纵向[图5(a)、(b)];当开洞处位于筒壁受压侧时,洞口上下两端的筒壁向平面外弯曲变形,出现水平拉应力[图5(b)、(c)]。

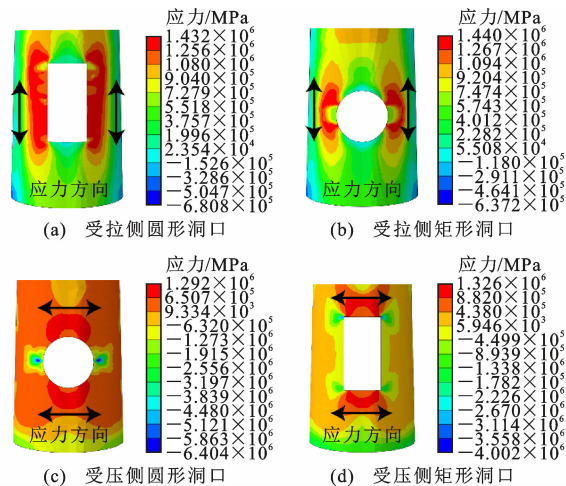


图5 核心混凝土层应力云图

Fig. 5 Core concrete layer stress cloud map

既有研究中,针对受均布压力的有孔洞平板的应力集中问题,定义了应力集中因子 K_q ,即

$$K_q = \frac{\sigma_{q,\max}}{q} \quad (2)$$

式中: $\sigma_{q,\max}$ 为平板的孔洞周边某一截面的最大应力; q 为平板所受均布荷载。

本文参考式(2)对于应力集中因子的定义,引入应力集中系数 K_n ,以便于量化分析应力集中现象。应力集中系数的物理意义为:开洞烟囱洞口周围的应力与无开洞烟囱相同位置应力的比值。因此烟囱洞口周围应力集中系数定义为

$$K_n = \frac{\sigma_{H,n}}{\sigma_{N,\max}} \quad (3)$$

式中: $\sigma_{H,n}$ 为开洞烟囱计算截面中某一点的拉应力值; $\sigma_{N,\max}$ 为相应无开洞烟囱中相同计算点的应力值。

当洞口位于受压侧时,从洞口边缘开始,沿筒壁纵向[图6(a)]取各单元节点应力为 $\sigma_{H,n}$,在无开洞且同尺寸烟囱对应开口位置处取 $\sigma_{N,\max}$;洞口位于受拉侧时,计算点在洞口左右选取,路径如图6(b)所示。

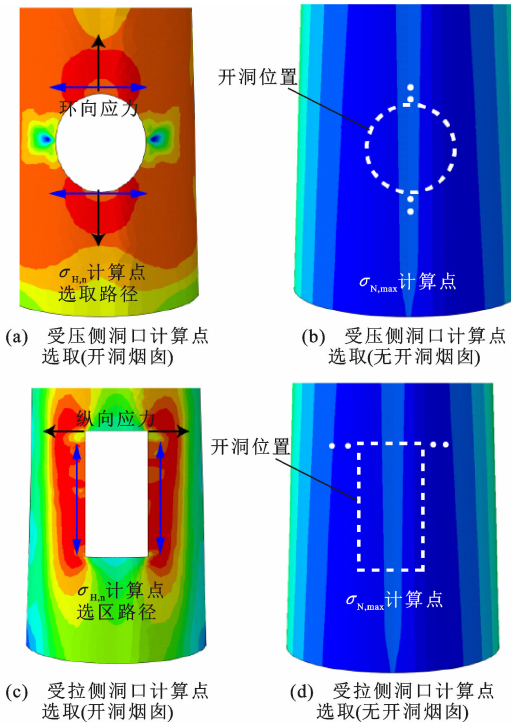


图 6 应力集中系数计算方法示意图

Fig. 6 Schematic diagram of stress concentration factor calculation method

计算表 4 各组模型的应力集中系数 K_n , 结合计算结果归纳出应力集中区的划分如下: 洞口位于受拉侧时, 圆形洞口左右两侧 $K_n \geq 1.5$ 和矩形洞口左右两侧 $K_n \geq 1.3$ 的范围内, 应力集中现象明显; 洞口位于受压侧时, 上下两端 $K_n \leq -0.5$ 的范围内, 应力集中系数 K_n 为负值, 表示未开洞筒壁的受压区在开洞后变为受拉区, 应力集中现象明显。本文以上述系数值作为应力集中区划分依据, 当某一参数的 K_n 计算结果不具有规律性时, 可进一步集合洞口周围塑性应变情况, 分析应力集中现象。

2.3 开洞尺寸限值分析

为避免开洞尺寸过大, 影响结构开洞区段受力性能, 对开洞尺寸限值开展参数分析, 本节研究了开设单个洞口时的圆心角限值和开设贯通双洞口时的圆心角限值, 进一步通过开设三洞口及四洞口的模型验证给出多洞口圆心角限值的建议。分析相邻两洞口间筒壁的塑性应变, 得出相邻开洞的最小间距限值建议。

2.3.1 单个圆形洞口时开洞尺寸限值

通过改变洞口对应圆心角的大小, 计算应力集中系数 K_n , 研究开设单个洞口时的圆心角限值, 各计算点的 K_n 与距洞口边缘距离关系如图 7 所示, 其中应力集中曲线与参考值交点对应的横坐标表示

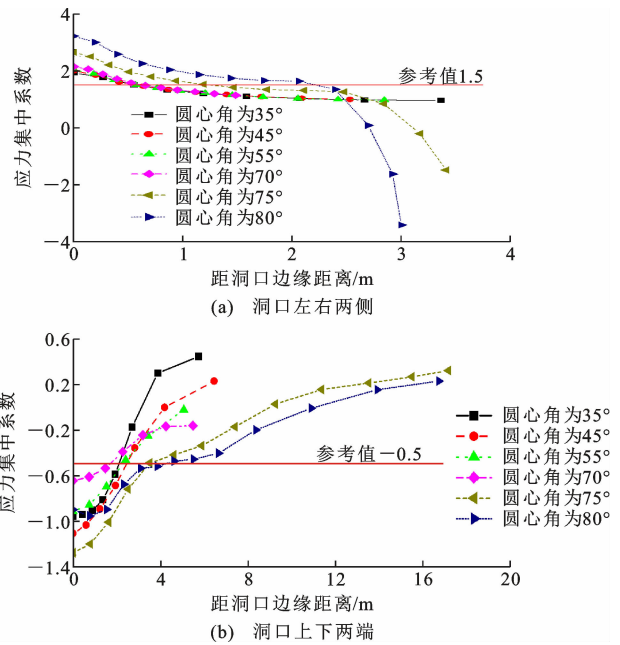


图 7 圆形单个洞口应力集中系数

Fig. 7 Stress concentration factor of single circular opening 应力集中范围。洞口周围的应力集中系数随着洞口圆心角的增加而增大, 圆心角大于 70° 时, 洞口边缘应力集中区范围显著增大。当圆心角小于 70° 时, 左右两侧应力集中区在 $0.6 \sim 1.2$ m 范围内, 上下两端应力集中区在 2 m 范围内; 当圆心角大于 70° 时, 左右两侧应力集中区骤然增大至 $2 \sim 2.5$ m 范围, 圆心角为 75° 时上下两端应力集中区范围已达到 4 m 左右。

当受压侧洞口的圆心角为 70° 时, 洞口上部边缘结点应力 σ 与结构顶点位移比 d 的关系曲线如图 8 所示。水平荷载加载开始前, 在筒壁自重荷载下洞口上下两端已出现部分拉应力集中现象, 随着烟囱顶点位移比的逐渐增大, 洞口上下两端环向应力增加, 且应力集中范围逐渐沿纵向扩展, 顶点位移比达到 $1/500$ 时进入屈服阶段, 顶点位移比达到 $1/300$ 时, 洞口上下应力集中区明显扩大, 此时应力集中区内的混凝土大范围损伤破坏。综上, 本文建议开设单个洞口时, 圆心角以不超过 70° 为宜。

2.3.2 多洞口时开洞尺寸限值

开设多个洞口时, 布置形式包括贯通双洞口、贯通双洞口且与另一洞口垂直、两对贯通且垂直洞口、两对贯通且平行洞口(图 9)。

当开设贯通双洞口时, 两洞口圆心角之和为 $100^\circ \sim 160^\circ$, 分析开设矩形洞口及圆形洞口时的应力集中现象。矩形洞口周围应力集中系数 K_n 与距洞口边缘距离的关系如图 10 所示。由图 10(a) 可

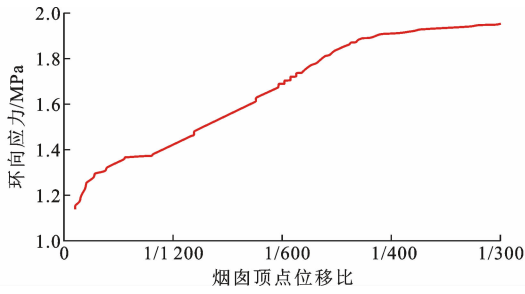
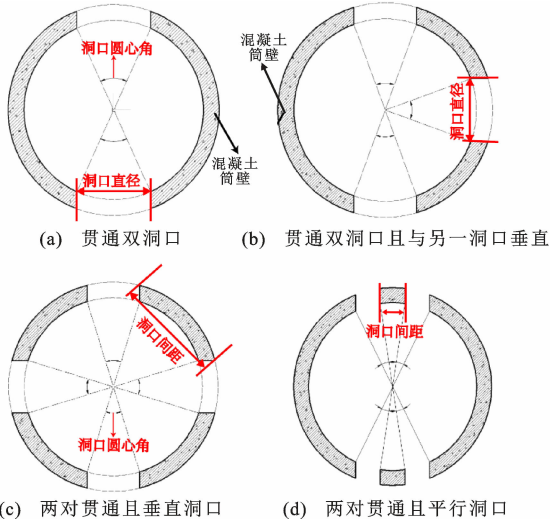
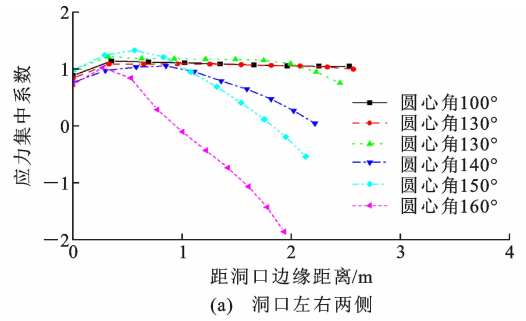
图 8 洞口顶部标高结点 σ - d 曲线Fig. 8 σ - d curve of elevation node at top of opening

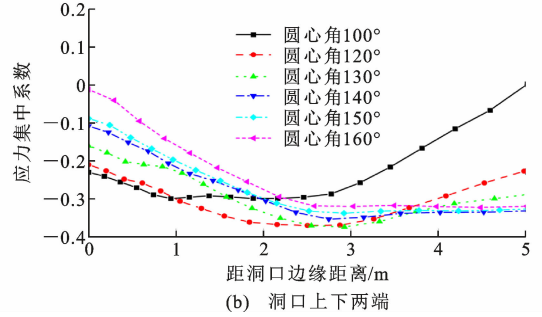
图 9 多洞口对应圆心角示意图

Fig. 9 Schematic diagram of central angle corresponding multi-opening

知:洞口左右两侧应力集中系数相近,洞口圆心角为 100° 、 120° 、 130° 时,应力集中系数不随距离增加而变化;当洞口圆心角增大至 140° 以上时,随着距离增大,应力集中系数急剧变化,且洞口边缘短距离内由纵向拉应力变为压应力,此时筒壁截面剪应力较大,易在此处发生脆性破坏。由图 10(b)可知:洞口上下两端拉应力先增大后减小,洞口圆心角为 100° 、 120° 、 130° 时,随着与洞口边缘距离的增大,应力集中系数逐渐趋向于 0,即受压侧洞口上下两端环向拉应力减小至 0;然而当洞口对应圆心角继续增大至 140° 以上时,应力集中系数在距离洞口边缘 $3\sim 5$ m 范围内稳定在 -0.35 左右,即在此范围内应力集中程度并无减小趋势。当洞口圆心角为 140° 时[图 10(b)],洞口转角处的环向拉应力远大于其他位置,应力集中现象明显。因此,当筒壁截面开设有 2 个洞口时,洞口对应总圆心角不宜大于 140° ,对截面开设三洞口及四洞口模型的塑性应变进行分析可验证上述结论。取各洞口所对圆心角之和均为 140° ,三洞口时受压侧最大塑性应变为 9.36×10^{-3} ,



(a) 洞口左右两侧



(b) 洞口上下两端

图 10 贯通双矩形洞口应力集中系数

Fig. 10 Stress concentration factor for through double rectangular openings

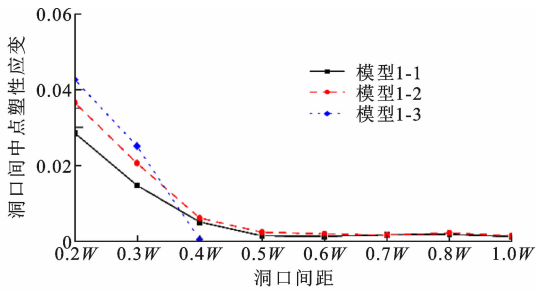
受拉侧最大塑性应变为 6.52×10^{-4} ,塑性应变值较小,可忽略不计。

综上所述,当筒壁开设单个洞口时,洞口圆心角不宜大于 70° ,开设 2 个及以上洞口时圆心角不宜大于 140° 。

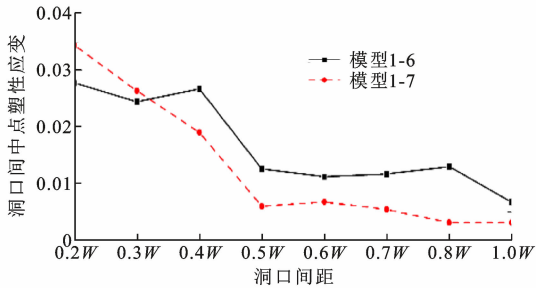
2.3.3 洞口间最小距离限值

当两洞口间距离较近时,会产生应力集中区域的交叠现象,交叠区应力值显著增大,因此有必要确定相邻洞口间的最小距离(以 a 表示)限值。两洞口沿烟囱表面取初始间距为 $0.2W$ (W 为洞口水平宽度),之后按 $0.1W$ 的增量逐渐增大间距,至洞口周围应力集中区不再交叠或仅有极少部分交叠为止,当开洞形状为圆形时 W 取洞口直径,为矩形时取洞口宽度。由于两洞口间应力集中区域交叠,受力情况复杂,应力集中系数不能准确反映应力集中交叠情况;根据洞口间筒壁塑性应变能够简明直观地分析应力集中交叠现象,因此利用洞口间中点处塑性应变值及云图(图 11),确定相邻洞口间距离限值。

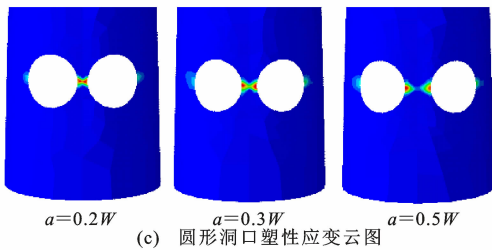
对于圆形洞口,当其水平布置[图 11(a)]且洞口间距 $a < 0.4W$ 时,两洞口间中点塑性应变逐渐减小, $a > 0.4W$ 后趋于平稳,模型 1-3 中洞口间距为 $0.4W$ 时中点塑性应变已接近于 0。由塑性应变云图可以看出,在 $a = 0.5W$ 时,洞口间应力集中区已不再交叠。对于矩形洞口,当其水平布置[图 11(b)]且 $a < 0.5W$ 时,中点塑性应变逐渐下降,应力



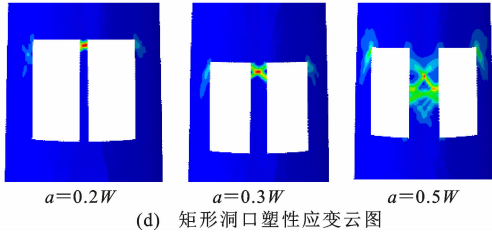
(a) 圆形洞口水平间距影响



(b) 矩形洞口水平间距影响



(c) 圆形洞口塑性应变云图



(d) 矩形洞口塑性应变云图

图 11 洞口间中点处塑性应变及云图

Fig. 11 Plastic strain and cloud map at the midpoint between holes

集中区域位于洞口上边缘处;当 $a > 0.5W$ 时,中点塑性应变不再随距离增大而减小,洞口间中点应力集中交叠区域呈“X”形且逐渐向洞口中间位置移动; $a > 0.7W$ 后交叠区域变为上下双“X”形;尽管在 $a > 0.5W$ 后,从云图中可以看出洞口间应力集中区仍有交大范围交叠,但其塑性应变值已很小,因此交叠影响可忽略不计。

当洞口垂直布置时,圆形洞口 $a > 0.5W$ 后洞口应力集中区域几乎无交叠;对于矩形洞口,塑性应变最大值出现在上方洞口的上端边缘位置(图 12),当 $a > 0.5W$ 后,两洞口间应力集中区域仍有交叠,且随着间距增大洞口间应力集中区向左右两侧转移,但塑性应变值已较小,洞口之间应力集中区交叠影

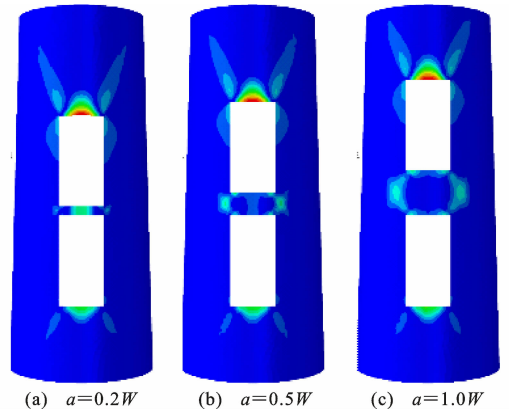


图 12 塑性应变随竖向间距变化情况

Fig. 12 Variation of plastic strain with vertical distance

响可忽略。综上所述,筒壁开设洞口间距离 a 应满足 $a \geq 0.5W$ 。

2.4 洞口补强设计分析

影响洞口应力集中的参数有烟囱壁厚和洞口尺寸,各参数对应力集中的影响程度均不相同,需确定影响洞口应力集中区域的最主要参数。

为使工业烟气充分脱硫脱硝,以及排放后能被大气充分稀释,钢筋混凝土烟囱的高度通常超过百米,且在筒壁底部开洞区段有一定的坡度。本文烟囱模型高度均为 240 m,底部直径均大于 20 m,筒壁自重荷载巨大,而筒壁厚度的改变相较于洞口尺寸对自重荷载的影响更为显著。筒壁厚度 T 与应力集中范围 S 的关系如表 5 所示,根据表 5 计算结果进行分析归纳,得到建议补强区范围,其中圆形洞口取 $S = 4.5T$,矩形洞口取 $S = 3.5T$,以此作为配置补强钢筋的区域(图 13)。

表 5 壁厚 T 与应力集中范围 S 的关系

Table 5 Relationship between wall thickness T and stress concentration range S

洞壁厚度 T /mm		400	500	600
圆形洞口左右	S/m	1.391	1.097	0.973
	S/T	3.48	2.19	1.62
圆形洞口上下	S/m	1.889	2.221	2.497
	S/T	4.72	4.44	4.16
矩形洞口左右	S/m	1.449	1.161	1.104
	S/T	3.62	2.32	0.92
矩形洞口上下	S/m	1.421	1.732	1.934
	S/T	3.55	3.46	3.22

确定洞口钢筋补强的区域后,分析该区域内的最佳配筋率,计算参数见表 4 中模型组 4,其中各模型增加的配筋率 ρ_R 分别为 0.5 ρ 、0.7 ρ 、0.9 ρ 、1.1 ρ 、1.3 ρ 、1.5 ρ (ρ 为洞口截断处的原配筋率),计算出不

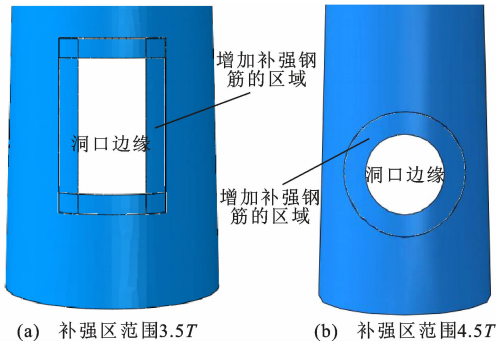


图 13 增加补强钢筋区域示意图

Fig. 13 Schematic diagram of adding reinforcement bar area

同配筋率模型的应力集中范围,结果见图 14。

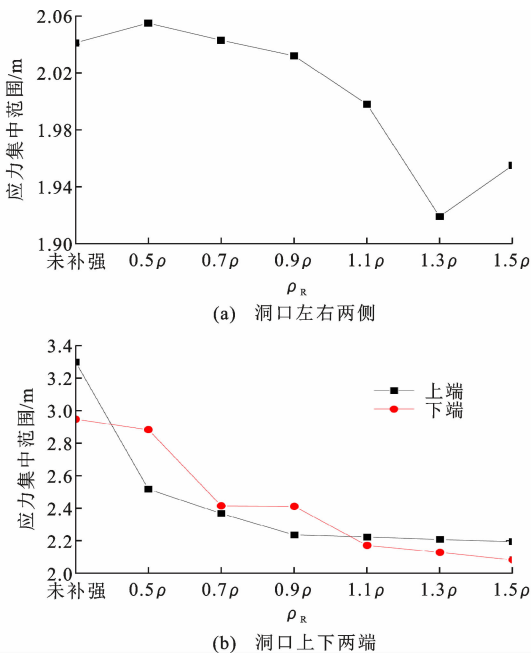


图 14 圆形洞口应力集中范围随配筋率变化情况

Fig. 14 Variation of stress concentration range of circular opening with reinforcement ratio

当开设圆形洞口且 $\rho_R < 1.1\rho$ 时,上下两端应力集中范围随 ρ_R 增大呈现减小趋势,而当 $\rho_R \geq 1.1\rho$ 时,提升配筋率无法进一步有效减少应力集中范围;左右两侧应力集中范围变化情况与上下两端不同,当 $\rho_R < 1.3\rho$ 时,应力集中范围先升高后随之快速下降,当 $\rho_R \geq 1.3\rho$ 时,应力集中范围变化趋势不再稳定,甚至呈现增大的趋势,此时取 $\rho_R = 1.3\rho$ 为洞口左右两侧补强钢筋的配筋率临界值。

当开设矩形洞口时,应力集中系数 K_n 无明显规律,进一步选取洞口边缘处作为研究位置,分析各 ρ_R 下洞口塑性应变变化情况,见图 15。当 $\rho_R < 1.1\rho$ 时,与未补强工况相比,洞口左右两侧塑性应变随着

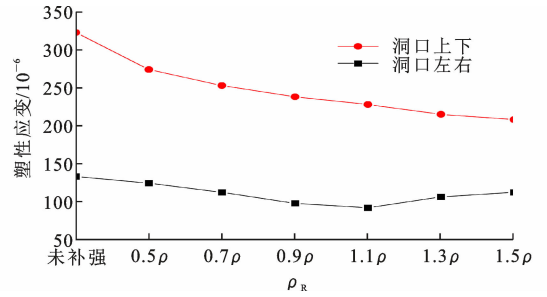


图 15 矩形洞口塑性应变-配筋率曲线

Fig. 15 Plastic strain-reinforcement ratio curve of rectangular opening

补强钢筋配筋率的增大而减小,而 $\rho_R \geq 1.1\rho$ 后,塑性应变不再减小;洞口上下两端随 ρ_R 增大塑性应变逐渐减小, $\rho_R \geq 1.1\rho$ 后,曲线趋于平缓,表明此时增加 ρ_R 已不能减小洞口应力集中。因此,开设矩形洞口时,补强钢筋的配筋率取 $\rho_R = 1.1\rho$ 为宜。

综上所述,补强钢筋配筋率的临界值分别为:洞口左右两侧 $\rho_R = 1.3\rho$,上下两端 $\rho_R = 1.1\rho$,为便于工程设计应用,在进行洞口补强设计时,建议取 $\rho_R = 1.3\rho$ 。

3 烟囱洞口补强效果分析验证

为验证按本文建议的洞口补强范围,以及增加筒壁配筋对洞口的加固效果,本节以绥中发电厂二期工程中的混凝土高烟囱为参照,进行动力分析。该烟囱外筒为钢筋混凝土结构,高 240 m,底部直径 24.8 m,顶部直径 20 m,地震设防烈度为 6 度;根据烟囱壁厚不同,可分为 6 段,其中底部 80 m 范围内坡度为 0.03,±0.00 m 标高位置开设 8 m(宽度)×8.7 m(高度)施工洞口,13.23 m 标高位置开设 7.48 m(宽度)×14.56 m(高度)贯通烟道洞口。烟囱筒壁的原外侧配筋率 $\rho_{out} = 2\%$,内侧配筋率 $\rho_{in} = 1.2\%$,底部筒壁厚度 $T = 700$ mm。算例中沿 X 方向及 Z 方向输入 El Centro 地震记录,并将地震峰值加速度调幅为 7 度罕遇地震强度 0.22g(g 为重力加速度),分析罕遇地震下烟囱洞口周围补强前后的内力状态。按照第 2.4 节中的结论,取补强区范围为 3.5T,即洞口边缘外延 2.45 m 区域,补强钢筋配筋率为 1.3 倍原配筋率。

烟囱筒壁核心混凝土破坏始于底部洞口转角位置,底部区段混凝土产生较大塑性应变,高度超过 40 m 后,筒壁核心混凝土不再产生塑性变形(图 16);各区段连接处应力由于截面尺寸改变而产生突变;顶点位移最大值分别为 0.37 m(未补强)和 0.36

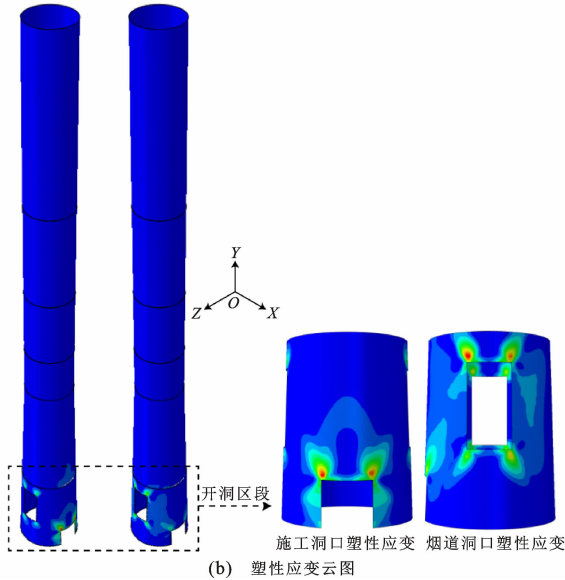
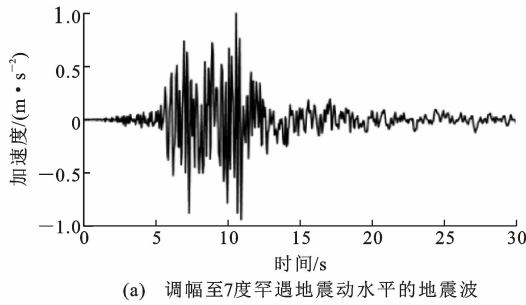


图 16 核心混凝土塑性应变

Fig. 16 Plastic strain of core concrete

m(补强),顶点位移比约为 1/600。由于烟囱洞口尺寸相对于结构整体尺寸较小,本例中局部补强对结构整体变形能力影响较小,但对洞口补强可避免洞口周围筒壁过早破坏。当对 X 方向进行加载时,施工洞口塑性应变最大,且在洞口顶端呈交叉形式分布,Z 方向加载烟道洞口塑性应变最大,且在上下两端呈斜向分布,据此可知,除应满足前述补强配筋率要求,还应在洞口转角处设置斜向构造钢筋。

取核心混凝土层的塑性应变进行进一步分析,得到塑性应变与距洞口边缘距离的关系见图 17。在 7 度罕遇地震作用下,施工洞口在原配筋率下的最大塑性应变为 1.76×10^{-4} ,距洞口边缘 3.5 m 位置的塑性应变减小为 1.15×10^{-4} 。在增加补强钢筋后,洞口转角处最大塑性应变为 1.56×10^{-4} ,较原配筋率洞口减小 11.4%,在 2.5 m 处塑性应变减小至 1.0×10^{-4} 以下,塑性应变值已经极小,可以忽略不计。烟道洞口在原配筋率下的塑性应变最大值为 1.32×10^{-4} ,补强配筋后塑性应变最大值减小为 1.24×10^{-4} ,减小 5.8%;补强后洞口边缘 2 m 左右范围内塑性应变减小至 1.0×10^{-4} 以下。

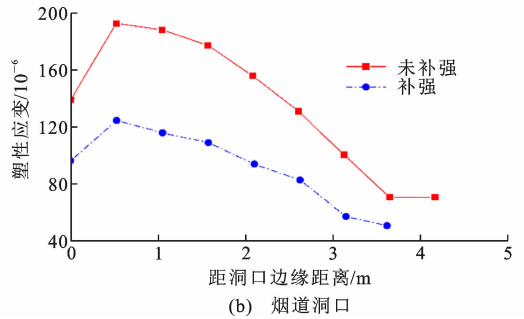
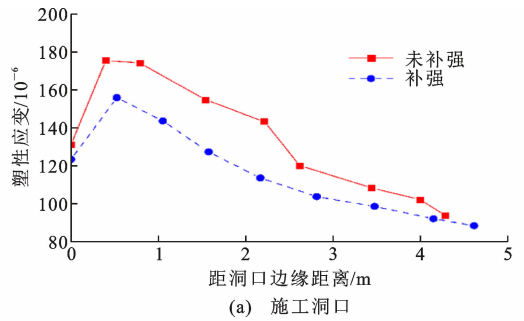


图 17 核心混凝土塑性应变-距洞口边缘距离曲线
Fig. 17 Curves of plastic strain of core concrete and distance from edge of opening

取外钢筋层主应力进行分析,在原配筋率下,当地震动沿 X 方向输入时,主应力最大值为 75.7 MPa,出现在施工洞口正上方与烟道洞口转角处;当地震动沿 Z 方向输入时,主应力最大值为 100.5 MPa,出现在烟道洞口正上方位置,应力集中现象在洞口转角处与主震方向开洞正上方的位置更为明显。配置补强钢筋后,X 方向输入及 Z 方向输入下洞口周围主应力最大值为 60.9 MPa 和 95.3 MPa,分别减小了 19.6% 和 5.2%。

由上述计算结果发现,对结构配筋进行补强后施工洞口核心混凝土塑性应变降低约 15%,外侧钢筋层应力减小约 20%,而烟道洞口核心混凝土塑性应变及外侧钢筋层应力减小约 5%。验证了本文对洞口配置补强钢筋的有效性。

4 结 语

(1)当开设单个洞口时,洞口对应圆心角不宜大于 70° ,当开设多个洞口时,洞口对应总圆心角不宜大于 140° 。相邻洞口间最小距离应满足 $a \geq 0.5W$,其中当洞口形状为圆形时,W 为洞口直径,矩形洞口时 W 为洞口宽度,且矩形高度 H 对应力集中交叠现象影响不明显。

(2)烟囱筒壁厚度 T 是影响洞口应力集中区大小的关键参数,开洞尺寸对钢筋补强区域大小的影响较小。建议圆形洞口钢筋补强区域取 $S = 4.5T$,

矩形洞口取 $S=3.5T$, 在对应力集中区进行补强设计时, 增加的钢筋配筋率应为洞口原配筋率的 1.3 倍。

参考文献:

References:

- [1] 吴若阳. 异型钢筋混凝土烟囱抗震弹塑性分析及结构性能研究[D]. 南京: 东南大学, 2014.
WU Ruoyang. Elastic-plastic seismic response analysis and performance study on the special-shaped reinforced concrete chimney[D]. Nanjing: Southeast University, 2014.
- [2] 朱峰岐, 刘焕芹. 异形烟囱结构抗震性能研究[J]. 建筑结构, 2017, 47(15): 31-35.
ZHU Fengqi, LIU Huanqin. Seismic performance research of special-shaped chimney structure[J]. Building Structure, 2017, 47(15): 31-35.
- [3] HUANG W, GOULD P L, MARTINEZ R, et al. Non-linear analysis of a collapsed reinforced concrete chimney[J]. Earthquake Engineering & Structural Dynamics, 2004, 33(4): 485-498.
- [4] WILSON J L. The cyclic behaviour of reinforced concrete chimney sections with and without openings[J]. Advances in Structural Engineering, 2009, 12(3): 411-420.
- [5] 朱世磊. 考虑筒壁开洞后烟囱抗震性能分析[D]. 西安: 西安建筑科技大学, 2010.
ZHU Shilei. The seismic behavior of chimney after considering the chimney intake[D]. Xi'an: Xi'an University of Architecture and Technology, 2010.
- [6] 张小芳. 开洞参数对钢筋混凝土烟囱整体和局部受力性能影响研究[D]. 北京: 北京交通大学, 2013.
ZHANG Xiaofang. Research on influence of opening parameters on integral and partial mechanical behavior of reinforced concrete chimneys[D]. Beijing: Beijing Jiaotong University, 2013.
- [7] 陈刚, 李飞舟. 基于平截面假定的多开孔烟囱截面配筋验算方法[J]. 武汉大学学报(工学版), 2012, 45(增1): 202-205.
CHEN Gang, LI Feizhou. Checking method of multi-hole chimney reinforcement section based on plane section assumption[J]. Engineering Journal of Wuhan University, 2012, 45(S1): 202-205.
- [8] 王思莹. 钢筋混凝土烟囱设计计算方法的改进研究和地震倒塌分析[D]. 大连: 大连理工大学, 2017.
WANG Siying. Research on the design and calculation method of reinforced concrete chimney and the seismic collapse analysis[D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2017.
- [9] 周长东, 曾绪朗, 陈静, 等. 高耸钢筋混凝土烟囱抗地震倒塌能力分析[J]. 工程力学, 2016, 33(5): 57-65.
ZHOU Changdong, ZENG Xulang, CHEN Jing, et al. Seismic collapse resistance analysis of tall reinforced concrete chimney[J]. Engineering Mechanics, 2016, 33(5): 57-65.
- [10] 周长东, 曾绪朗, 赵锋, 等. 高耸钢筋混凝土烟囱结构地震易损性分析[J]. 地震工程与工程振动, 2016, 36(2): 173-181.
ZHOU Changdong, ZENG Xulang, ZHAO Feng, et al. Seismic fragility analysis for high-rise reinforced concrete chimney[J]. Earthquake Engineering and Engineering Dynamics, 2016, 36(2): 173-181.
- [11] 周长东, 田苗旺, 张许, 等. 考虑多维地震作用的高耸钢筋混凝土烟囱结构易损性分析[J]. 土木工程学报, 2017, 50(3): 54-64.
ZHOU Changdong, TIAN Miaowang, ZHANG Xu, et al. Seismic fragility analysis for high-rise RC chimney considering multi-dimensional seismic actions[J]. China Civil Engineering Journal, 2017, 50(3): 54-64.
- [12] 周长东, 田苗旺, 王朋国, 等. 考虑地震方向性的高耸 RC 烟囱结构易损性分析[J]. 湖南大学学报(自然科学版), 2017, 44(11): 11-22.
ZHOU Changdong, TIAN Miaowang, WANG Pengguo, et al. Analysis on structural fragility of a high-rise RC chimney considering ground motion directionality[J]. Journal of Hunan University (Natural Sciences), 2017, 44(11): 11-22.
- [13] ZHOU C D, TIAN M W, GUO K P. Seismic partitioned fragility analysis for high-rise RC chimney considering multidimensional ground motion[J]. The Structural Design of Tall and Special Buildings, 2019, 2019, 28: e1568.
- [14] 赵招卿. 风荷载作用下开孔烟囱受力性能研究[D]. 西安: 西安建筑科技大学, 2018.
ZHAO Zhaoqing. Study on the force performance of open hole chimney under wind load[D]. Xi'an: Xi'an University of Architecture and Technology, 2018.
- [15] 孙一飞, 刘庆宽, 马文勇, 等. 超高烟囱的风荷载试验研究[J]. 工程力学, 2020, 37(增1): 270-274.
SUN Yifei, LIU Qingkuan, MA Wenyong, et al. The wind load of super high chimneys[J]. Engineering Mechanics, 2020, 37(S1): 270-274.
- [16] 朱留卫. 不同开孔形式钢筋混凝土烟囱受力性能研究[D]. 西安: 西安建筑科技大学, 2019.
ZHU Liuwei. Research of mechanical behavior of re-

- reinforced concrete chimneys with different openings [D]. Xi'an: Xi'an University of Architecture and Technology, 2019.
- [17] 俞梦乔. 钢筋混凝土烟囱多孔洞交叠影响的研究 [D]. 成都:西南交通大学, 2014.
YU Mengqiao. Study on overlapping influence between openings of reinforced concrete chimney [D]. Chengdu: Southwest Jiaotong University, 2014.
- [18] 朱彤, 周晶, 林皋, 等. 烟囱模型动力试验研究 [J]. 世界地震工程, 2007, 23(3): 113-119.
ZHU Tong, ZHOU Jing, LIN Gao, et al. Research on dynamic structural model tests of chimneys [J]. World Earthquake Engineering, 2007, 23(3): 113-119.
- [19] 徐礼华, 邹万山. 框-筒结构模型模态试验研究与有限元分析 [J]. 武汉大学学报(工学版), 2005, 38(5): 76-79, 87.
XU Lihua, ZOU Wanshan. Model experimental research and finite element analysis of frame-corewall structure [J]. Engineering Journal of Wuhan University, 2005, 38(5): 76-79, 87.
- [20] 石启印, 李爱群, 李培彬, 等. 北京机场新塔台结构风洞试验研究 [J]. 土木工程学报, 2004, 37(8): 28-32, 97.
SHI Qiyin, LI Aiqun, LI Peibin, et al. Wind tunnel tests study on the new tall tower structure model of Beijing airport [J]. China Civil Engineering Journal, 2004, 37(8): 28-32, 97.
- [21] 王磊, 王泽康, 张振华, 等. 超高层建筑多种风洞试验方式对比研究 [J]. 实验力学, 2018, 33(4): 534-542.
WANG Lei, WANG Zekang, ZHANG Zhenhua, et al. Comparative study of various wind tunnel experimental methods for super high-rise building [J]. Journal of Experimental Mechanics, 2018, 33(4): 534-542.
- [22] 王洪欣, 马镇炎, 王锦文, 等. 某斜柱框架-核心筒结构楼板受力分析 [J]. 建筑结构, 2018, 48(1): 9-13, 25.
WANG Hongxin, MA Zhenyan, WANG Jinwen, et al. Stress analysis of floors in a frame-corewall structure with inclined columns [J]. Building Structure, 2018, 48(1): 9-13, 25.
- [23] 李钢, 吕志超, 余丁浩. 隔离非线性分层壳有限单元法 [J]. 工程力学, 2020, 37(3): 18-27.
LI Gang, LÜ Zhichao, YU Dinghao. The finite element model for inelasticity-separated multi-layer shell [J]. Engineering Mechanics, 2020, 37(3): 18-27.
- [24] 混凝土结构设计规范: GB 50010—2010 [S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2011.
Code for design of concrete structures: GB 50010—2010 [S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2011.
- [25] 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, 82.
NIE Jianguo, WANG Yuhang. Comparison study of constitutive model of concrete in ABAQUS for static analysis of structures [J]. Engineering Mechanics, 2013, 30(4): 59-67, 82.