

学校代号 10532

分类号 TU317+.5

学 号 S1501W0076

密 级 公开



湖南大学
HUNAN UNIVERSITY

工程硕士学位论文

基于麦克风冲击共振法的钢-混凝土组合结构脱空损伤诊断研究

学位申请人姓名 刘蒙

培 养 单 位 土木工程学院

导师姓名及职称 周云副教授 杨博铭高工

学 科 专 业 建筑与土木工程

研 究 方 向 结构损伤识别

论文提交日期 2018年3月20日

学校代号：10532
学 号：S1501W0076
密 级：公开

湖南大学硕士学位论文

基于麦克风冲击共振法的钢-混凝土组合结构脱空损伤诊断研究

国家自然科学基金青年基金（51208190）
国家重点研发计划（2016YFC0701308）
湖南省重点研发计划（2017SK2223）
江苏省工程力学分析重点实验室开放基金（LEM16A04）
长沙市科技计划（kq1706019）

学位申请人姓名：刘蒙
导师姓名及职称：周云副教授 杨博铭高工
培 养 单 位：土木工程学院
专 业 名 称：建筑与土木工程
论文提交日期：2018年3月20日
论文答辩日期：2018年3月23日
答辩委员会主席：易伟建教授

Diagnosis of interface debonding in steel–concrete composite
structures using Air–coupled Impact Resonance Test

by

LIU Meng

B.E. (Hunan University)2015

A thesis submitted in partial satisfaction of the

Requirements for the degree of

Master of Engineering

in

Architecture and Civil Engineering

in the

Graduate School

of

Hunan University

Supervisor

Associate Professor ZHOU Yun & Senior Engineer YANG Boming

March, 2018

摘 要

钢-混凝土组合结构因其具有承载力高、抗震性能好、耐火性能优良和施工方便等优点,被广泛用于高层建筑及桥梁中。受施工质量和混凝土收缩徐变等因素的影响,钢与混凝土界面常发生脱空损伤,从而导致钢材与混凝土的协同工作性能降低,并影响构件的承载能力与变形能力,因此,对此类损伤的识别与评估至关重要。目前传统的检测手段难以对此类损伤进行有效的辨识,本文将采用一种低成本、快速、高效的非接触式无损检测技术-麦克风冲击共振测试,来识别钢-混凝土组合结构界面脱空损伤。

理论方面,本文将局部脱空区域的钢板和钢壳视为四周约束的板壳模型,以四周约束矩形板及四周约束的圆形板的振动理论为基础,对矩形局部脱空损伤与圆形局部脱空损伤的板壳模型的自振频率进行解析解的求解分析,建立基于局部脱空损伤钢板壳几何特征的自振频率预测模型。

试验方面,本文设计了一个钢-混凝土组合板构件和一个钢管混凝土柱构件,两个试件的钢-混凝土界面均设置了相同的两组大小不同、厚度不同的矩形与圆形泡沫板,用于模拟钢-混凝土组合板与钢管混凝土的脱空损伤。利用力锤冲击激励损伤区域的局部钢板和钢壳,进行钢-混凝土界面脱空损伤的脉冲锤击试验,采用非接触式的麦克风声学传感器拾取激励点上空的声压响应信号,对声压响应信号进行频谱分析,对比损伤区域与非损伤区域的信号频谱特性,经过试探性试验确定试验设备及传感器相对位置对信号的影响后,探究不同面积、形状和深度的脱空损伤对信号频谱的影响。利用麦克风传感器进行局部脱空损伤板壳的模式测试,进一步探究声压信号反映板壳振动的准确性。针对特定的损伤工况进行基于麦克风阵列的冲击共振法损伤成像测试,绘出损伤云图,为麦克风冲击共振测试在实际工程中的应用奠定基础。

有限元模拟方面,本文采用显式动力学分析的方法模拟在点脉冲激励下,脱空损伤区域与非脱空区域钢板和钢壳表面上空气中的声压响应分布,提取钢板和钢壳表面振动产生的声波信号,探究麦克风冲击共振法的可行性。对各损伤工况进行有限元模态分析,提取各损伤工况的模式频率与振型,并与理论解析解及试验结果进行对比。

利用常用的四种无损检测方法对试件的局部脱空损伤进行损伤成像测试,分别探究各方法与麦克风冲击共振法相比,各自的探伤效果及实际应用中的优点与缺点,试验结果展现出麦克风冲击共振法良好的探伤效果,表明该方法在钢-混凝土局部界面脱空损伤的检测方面具有良好的应用价值与发展前景。

关键词：钢-混凝土组合结构；脱空损伤；麦克风；声学测试；频谱分析

Abstract

Steel-concrete composite structures are widely used in high rise buildings and bridges because of its advantage of bearing capacity, seismic performance, fire resistance and convenience of construction. Debonding defects tend to appear at the interface between concrete and steel due to lack of quality in construction or the shrinkage and creep of concrete, which could led to the lack of synergy between concrete and steel and further decrease the bearing capacity and deformability of the component. Therefore, it is essential to accurately assess and diagnose the debonding defects of steel-concrete composite structure. While traditional Non Destructive Testing methods can hardly indentify this kind of defect, Air-coupled Impact Resonance Test using microphones is proposed to diagnose the debonding defects cost effectively, rapidly and effectively.

In theoretical aspect, the region of steel slab or shell with any debonding defect is considered as a small slab or shell with all the boundaries constrained. Based on the natural frequency formulation of rectangular slab and circular slab with all the boundaries constained, the natural frequency of debonding defect with specific geometry characteristic could be estimated.

In experimental aspect, two specimens, one steel-concrete composite slab component and one concrete filled steel tube component, are made for the Air-coupled Impact Resonance Test. Two same groups of local debonding defects are made by foams sticked to the inner side of steel plate or steel tube, while each group of defects contain conditions with different shape and different areal. Hammers are used to stimulate the vibration at local debonding defect area, and the microphones are used to collect the following sound pressure response of vibration at the hammered area. Spectural analysis of the sound pressure response is carried out to compare the frequency spectrum characteristics between the condition with stimulation at deffective area and intact area. After tentative test that determine the relative position of the exciting points and microphone sensors, Air-coupled Impact Resonance Test is carried out to figure out how the frequency response function of sound pressure is affected by the areal, shape and depth of the local debonding defects. Modal test is carried out to further ascertain that the impact resonance test based on microphones could accurately reflect the vibration information of the local defect

plates and shells. Imaging test of specific defect condition is carried out using microphone arrays, which shows the potential of Air-coupled Impact Resonance Test to be applied in engineering.

In simulative aspect, the sound pressure field of the air above the impacted surface with or without defect is simulated by means of explicit dynamic analysis. The sound wave signal caused by the vibration of the steel plate or shell was collected and compared to verify the feasibility of Air-coupled Impact Resonance Test. Natural frequency of each debonding defect calculated by modal analysis is used to verify the authenticity of the experiment.

Four types of commonly used Non Destructive Test method which aim at the same two components is used to compare their ability of imaging the defects. Advantages and disadvantages of each method are concluded, which shows the great potential of Air-coupled Impact Resonance Test method in the future.

Key Words: Steel concrete composite structures; Debonding defect; Microphones; Acoustic test; Spectrum analysis

目 录

学位论文原创性声明和学位论文授权使用授权书	I
摘要	II
Abstract	IV
第 1 章 绪论	1
1.1 研究背景及意义	1
1.2 钢管混凝土组合结构及其损伤危害	3
1.2.1 钢管混凝土组合结构及其优点	3
1.2.2 钢管混凝土组合结构的损伤	4
1.3 常用的钢管混凝土组合结构脱空检测方法	5
1.3.1 人工敲击法	5
1.3.2 超声波法	6
1.3.3 光纤光栅法	7
1.3.4 红外热像法	8
1.3.5 冲击回波法	9
1.3.6 其他方法	10
1.4 基于麦克风的无损检测方法	10
1.4.1 泄露面波衰减原理检测混凝土裂缝分布	12
1.4.2 冲击回波原理检测混凝土分层损伤	13
1.4.3 面波能量透射原理检测裂缝深度	14
1.4.4 冲击共振原理检测混凝土分层缺陷	14
1.5 本文研究内容	16
第 2 章 声模态理论及四周约束板壳振动理论	18
2.1 声学基础与声模态分析	18
2.1.1 声波及声压的概念	18
2.1.2 线性系统的振声互易性原理	20
2.1.3 声波方程	22
2.1.4 声学模态分析	24
2.2 四周约束板壳的振动理论	27
2.2.1 四周约束矩形平面薄板的自振频率	27
2.2.2 周界约束圆形平面薄板的自振频率	31
2.3 本章小结	34

第3章 钢-混凝土组合结构的麦克风冲击共振试验	35
3.1 麦克风冲击共振试验原理	35
3.1.1 试验设备与仪器	35
3.1.2 试件及损伤设计	36
3.1.3 测试及信号处理方法	39
3.2 试探性测试	41
3.2.1 钢-混凝土界面脱空损伤测试典型信号	41
3.2.2 麦克风与被测构件表面的垂直距离对测试信号的影响	42
3.2.3 麦克风与测点的水平距离对测试信号的影响	43
3.2.4 麦克风与被测表面切向角度对测试信号的影响	44
3.3 不同损伤面积与形状的麦克风冲击共振测试	45
3.3.1 钢-混凝土组合板构件麦克风冲击共振测试	46
3.3.2 钢管混凝土构件麦克风冲击共振测试	49
3.3.3 试验结果分析	53
3.4 基于麦克风的声模态测试	53
3.4.1 钢-混凝土组合板的麦克风声模态测试	54
3.4.2 钢-混凝土组合板的加速度模态测试	55
3.4.3 钢管混凝土的麦克风声模态测试	57
3.5 麦克风阵列损伤成像测试	58
3.5.1 麦克风阵列损伤成像测试原理	59
3.5.2 钢-混凝土组合板构件的损伤成像测试	61
3.5.3 钢管混凝土构件的损伤成像测试	63
3.6 本章小结	64
第4章 显式动力学有限元模拟与试验模态分析	66
4.1 引言	66
4.2 钢-混凝土组合板构件麦克风冲击共振测试	66
4.2.1 流-固耦合有限元模型的建立	66
4.2.2 非脱空构件与脱空构件在点激励下的声场分布	69
4.3 典型局部脱空损伤的模态	74
4.3.1 钢-混凝土组合板构件局部损伤模态	74
4.3.2 钢管混凝土构件局部损伤模态	78
4.4 模态频率的试验及模拟值与理论解析解的比较	80
4.4.1 钢-混凝土组合板构件各工况的模态频率对比	80
4.4.2 钢管混凝土构件各工况的模态频率对比	82
4.5 本章小结	83

第 5 章 多种无损检测方法对比测试	85
5.1 引言	85
5.2 红外热成像探伤法	85
5.2.1 红外热成像法探伤原理	85
5.2.2 钢-混凝土组合板构件红外探伤测试	87
5.2.3 钢管混凝土构件红外探伤测试	89
5.3 混凝土超声波探伤法	90
5.3.1 混凝土超声波探伤原理	90
5.3.2 钢-混凝土组合板构件超声波探伤测试	91
5.4 钢结构超声波探伤法	94
5.4.1 钢结构超声探伤测试原理	95
5.4.2 钢-混凝土组合板构件超声探伤测试	95
5.5 雷达法	97
5.5.1 雷达法探伤原理	97
5.5.2 雷法法损伤成像测试	99
5.6 基于爬行机器人的麦克风冲击共振成像法	100
5.6.1 麦克风冲击共振法原理	100
5.6.2 麦克风冲击共振法损伤成像测试	102
5.7 各无损检测方法的优劣对比	103
5.8 本章小结	104
总结与展望	106
参考文献	108
致谢	116

第1章 绪 论

1.1 研究背景及意义

改革开放以来我国经济欣欣向荣，土木工程建设也得到极大的发展，我国基础设施的建设在速度和规模上都居世界前列，大型复杂建筑和桥梁也日益增多。随着社会的发展和时间的流逝，越来越多的结构进入长期服役状态。目前我国桥梁的数量已超过 28 万座，其中绝大部分桥梁已服役超过三十年。大量的桥梁在长期服役期间积累各种损伤，使相当一部分现役结构物存在不同程度的安全隐患。结构关键部位的损伤将造成结构使用性能的下降甚至无法满足使用需求，若损伤没有被及时发现并采取相应措施，最终可能导致结构的局部破坏甚至整体的失效与毁损，造成巨大的安全隐患。对于重要的大型公共建筑、桥梁等结构，需要定期对结构物的质量安全性能进行鉴定和评估、改造和加固。1999 年，重庆市綦江县彩虹桥突然发生整体垮塌，如图 1.1 所示，造成 40 人伤亡，事故分析发现，该中承式钢管混凝土提篮拱桥在施工中存在巨大的质量问题，包括钢管混凝土的局部漏灌现象，在其主拱的肋板处发现了一米多长的空洞现象。由于桥梁结构的长期服役期间累积损伤导致性能退化，最终发生垮塌，造成巨大的损失和伤亡的事件给了我们深痛的教训^[1]。因此，如何准确的评估和检测现役钢管混凝土结构的界面脱空损伤和病害问题十分重要。



a)重庆彩虹桥全景



b)彩虹桥垮塌事故现场

图 1.1 重庆彩虹桥整体垮塌事件

钢管混凝土(Concrete-Filled Steel Tube)组合结构是指在钢管中填充混凝土形成的组合结构，利用钢管和混凝土在受力过程中相互作用使混凝土处于复杂的应力状态，从而使混凝土的强度得以提高，塑性和韧性得到改善。钢管混凝土组合结构充分发挥了钢材与混凝土两种材料的优点，具有：重量轻，在力学性能方面耐疲劳、强度高、耐冲击、延性好，在施工性能方面架设轻便、省工省料、施工速度快等优势，从而在土木工程中得到广泛应用。

无论是在我国城市桥梁建设中,还是在公路桥梁建设中,钢管混凝土拱桥都得到了广泛的应用。我国自1990年四川旺苍东河大桥的建成后便开始大规模的钢管混凝土拱桥建设,2012年,中国已拥有230座以上的钢管混凝土拱桥。在如此多的钢管混凝土拱桥中,跨径 $l > 300$ 米的约有10座,跨径 $l > 200$ 米的有30余座^[2]。我国钢管混凝土拱桥的建设发展迅速,取得了巨大的成就,然而其设计理论与技术发展却严重滞后于建设的发展,早期建设时缺乏相应的设计、施工及后期维护的规范规程作为技术指导。随着服役时间的推移与交通运输量的逐年增长,结构产生的损伤和病害也逐渐日积月累。从国内的多座钢管混凝土拱桥检测结果中分析发现,钢-混凝土界面脱空问题是钢管混凝土拱桥最为普遍和复杂的问题^[3]。钢管混凝土拱桥拱肋处的钢-混凝土界面脱空主要由于外界环境的温度变化、混凝土的配合比、混凝土自身的收缩、施工过程中所采用的工艺等等因素综合造成^[4]。当钢管混凝土组合结构中钢-混凝土界面出现脱空时,与界面粘结密实的截面相比,其套箍效应不再起作用,同时拱肋截面的应力分布将发生改变,拱肋的刚度也会受到影响,从而影响到整座桥梁结构的极限承载能力以及受力性能。我国钢管混凝土项目投资巨大,一旦由于质量安全隐患造成结构破坏导致工程耐久性降低乃至过早退役,将给我国国民经济造成巨大的损失。因此,针对钢管混凝土组合结构内部缺陷和安全性的评估,提出准确、可靠的控制解决方案,对于提高我国大型钢管混凝土工程的服役寿命至关重要。因此,钢-混凝土界面脱空问题急需简易高效的无损检测技术。

近年来,随着世界范围内钢管混凝土结构的损伤、老化及病害事故的增多,无损检测技术的研究显得更为迫切。准确的结构损伤识别可以帮助准确的评估结构的使用性能和安全性能,并为结构模型的修正、维修和加固奠定基础。1991年,Rytter A^[5]提出,结构损伤识别可分为4个阶段:1)通过定性检测判断结构是否存在损伤;2)进一步确定结构损伤的具体位置;3)确定损伤的程度,判断损伤对结构安全性能的影响;4)评估结构的健康状况,承载能力及寿命。利用简便易行的土木工程无损检测技术进行结构损伤识别具有十分重要的研究意义和工程应用价值,借助现代检测手段的无损检测技术代表了当前无损检测技术发展的最新方向。

无损检测技术(Non Destructive Testing,简称NDT)是指在不影响结构或构件性能的前提下,通过测定某些适当的物理量来判断结构或构件性能的检测方法。整体而言,无损检测技术可以分为两大类:基于整体的结构状况识别和基于局部的构件损伤识别^[6]。整体检测方法主要有静态检测法、基于振动的损伤识别法、模态修正法、动力指纹法、神经网络法和遗传算法等^[7-10]。局部检测方法通过无损检测技术对结构的各个部位进行精细的损伤诊断和排查,准确地评估结构的损伤情况及力学性能。土木工程领域内传统的无损检测技术包括回弹法、超声回弹

综合法、钻芯法、超声法等方法检测混凝土的强度、裂缝等损伤信息，随着信息技术快速的发展，冲击回波法、雷达法、红外热像法、声发射技术、光纤光栅法等新技术在土木工程中也得到了广泛的应用^[11,12]。近年来，一种基于空气耦合传感器的非接触式无损检测技术开始进入人们的视野，目前多用于检测混凝土材料的裂缝与内部孔洞损伤。

1.2 钢管混凝土组合结构及其损伤危害

1.2.1 钢管混凝土组合结构及其优点

钢管混凝土(CFST)组合结构作为一种新兴的组合结构，由于其充分发挥钢材与混凝土材料各自的优点的优越性，被广泛应用于厂房、高层建筑和大跨结构和桥梁中。按截面形式的不同，可分为圆钢管混凝土和方钢管混凝土^[13]，工程中常见的几种截面形式如图 1.2 所示。钢管混凝土组合结构主要有以下方面的优点^[14]：

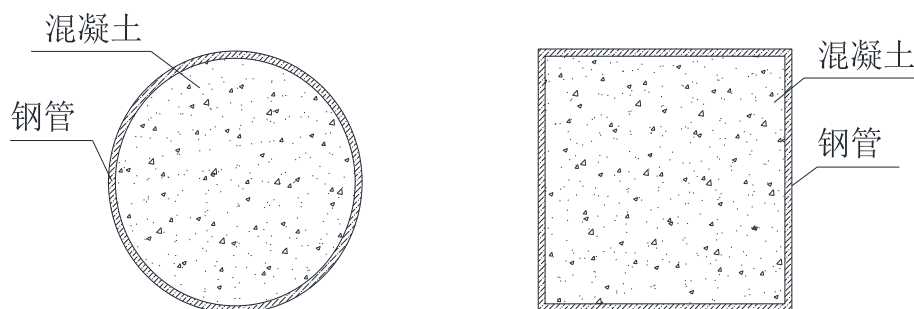


图 1.2 常用的钢管混凝土组合结构截面形式

1.承载力高

钢管内的混凝土在四周钢管的约束下，承受轴向压力时处于三向受压的应力状态，混凝土的强度大幅提高，且钢管在内部混凝土的支撑下极大程度地避免了局部屈曲破坏的可能，两种材料相互取长补短。研究表明钢管混凝土构件的承载力远高于钢管与混凝土二者承载力之和。

2.良好的塑性与抗震性能

混凝土为脆性材料，钢管在轴压下也会发生脆性的屈曲破坏，但在两种材料的相互作用下，当构件轴向受压时，在外部钢管发生屈曲破坏的情况下仍然具有一定的承载能力，且在压弯剪循环荷载作用下，其水平作用力与位移之间的滞回曲线饱满，抗震性能优于传统的混凝土结构。

3.耐火性能和耐腐蚀性能好

火灾作用下钢管内部的混凝土材料可吸收大量的热量，短时间内结构的温度上升得到缓解，大大延迟了结构高温下的破坏，且钢管的外露面积相对纯钢结构而言更少，因此抗腐蚀的性能和维护的费用都较之大大减少。

4.施工方便，经济效益显著

钢管混凝土组合结构构造简单，钢管可以兼任模板的作用，且无需进行钢筋绑扎，运输和施工吊装较为简便，使得工期大大缩短，并节约人力物力，经济效益显著。

1.2.2 钢管混凝土组合结构的损伤

钢管混凝土组合结构被广泛应用于桥梁中，受施工工艺和材料自身特性等因素的影响，加之钢管混凝土拱桥设计规范和理论的不完善，现役钢管混凝土组合结构中已出现不同程度的病害，应当引起高度重视^[2]。钢管混凝土组合结构的损伤类型主要包括：管内混凝土界面脱空现象、钢管局部鼓曲、钢管局部锈蚀等，其中以钢管混凝土的管壁脱空现象最为普遍。钢管混凝土组合结构脱空现象可分为两类，第一类是有混凝土不密实或自身收缩引起的环向脱空，第二类是由于填充不密实或混凝土流动造成的近壁空穴^[15]。第二类脱空损伤常见的形式如图 1.3 所示。我国在设计中对钢管混凝土组合结构脱空现象的考虑是在承载力公式中考虑折减系数，目前脱空损伤的量化指标为脱空深度。我国部分钢管混凝土拱桥的脱空损伤情况如表 1.1 所示^[16]：

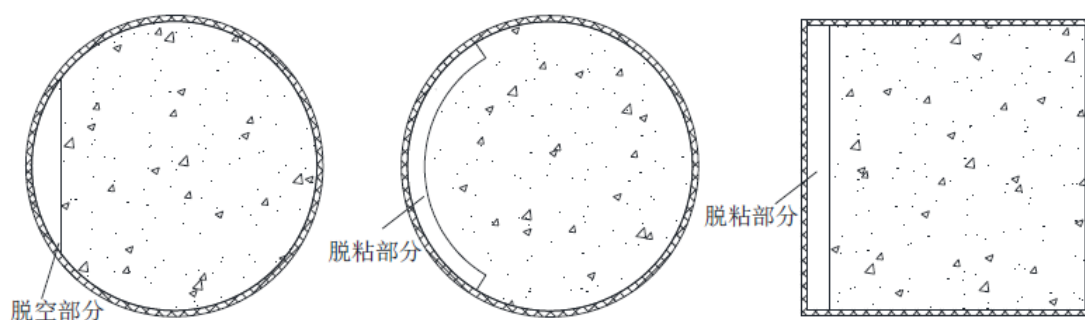


图 1.3 常见的钢管混凝土脱空截面

表 1.1 部分钢管混凝土拱桥脱空损伤情况^[17]

桥梁	检测方法	损伤位置	脱空情况
巫山长江大桥 ^[17]	光纤传感检测	拱顶	平均1.6mm，最大值2.0–2.2mm
茅草街大桥 ^[18]	破损法检测	拱顶	平均值1.54cm，最大值3.9cm
重庆乌江二桥 ^[19]	超声波检测	拱顶	0.3–2.0cm

钢管混凝土组合结构脱空损伤的成因复杂，2010年，刘益华、黄福伟等^[20]对脱空现象及成因进行了分类，认为导致脱空的主要因素有：构件轴向压力、混凝土自身质量问题、施工泵送工艺的缺陷、温差变化、混凝土外加剂的用量、核心混凝土收缩和徐变等。

钢管混凝土组合结构一旦发生脱空现象，管内混凝土的套箍作用将大大削弱，进而降低了构建的承载能力。2003年，姜绍飞等^[21]提出钢管混凝土的脱空损伤削弱了钢管与混凝土的共同作用，降低了构件的承载能力和变形刚度。2008年~2009

年,涂光亚等^[22,23]通过数值模拟和试验对比的方式进行分析,得出结论:脱空损伤对于钢管混凝土组合结构的承载力、动力稳定性和变形性能均有显著的影响。2011年,刘夏平等^[24]研究了脱空率对钢管混凝土构件力学性能的影响,结果表明,随着脱空率的增大,构件的极限承载力出现明显的下降。同年,廖飞宇等^[25]提出,存在界面缺陷的钢管混凝土短柱的荷载-轴向位移曲线大致分为五个阶段:1) O-A 区段:轴向压力荷载增加至极限强度;2) A-B 区段:由于存在界面缺陷的截面处钢管套箍效应不足,管内核心混凝土被压碎,轴向荷载突然下降 20%;3) B-C 区段:被压碎的混凝土块向外扩张并与钢管壁发生接触挤压,随着荷载与变形的增大,钢管继续为混凝土提供环向套箍效应,防止混凝土被进一步压碎;4) C-D 区段:管内另一部位的混凝土突然被压碎,承载力再次突然下降;5) D-E 区段:管内被压碎的混凝土向外扩张与管壁接触,钢管继续提供套箍效应直至构件达承载力极限,发生破坏,如图 1.4 所示。因此,及时发现并识别钢管混凝土组合结构关键部位的脱空损伤是亟需解决的问题。

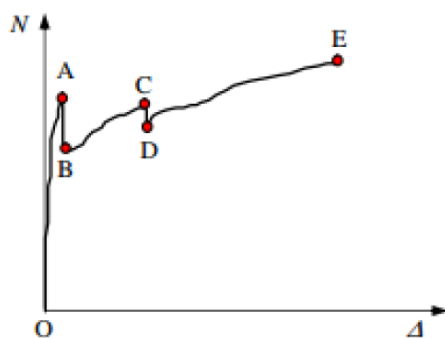


图 1.4 脱空的钢管混凝土构件的位移承载力曲线^[25]

1.3 常用的钢管混凝土组合结构脱空检测方法

目前国内外关于钢管混凝土组合结构脱空损伤的无损检测方法研究并不多,常用检测方法分为有损检测和无损检测两大类,有损检测主要指钻芯取样法,无损检测方法包括人工敲击法、超声波法、光纤传感法、红外热像法、表面波法、X射线断层扫描法等等。上述无损检测方法中以超声波法最为常用,超声波法进行结构损伤检测的仪器设备及相关规程的制定也最为成熟。

1.3.1 人工敲击法

人工敲击法 (Hammering Method) 又称锤击法,是最粗略简单的检测方法。铁路的建设与维护中常用此方法初步检测铁轨的结构损伤,如图1.5所示。

人工敲击法通过检测者人工敲击钢管表面,根据听到的敲击声响应来判断钢管中的混凝土是否存在脱空的情况。根据一般经验,若敲击声沉而哑,则可判断

混凝土与钢管壁紧密粘结，反之若敲击声清脆，钢管壁内的混凝土可能存在脱空现象，需要做出标记，以便进行下一步检查。人工敲击法的准确性常常受到操作人员个人的熟练程度影响，操作时的人为因素过大，是粗略的检测方法，因此常常作为一种辅助的手段，结合其他定性定量检测方法一同操作。



a) 人工敲击铁轨判断损伤



b) 人工敲击列车部件判断损伤

图 1.5 人工敲击铁轨与列车识别损伤

1.3.2 超声波法

超声波法（Ultrasonic Method）是目前较为常用的钢管混凝土构件无损检测方法。由于超声波在不同的介质的界面处的传播方向和路径会发生改变，超声波的传播经过钢-混凝土界面脱空损伤或混凝土内部孔洞时也会发生改变，同时波的能量会在缺陷界面处发生衰减，继而引起频率、振幅、声时的变化。利用超声波信号的这种特性，可以对钢管混凝土构件是否存在损伤进行检测。在实际工程中，采用超声波信号的特性对钢管混凝土进行损伤检测的方法主要有：波形识别法、首波声时法、首波频率法^[26-28]。钢管混凝土界面密实时，超声波纵波的传播路径沿径向，由发射换能器经过管内的混凝土传播至接收换能器。而存在脱空损伤时，截面中超声波的传播路径有三种：a) 在钢管壁内绕过脱空损伤区域后传播至接收换能器；b) 经过脱空损伤区域的空气层，直接传播至混凝土，沿着发射换能器与接收换能器之间直线的方向传播；c) 从发射换能器出发，沿着外侧的钢管壁传播至接收换能器，如图1.6所示^[29]。

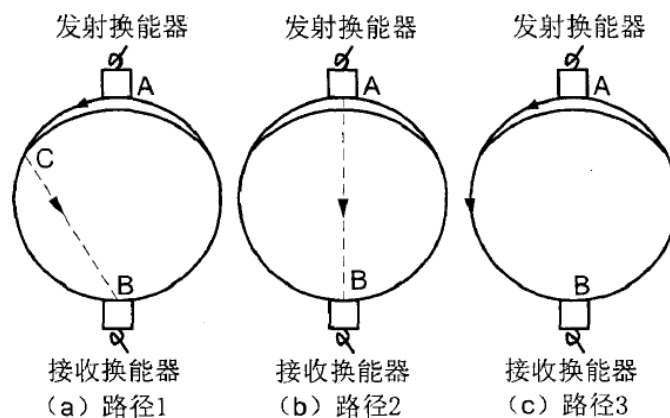


图 1.6 脱空截面超声波传播路径^[29]

2004年至2005年,刘永前等^[30]与潘卫育等^[31]相继提出了脱空量计算的简化公式,假定收发换能器的连线即为脱空量最大处,但误差随着脱空量的增大而增大,因此仅能作为参考。2006年,李天降等^[31]提出了钢管混凝土脱空损伤的定性判断原则。同年,周先雁等^[30]利用超声法的首播声时法对钢管混凝土中的混凝土质量进行了检测与评价。2010年,史新伟等^[33]提出了基于声时的脱空损伤量化计算公式,但测试方法复杂,人为因素影响过大。2012年,杨建江等^[34]利用超声法对方钢管混凝土的内部缺陷进行了检测,证实此方法同样适用于方形界面的钢管混凝土结构。

超声波法无损检测具有穿透力强、灵敏度高、可以检测金属与非金属以及复合材料等多种结构的损伤和设备轻便无害等优点,但对于形状复杂,表面粗糙的小尺寸构件,超声法测试难以操作;对于内部材料非致密,非均匀的结构,超声法的信噪比较差;用超声法进行结构损伤的定性及定量测量要求操作人员的经验丰富;超声测试需要表面耦合剂等,因此超声法的应用具有一定的局限性。

1.3.3 光纤光栅法

光纤光栅法(Fiber Grating Method)是利用光纤的光敏性特征进行损伤检测的方法。其工作原理是,光纤光栅使光纤区的折射率在一定的范围内变化形成小的周期调制,纤芯内入射光也会发生折射率的周期性变化,纤芯中的入射光相干图形将形成永久空间的相位光栅,相当于一个窄宽带的滤波器。纤芯的折射率或者是光纤的周期性会随着外界环境中的应力应变、温度等物理量变化而变化,改变了反射光的波长,据波长的变化可以获得目标物理量的变化情况。

光纤光栅可以分成两大类:均匀周期光栅和非均匀周期光栅,其中,均匀周期光纤光栅分成布拉格光栅(短周期光栅或反射光栅)和透射光栅(长周期光栅),非均匀周期光纤光栅分成相移光栅和啁啾光栅,如图1.7所示^[35,36]。布拉格光栅因其体积小质量轻的优点常被用于复合材料的损伤监测。光纤光栅法与传统的电检测手段相比,可以进行准分布式测量和点测量,适用于需要长时间监测的结构,在土木工程领域尤其是桥梁检测领域获得了广泛的关注度。当光纤光栅传感器应用与钢管混凝土结构时,一旦混凝土与钢管发生界面脱空,预埋其中的光纤传感器受到混凝土的牵动,发生光纤微弯,造成能量传输的损耗。2004年,丁睿等^[37]通过模型试验验证了分布式光纤光栅传感器对钢管混凝土界面脱空检测的可行性。2005年,丁睿等^[38,39]首次在巫山长江大桥的脱空检测和中使用分布式光纤传感系统,检测出了脱空的区域并对其进行了定量分析。2017年,田长彬等^[40]研发了适用于桥梁钢管混凝土的光纤光栅传感器。

对于钢管混凝土界面脱空的损伤检测来说,该方法具有受环境影响小,耐腐蚀,抗电磁干扰、可以对脱空损伤状态进行定性定量分析、长期监测工作量小,

并且能随时追踪钢管内的混凝土的状态和损伤的最新变化，利于及时发现安全隐患、体积小，适用于狭窄空间等优点。但需在结构中预先埋置传感器，且光纤造价昂贵、容易被破坏，所以需要在灌注混凝土时加以保护措施。

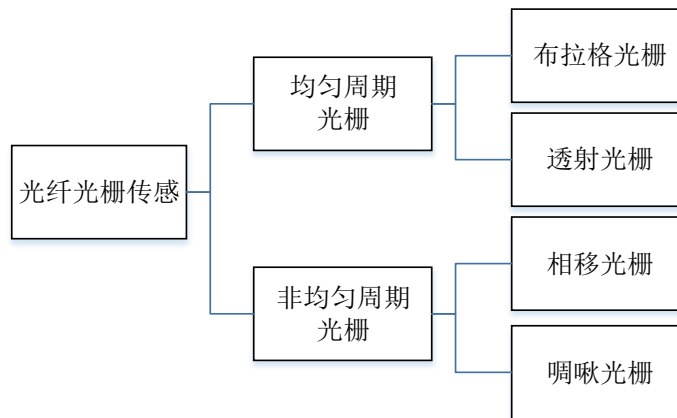


图 1.7 光纤光栅传感器的分类^[35,36]

1.3.4 红外热像法

红外热成像法（Infrared Thermography Method）兴起于上世纪90年代，在航空航天、电力、石油化工、建筑、汽车等领域应用广泛。红外热成像技术以热波理论和红外辐射普朗克定律为理论基础。运用红外热像仪探测物体连续辐射出的红外线能量，根据物体表面温度分布场的特征生成热成像图，直观地描述被测物体表面或内部存在损伤的情况的无损检测技术。被测物体的温度越高，其红外能量的辐射率越大。用红外热成像法进行损伤检测时，加热处理构件后，通过红外热像测试仪对被测表面进行红外摄像，如图1.8所示，直观地反映构件表面的温度场分布，根据缺陷的隔热性能或导热性能的差异判断是否存在损伤缺陷。由于此方法是非接触式的无损检测方法，不会对被测结构产生损坏，且对不同的温度场能够进行广视域的快速扫测与遥感检测，可以作为辅助手段很好地补充与目前已有的无损检测技术。



图 1.8 红外热像仪摄像捕捉温度场

红外热成像法检测钢-混凝土界面脱空损伤的机理是：由于钢-混凝土脱空界面存在隔热性能好、导热系数要远小于密实界面的空气层，通过外部热源对钢板进行升温时，钢-混凝土界面脱空处的热能由钢板经过空气层然后再传给混凝土，界面脱空处的热量较界面密实处的热量更为聚集；利用红外热成像仪可以敏感地捕捉物体表面的温度分布情况，由于缺陷边缘表面投影位置处温度梯度值最大，故等温线最密集的部分即为脱空损伤的边缘，从而推测出脱空损伤的位置与程度。2004年，黄沛等^[41]利用红外热像技术检测混凝土的粘钢加固法中钢板与混凝土的脱粘情况，准确确定了损伤的位置、形状和大小，并得到了较高的检测精度。2016年，胡爽^[42]成功地利用红外热成像技术对钢管混凝土的密实度及空鼓缺陷进行检测与识别。

红外热成像探伤技术适用于大面积普查与远距离非接触式检测，具有检测结果准确可靠、检测速度快并且操作安全等优点。该方法适用大面积的成像检测，无法提供准确的定量损伤信息。

1.3.5 冲击回波法

冲击回波法（Impact Echo Method，简称IE法）是诞生于上世纪80年代的基于应力波理论的无损检测方法^[43,44]。冲击回波法的基本原理是利用钢球或小锤轻敲被测表面带来的短时的机械冲击产生低频的应力波，应力波在结构内部传播，行至缺陷表面或构件底面处发生反射，同侧的构件表面也将接收到反射回来的应力波信息，应力波在构件表面与内部缺陷表面或构件表面底部边界之间的来回反射产生瞬态共振，通过在振幅谱中识别出共振频率的方法，确定构件内部缺陷的深度或构件的厚度。其损伤检测的原理如图1.9所示。

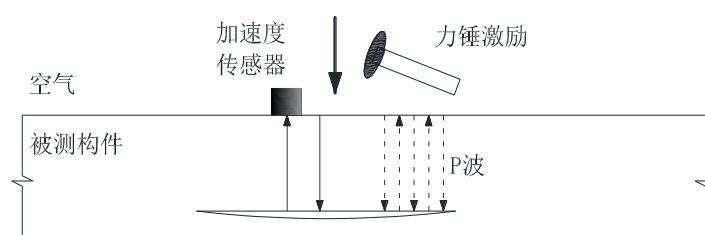


图 1.9 冲击回波法检测原理

传统的单点式冲击回波法经过不断地发展和完善，衍生出扫描式的冲击回波法，目前已经成功应用于大型预制板预应力管道灌浆效果的检测，大大提高了检测效率。2006年，周先雁等^[32]用冲击回波法与超声波法分别进行了钢管混凝土组合结构的脱空研究，证实了冲击回波法进行钢管混凝土组合结构损伤检测的可行性。2009年，张东方等^[45]通过冲击回波法的反射应力波波形及频率特征检测了钢管混凝土拱桥的脱空等混凝土质量缺陷。2016年，杨金^[46]利用希尔伯特-黄变换的信号处理手段对冲击回波法测钢管混凝土组合结构的脱粘信号进行提取分析，

有效检测出了脱空损伤及其大小。

冲击回波法探伤具有设备轻便、操作简便、测试深度范围大和受高频杂波干扰少等优点，但其测试效率不高，对于复杂的内部缺陷其反射波形的特征还有待进一步的研究与完善。

1.3.6 其他方法

1.表面波法

结构在脉冲激励下固体内会产生纵波与横波，二者在固体的自由表面处会形成沿介质表面传播的表面波（Surface Waves）。2003年，王靖涛等^[47]运用表面波的绕射定理研究了表面波在经过钢管混凝土组合结构脱空损伤时透射脉冲频谱的变化，其测点布置示意图如图1.10所示，通过小波分析进行了损伤的定量研究，并通过模型验证了理论方法的正确性。

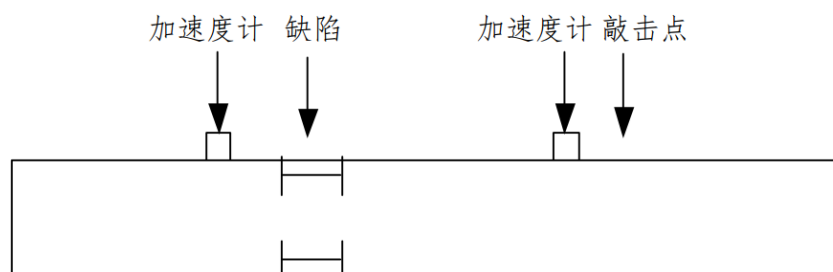


图 1.10 表面波绕射法示意图^[47]

2.基于结构振动信号的检测方法

由于表面波在介质间的自由表面传播，当介质连接紧密时，振动信号呈高频特征，当出现脱空时，振动信号出现低频特征，利用这一原理可检测构件的局部脱空损伤。2008年，陈振宇^[48]利用玻璃幕墙的瞬态脉冲动力响应进行胶损伤的研究。2010年，王骑等^[49]通过瞬态激励方法进行了基于加速度传感器信号的混凝土路面板脱空的试验研究。2013年至2014年，陈良田^[50]和赵海亮^[51]利用分布式加速度传感器阵列进行了基于结构动力特性的钢-混凝土界面局部瞬态激励脱空检测试验。

1.4 基于麦克风的无损检测方法

空气耦合传感器（Air Coupled Sensor）是用于接收从固体材料发射或泄漏到空气中的声波信息的一种非接触式的传感器。利用空气耦合传感器的无损检测方法兴起于上世纪70年代，空气耦合传感技术最初被用来检测木材和纸张的生产质量，在木制品、纸制品和航空航天复合材料的无损检测中得到了广泛的应用^[52]。近年来，利用空气耦合传感器进行土木工程材料无损检测的新方法逐渐进入了人们的视野，空气耦合传感器在不同材料领域的无损检测中的应用进展如表1.2所

示。

表 1.2 空气耦合传感器在无损检测中的研究进展

年份	作者	应用材料	测试内容
1993	Brodeur P H等 ^[53]	纸张	纸张中声波的散射与衰减
1995	Stor-Pellinen J等 ^[54]	纸张	纸张的粗糙度测试
2002	Zhu J等 ^[55]	混凝土	混凝土的表面波检测
2004	Imielinska等 ^[56]	复合材料 分层	测光纤布设层与编织复合材料的冲击损伤点
2004	Purnell P等 ^[57]	混凝土	混凝土中电容膜静电换能器的应用和脉冲压缩信号的增强的研究
2005	Berriman J等 ^[58]	混凝土	空气耦合超声波法测湿度与聚合修正系数
2007	Siddiolo A M等 ^[59]	木材	木质绘画板的测试
2014	Sanabria S J等 ^[60]	木材	通过空气耦合超声波在梁中的折射和阻尼测木材的分层
2014	Thiele S等 ^[61]	铝合金	利用非线性瑞雷波的空气耦合特性测材料的非线性参数
2016	Kim G等 ^[62]	混凝土	通过瑞雷波传播中第二谐波的产生测混凝土的碳化损伤

通常空气耦合传感器的频率响应范围根据被测材料的不同在50kHz至1MHz之间。对于混凝土的无损检测而言，100kHz以下的频率响应最为合适。无损检测技术中的空气耦合传感器可以概括为两大类：压电式超声波换能器和基于静电和电容原理的换能器如电容式麦克风，如图1.11和图1.12所示。前者对固体表面的平整度要求较高，且由于其前表面需配置感兴趣频率对应的四分之一波长厚度的匹配层材料，故受限而用于带宽较窄的测试^[63]。后者则有更宽的带宽适用范围和更高的灵敏度。麦克风的频率响应范围通常在0~25kHz之间，可以作为空气耦合传感器用来检测混凝土泄露到空气中的低频声波。同时，空气耦合传感技术对混凝土表面的粗糙程度并不敏感，因此也可以用于泄露波的能量衰减测量，以此推测损伤信息^[64]。2012年，韩西等^[65]基于声振原理，利用声级计研究瞬态冲击下钢管混凝土的脱空检测，根据声振信号的时域与频域信号的特征对损伤进行定性研究。

近年来，研究学者将麦克风传声器作为空气耦合传感器引入诸多无损检测的原理与方法中，将接触式无损检测技术创新发展至非接触式领域，形成了高效、简洁的无损检测新方法。目前常用的基于麦克风的无损检测原理如下：

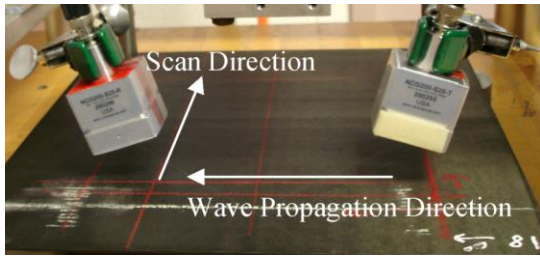


图 1.11 空气耦合超声波换能器^[66]



图 1.12 电容式麦克风

1.4.1 泄露面波衰减原理检测混凝土裂缝分布

点激励下，混凝土半空间体中会产生向四周传播的表面波和体波，包括瑞雷波，纵波和剪切波等，由于表面波在混凝土表面的平面外响应大，产生的响应信号易被传感器拾取，且其波速和能量信息能反映混凝土材料的物理特性，可作为被测量物理量用于混凝土表面的裂缝分布检测试验。

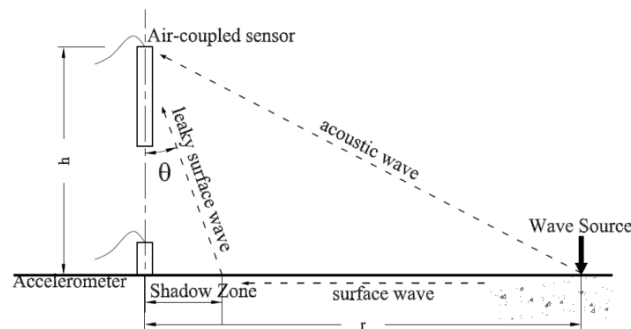


图 1.13 麦克风测点激励下混凝土泄露表面波实验示意^[55]

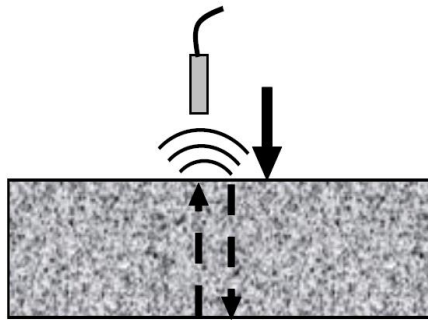
2002年，Zhu J等^[55]进行了利用空气耦合传感器（麦克风）测量任意点激励下混凝土泄露表面波（Leaky Surface Waves）信号的可行性探究，如图1.13所示，通过实验分析得出结论：在厚墙中施加点式冲击激励，麦克风信号呈现出瑞雷波（Rayleigh Waves）的特性，在薄板实验中，信号呈现出兰姆波的特性（Lamb Waves），从而窥探出麦克风传感器测量混凝土损伤的巨大潜力。2004年，Zhu J等^[67,68]进行了流体-固体弹性半空间内，任意一点激励下的泄露瑞雷波的解析解的研究，为基于麦克风的泄露表面波无损检测原理提供了理论基础。2005年，Zhu J等^[69]进行了基于麦克风的混凝土板裂缝成像实验，结果表明表面波的传播经过裂缝时，声波的能量衰减特性与波速衰减特性相比更为敏感，其衰减程度受裂缝与波的传播方向夹角有一定关系。2006年，Zhu J等^[70]证实可以通过麦克风传感器替代传统的加速度传感器进行面波频谱分析法（Spectral Analysis of Surface Waves, SASW法）和多通道面波分析法（Multi-channel Analysis of Surface Waves, MASW法）的分析，得出面波的频散特性，从而进行混凝土板的损伤成像分析。同年，Ryden N^[71]对人行横道路面成功地进行了基于麦克风的通道面波分析法

实验测量泄露表面波的频散曲线。2009年, Ryden N^[72]设计了麦克风阵列手推车和自动激励系统, 应用于人行路面移动测试, 同样成功地测出了面波频散曲线。2013年, Lu YF等^[73]开发了基于麦克风阵列的移动声学下表面感应系统(MASS)进行公路损伤的快速评估。

1.4.2 冲击回波原理检测混凝土分层损伤

冲击回波法原理是, 通过测量结构在敲击点激励下应力波的反射共振频率, 反映结构的厚度或分层损伤的深度。传统的冲击回波法通过接触式的加速度传感器测量结构表面响应, 通过信号的频谱分析拾取共振频率点。

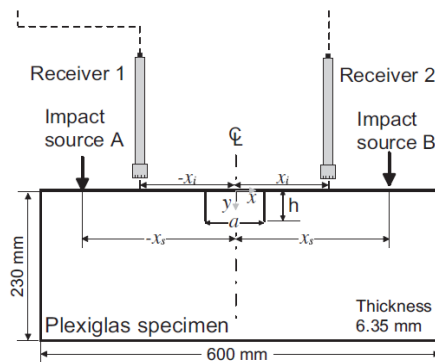
2005年, Gibson A等^[74]探究了冲击回波法(IE法)原理公式中的经验修正系数的物理基础, 并提出了基于导波理论的新方法: 板的冲击回波共振频率与S1兰姆模态中群速度为零点处的频率相对应。2006年, Zhu J等^[75]首次实现了基于麦克风的冲击回波法混凝土损伤板实验, 如图1.14所示, 并证明了麦克风可以替代传统冲击回波试验中的接触式加速度传感器, 准确地识别出分层损伤和板的厚度。2007年, Zhu J等^[76]设计了麦克风隔音装置并成功进行了冲击回波法的混凝土板损伤的成像实验。2009年, Popovics J S等^[77]进行了基于麦克风冲击回波法的桥面板探伤试验。2011年, Dai XW等^[78]设计出椭球形的信号反射放大装置用于麦克风的冲击回波法。2012年, Shin SW等^[79]发现低成本的动力学麦克风可以替代原有的电容式预极化麦克风进行冲击回波法实验, 且不需要隔音装置。同年Zhang Y等^[80]和Tsai YT等^[81]等提出了简单的基于多传感器测量的数据整合策略, 提高了冲击回波法的测量效率, 并对冲击回波法的兰姆波模态中群速度为零点的频率进行了数值模拟和试验。同年, Algernon D等^[82]提出了移动麦克风阵列冲击回波法的信号处理算法, 使得实验操作在没有物理隔音装置的情况下仍然保持良好的信噪比, 提高了该方法的效率, 为大型混凝土结构的冲击回波法损伤成像检测奠定了技术基础。2015年, Groschup R等^[83]提出利用新兴的声学传感器: 微型机电系统(Micro-Electro Mechanical Systems, MEMS)麦克风阵列进行冲击回波法测试, 提供了更加快速可靠的无损检测手段。2016年, Bjurström H等^[84]利用加速度传感器和麦克风, 通过波的负相速度检测板的厚度模态, 提高了冲击回波法的信噪比。

图 1.14 麦克风冲击回波法示意图^[75]

1.4.3 面波能量透射原理检测裂缝深度

面波透射法的原理是，点激励下表面波传播至裂缝处时，能量发生衰减，随着裂缝深度的不同，能量衰减的程度也不同，通过测量表面波传播方向上裂缝前后的波能量透射率指标，推测出混凝土表面裂缝的深度。

2009年，Kee SH等^[85]用麦克风替代了传统的接触式加速度传感器进行了基于面波透射系数的混凝土表面裂缝深度测试，如图1.15所示，克服了传统方法中的裂缝尖端近场散射现象和加速度传感器在混凝土表面的耦合困难等不利因素，提高了测试速度和试验准确性。2011年，Kee SH等^[86~88]利用基于麦克风传感器的面波透射法解决了混凝土表面半闭合状态的裂缝深度检测问题；探究了传感器的布设对麦克风面波透射系数法混凝土裂缝深度测试效率的影响；研究了分布裂缝场中，相邻裂缝对面波传播产生的影响。

图 1.15 麦克风面波透射法示意图^[85]

1.4.4 冲击共振原理检测混凝土分层缺陷

冲击共振测试（Impact Resonance Test）的原理是基于结构收到脉冲激励时，内部声波的传播遇到缺陷或材料界面时发生连续的反射，引起结构的共振的现象，其冲击共振频率的大小与结构的几何特征及材料特性息息相关，由冲击共振频率的大小及频谱特征推测构件的材料与缺陷特征。冲击共振法通常用于非线性冲击共振声谱法与冲击共振光谱法，1997年，Lee KM等^[89]通过冲击共振测试测量混凝

土早期的杨氏模量。2006年, Kweon G等^[90]接着利用冲击共振法进行了对沥青混凝土的复模量的测量。2001年, Heyliger P等^[91]利用冲击共振法进行了各向异性的平行六面体的无约束自由振动测试,计算了不同材料试件的弹性刚度张量。2004年, 潘秀娟等^[92]利用基于数字声级计的冲击共振法对采摘后的梨进行了果实硬度系数的测试, 探究其采摘后的质地变化。2011年, Leśnicki KJ等^[93]通过冲击共振光谱法测试识别了由于碱硅反应造成混凝土的微裂缝和滑移损伤。2016年, 陈军等^[94]利用加速度传感器与力锤对混凝土受压构件进行非线性冲击共振试验, 检测混凝土的内部受压损伤。

2006年, Zhu J等^[75]进行混凝土板麦克风冲击回波法探伤实验时发现, 对于混凝土内部的浅层损伤, 当其深度小到一定程度时, 测得的麦克风信号由低频的弯曲共振模态主导, 称之为自然弯曲模态频率, 这一现象可被低频敏感的电容式麦克风测得。2012年, Oh T等^[95]提出了固体内, 近表面矩形分层损伤上部材料的自然弯曲振动频率的半分析方法, 将损伤上部材料看成一块四周约束状态的板构件, 结合有限元模拟方法分析其自振频率, 得出了一定损伤尺寸与损伤深度下, 浅层损伤的自然弯曲振动频率公式。同年, Zhang G等^[96]设计了冲击信号下, 利用降噪后的麦克风信号进行混凝土桥面板上层钢筋分层损伤的自动识别系统。2013年, Oh T等^[97]通过麦克风冲击共振法研究了不同形状的浅层分层损伤的共振频谱特性和不同敲击位置对信号频谱图的影响, 从而实现了对损伤位置与尺寸的预估。基于麦克风的冲击共振测试的操作方法与冲击回波法类似, 如图1.16所示。

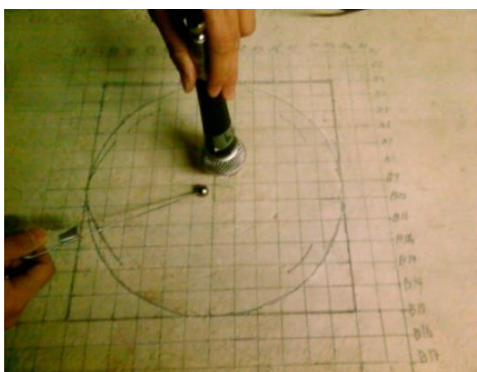


图 1.16 混凝土板的麦克风冲击共振法示意图^[97]

2014年, Oh T等^[98]基于麦克风的冲击共振法和冲击回波法原理设计了桥面板与人行道的麦克风阵列浅层损伤扫描成像试验系统, 并取得了较好的适用性和精确度。2015年, Oh T等^[99]提出了多维度的麦克风阵列冲击共振法体系, 将频域和空间域的测点数据堆叠起来, 并设置一定的阈值区分浅层损伤的自然弯曲振动模态, 优化了桥面板浅层损伤的成像扫描系统。2017年, Sun H等^[100]利用拖拽球链的方式对设置矩形脱空损伤的混凝土构件进行基于麦克风频谱信号的损伤识别。

1.5 本文研究内容

我国存在大量钢管混凝土拱桥现役结构，随着服役时间越来越长，其结构损伤积累越来越多，关键部位的结构损伤若不进行及时的检测识别，将造成严重的危害和潜在安全威胁。钢管壁与混凝土的界面脱空损伤是钢管混凝土的常见损伤形式。当前常用于检测脱空损伤的无损检测技术如超声法、红外热成像法等仍然存在各种局限性，缺乏快速、高效的非接触式无损检测方法，本文基于上述背景，提出了利用基于麦克风的冲击共振测试对钢-混凝土界面的脱空损伤进行识别的检测方法。

本文受2012年，Oh T等^[95]对混凝土板浅层损伤麦克风冲击共振法研究的启发，通过麦克风冲击共振法解决钢管混凝土脱空损伤的无损识别问题。本文以四周约束板壳的振动理论为研究基础，提出了适合钢-混凝土组合板构件局部脱空损伤的自振频率公式，以声波的传播理论、声振互易性原理为基础，提出了基于麦克风的冲击共振方法的新思路。针对不同面积、形状的脱空损伤工况分别设计了一块钢-混凝土组合板构件与一块钢管混凝土构件，以力锤激励，麦克风置于激励点上空拾振。对拾取的声压信号进行频谱分析，验证了利用麦克风冲击共振法识别钢-混凝土界面脱空损伤的可行性。并将此方法与其他无损检测技术进行试验对比，分析了各方法的优缺点。为麦克风冲击共振法的深入研究与发展奠定了理论与试验基础。

全文共分五章：

第一章大致介绍了常见的钢管混凝土的无损检测技术、声波的基本理论与目前基于麦克风的无损检测新技术的原理与研究进展，并提出了本文的研究意义及研究思路。

第二章介绍了本文的理论基础，即振声互易性原理、声模态理论与四周约束板的振动理论的内容。

第三章介绍了钢-混凝土界面脱空组合板和脱空钢管混凝土构件的麦克风冲击共振法试探性测试、麦克风声模态测试、基于不同损伤工况的麦克风冲击共振测试及麦克风阵列损伤成像测试的试验过程、信号处理及结果分析。

第四章基于ABAQUS有限元分析的软件工具，通过显式动力学分析模拟了钢-混凝土组合构件与钢管混凝土构件的局部脱空损伤处与不存在损伤的部分在点脉冲激励下各自上空的声压分布即上空一点随时间变化的声压响应。分析了麦克风冲击共振法识别脱空损伤的声波理论依据。对不同的损伤工况进行局部脱空区域的振动模态分析，并将其自振频率与理论解析解及麦克风冲击共振试验结果进行对比验证。

第五章对前述钢-混凝土组合板构件及钢管混凝土构件分别进行红外热像法

探伤测试、混凝土超声探伤测试、钢结构超声探伤测试及雷达法测试，将其测试结果与麦克风冲击共振法测试结果进行对比，分析各方法进行损伤成像测试的优缺点及麦克风冲击共振法的优越性。

总结与展望。对全文进行总结分析，并提出研究存在的不足，对日后的研究提出了新的展望。

第2章 声模态理论及四周约束板壳振动理论

2.1 声学基础与声模态分析

2.1.1 声波及声压的概念

质点的振动产生波，声波是各种弹性介质中的机械波，存在声波的空间称为声场。设想由于某种原因（如一个物体的振动），在弹性介质（如空气）的局部区域产生扰动，此区域的介质质点A离开平衡位置开始运动，质点A的运动必然推动相邻介质质点B，亦即压缩了这部分的相邻介质，如图2.1（a）所示。由于介质的弹性作用，这部分介质被压缩时将产生一个反抗力，反过来作用于介质质点A，使它向原来的平衡位置运动，质点A的惯性力使得其回到平衡位置后继续压缩另一侧的相邻介质质点，如此往复。由于介质的弹性和惯性作用，最初被扰动的介质质点在平衡位置附近进行往复振动，相邻的介质质点也相继振动起来，这种介质质点的机械振动由近及远的传播称为声振动的传播，即声波^[101]。

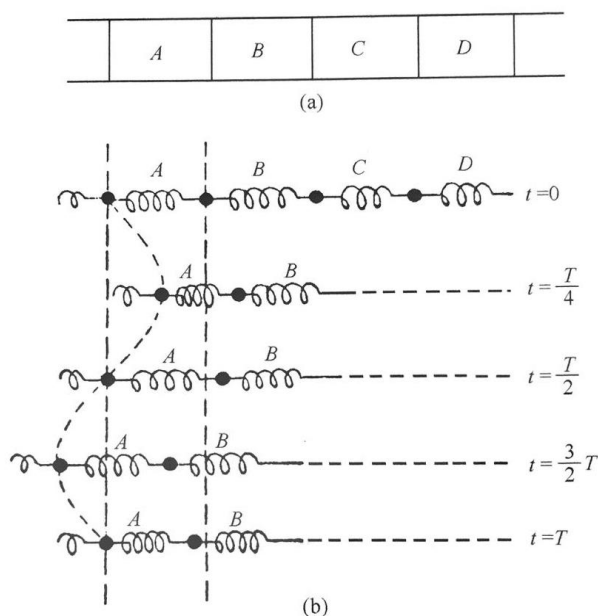


图 2.1 质量-弹簧振子耦合模型^[101]

弹性介质里质点振动的传播过程类似于多个振子相互耦合形成的质量-弹簧-质量-弹簧……的链形系统中，如图2.1（b）所示。弹性介质可视为由无限多个连续分布的质点组成，各质点在宏观上足够小，各部分的物理特性可以视作一个个均匀的小体积元，在微观上包含大量数目的分子，这样的体积元既具有质量又具有弹性。

理想流体媒质的弹性主要体现在体积膨胀或收缩时出现的恢复力，不会产生

切向恢复力。因此，理想流体介质中声振动的传播方向与质点的运动方向一致，本文的讨论范围为纵声波。

由于声波的扰动，介质的压强 $p'(\mathbf{r}, t)$ 会随时间和空间变化。若把没有声波时的静压强（大气压、静水压等）记作 p_0 ，则声波扰动后的压强与静压强的差 $p(\mathbf{r}, t) = p'(\mathbf{r}, t) - p_0$ 称为声压，也称为逾量压强和逾压。声压的大小反映了声波的强弱，声压的单位为Pa（帕）。

在理想流体介质中，只发生体积形变，即纯粹的压缩膨胀形变，介质的弹性可用单一的体弹性系数来表征，介质中只能传播纵波，且传播过程的特性只用声压就能充分描述。然而固体介质中除了体积形变外还存在切形变，即除了体弹性外还具有切变弹性。因此，固体中不仅能传播纵波，还能传播切变波，即横波。除此之外，在固体的自由表面会产生振幅随离表面深度而衰减的表面波。薄板中纵波与横波的反射叠加形成的特殊声场，薄板中的声波常称为兰姆波。如图2.2所示。由此可见固体中的声波传播比流体复杂得多。

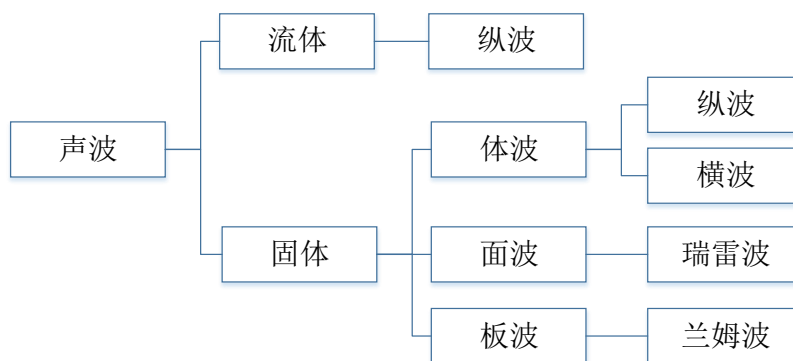


图 2.2 固体与流体中的声波

对于流-固半空间中的固体表面施加一点脉冲激励时，将在固体与流体中产生各种声波，如图2.3所示^[52]。

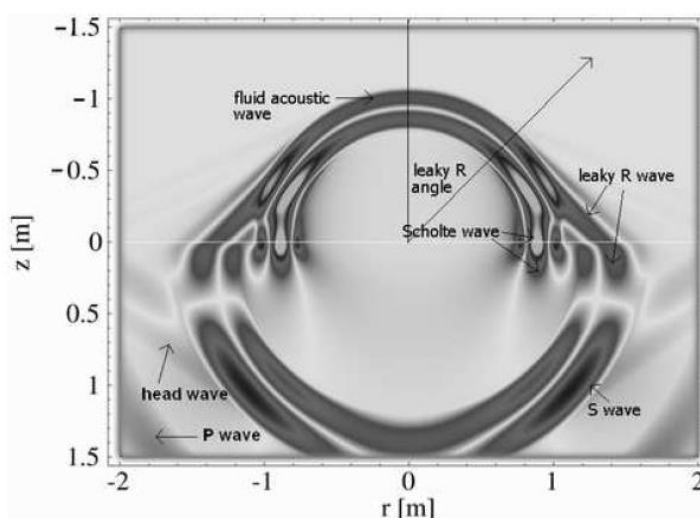


图 2.3 点脉冲激励下流-固半空间的声场快照图^[52]

由图2.3可见，点脉冲激励下，固体中产生了纵波（P wave）、横波（S wave）与首波（head wave）；固体与流体的交界面上产生了界面波（Scholte wave）；流体中产生了泄露的瑞雷波（leaky R wave）与直接声波（fluid acoustic wave）。由于表面波在流体-固体交界面的传播速度比直接声波在流体中的传播速度更快，因此泄露瑞雷波存在于半球形直接声波的外侧，在距离激励点较远处，泄露瑞雷波先于直接声波传播至流体中。并且由图可知，泄露瑞雷波不存在于激励点正上空附近，它存在与泄露瑞雷角（Leaky R angle）的范围之外。

对于一个有限大小的结构，声波传播到结构的边界（介质不均匀处）时，无法保持继续不变的传播，而是发生折射、反射、衍射和散射现象。其中最常见和最重要的是声波的反射现象，有限大小的结构中声波在其边界的反射现象导致结构中的声波在稳态条件下，仅在某些频率存在较大的响应，这些频率称为本征频率。响应在空间的分布仅能按一定形状存在，这种状态称为结构模态。

实际生活中有很大一部分的噪音来自于结构声波的辐射，结构表面的振动推动周围的流体运动，从而辐射声波。以理想化声源的辐射特性为基础，研究具体结构的声辐射特性。

2.1.2 线性系统的振声互易性原理

1873年，Rayleigh J等^[102]提出了线性系统的广义互易性原理，包含振动与振动的互易性、声与声的互易性和振动与声的互易性三部分内容。

1. 振动与振动的互易性

$$\left. \frac{x_j}{f_i} \right|_{f_j=0} = \left. \frac{x_i}{f_j} \right|_{f_i=0} \quad (2.1)$$

对结构的质点*i*施加力激励时，质点*j*处由于激励将产生位移响应，这一过程得到一个频率响应函数；对结构的质点*j*施加力激励时，质点*i*处由于激励将产生位移响应，这一过程同样得到一个频率响应函数，上述两者的频响函数相等。

2. 声与声的互易性

$$\left. \frac{p_j}{q_i} \right|_{q_j=0} = \left. \frac{p_i}{q_j} \right|_{q_i=0} \quad (2.2)$$

对结构的质点*i*施加体积声源的激励时，质点*j*处由于激励将产生声压响应，这一过程得到一个频率响应函数；对结构的质点*j*施加体积声源激励时，质点*i*处由于激励将产生声压响应，这一过程同样得到一个频率响应函数，上述两者的频响函数相等。

3. 振动与声的互易性

$$\left. \frac{p_j}{f_i} \right|_{\dot{q}_j=0} = - \left. \frac{x_i}{\dot{q}_j} \right|_{f_i=0} \quad (2.3)$$

进一步得到

$$\left. \frac{p_j}{f_i} \right|_{\dot{q}_j=0} = - \left. \frac{\dot{x}_i}{q_j} \right|_{f_i=0} \quad (2.4)$$

对结构的质点 i 施加力激励时, 质点 j 处由于激励将产生声压响应, 这一过程得到一个频率响应函数; 对结构的质点 j 施加体积声源激励时, 质点 i 处由于激励将产生速度响应, 这一过程同样得到一个频率响应函数, 上述两者的频响函数大小相同, 方向相反。

1995年, Wyckaert K等^[103]对振声互易性原理及其在声振耦合的模式试验中的应用作出了阐述。

结构在外力荷载激励与未耦合的声激励的共同作用下, 结构动力方程表示为:

$$\left[-\omega^2 M^s - i\omega C^s + K^s \right] \{x\} = \{f\} + \{l_p\} \quad (2.5)$$

其中 $\{l_p\} = \int_{S_b} p dS$, 为声腔中对交界面 S_b 作用的声压荷载。

结构在声激励与流固耦合界面结构的振动激励的共同作用下, 结构动力方程表示为:

$$\left[-\omega^2 M^f - i\omega C^f + K^f \right] \{p\} = \rho \{\dot{q}\} + \omega^2 \{l_f\} \quad (2.6)$$

其中 $\omega^2 \{l_f\} = \omega^2 \int_{S_b} \rho x_N dS$, 为声腔中交界面 S_b 的法向振动 x_N 产生的荷载。

由式 (2.5) 与式 (2.6) 可得声学-振动耦合系统的动力方程:

$$\begin{bmatrix} K^s & -K^c \\ 0 & K^f \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} x \\ p \end{Bmatrix} - i\omega \begin{bmatrix} C^s & 0 \\ 0 & C^f \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} x \\ p \end{Bmatrix} - \omega^2 \begin{bmatrix} M^s & 0 \\ -M^c & M^f \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} x \\ p \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} f \\ \rho \dot{q} \end{Bmatrix} \quad (2.7)$$

上式可整理为:

$$\begin{bmatrix} A_s & -K_c \\ -\omega^2 K_c^T & A^f \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} x \\ p \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} f \\ \rho \dot{q} \end{Bmatrix} \quad (2.8)$$

其中

$$\begin{aligned} A_s &= K_s - j\omega C_s - \omega^2 M_s \\ A_f &= (K_f - j\omega C_f - \omega^2 M_f) / \rho \end{aligned} \quad (2.9)$$

由式 (2.8) 和式 (2.9) 可以推导得到两类频响函数矩阵:

$$\begin{aligned} \left. \frac{p}{f} \right|_{\dot{q}=0} &= \left(A_s \frac{(K_c^T)^{-1}}{\rho\omega^2} A_f - K_c \right)^{-1} \\ \left. \frac{\ddot{x}}{q} \right|_{f=0} &= \left(K_c^T - A_f \frac{(K_c)^{-1}}{\rho\omega^2} A_s \right)^{-1} \end{aligned} \quad (2.10)$$

对线性系统，矩阵 A_s ， A_f ， K_c 和 M_c 均为对称矩阵，由此可得振动与声的互易性原理，即式 (2.4)。

振动与声的互易性原理为基于声压响应的脉冲锤击法结构模态试验奠定了基础，然而，只有当声压传感器以及体积声源处于封闭的环境，并且满足线性系统的假设时，上述互易关系才成立。对于平板结构，测试环境通常是不封闭的，此时，体积声源发出的声功率只有一部分转化为板的振动，转化的比例系数为一固定的值 β 。以平板的声振耦合系统为例，以体积声源为圆心，画任意半径的圆球，平板在圆球表面的投影面积 s' ，与圆球表面积 S 的比值即为 β ， $\beta = s' / S$ ，与圆球所取的半径无关，如图2.4所示。

$$\left. \frac{p_j}{f_i} \right|_{\dot{q}_j=0} = - \left. \frac{\dot{x}_i}{\beta q_j} \right|_{f_i=0} \quad (2.11)$$

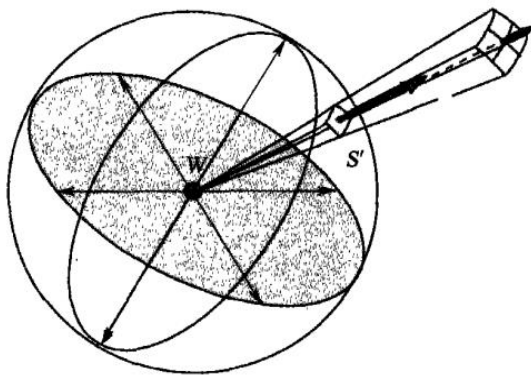


图 2.4 体积声源的声功率转化系数^[104]

β 越大，表示频响函数激励的能量越多，响应的信噪比越高，频响函数的相干性越好。实际操作中，声压测点距离被测表面宜尽可能的近，则 β 越大，能量传递效率越高。

2.1.3 声波方程

声波或声场的特性和规律可以通过介质中的声压 p ，质点速度 v 以及密度变化量 ρ 三个变化量中的任意一个来描述，三者均不是孤立变化的。

为了简化问题，对介质作以下理想化的假设^[101]：

(1) 介质为理想流体，即介质中不存在黏滞和热传导，声波传播时不会发生能量耗损；

(2) 声波尚未形成时，介质在宏观上是均匀、静止不动的，静态压强 P_0 与静态密度 ρ_0 均为常数；

(3) 介质因声波传播而引起的压缩与膨胀的过程是绝热的，介质相互毗邻的部分不会由于声波引起的温度差而产生热交换；

(4) 介质中传播的是小振幅声波，各声学量都是一级微量。

考虑一维情形，假定声波仅在一个方向运动（如 x 方向），在其他两个方向上声场是均匀的，声压仅是 x 的函数。作为流体介质，声压、质点速度密度变化量分别满足三个基本的物理定律^[101]：

(1) 牛顿第二定律：据此得出描述压力变化 p 与质点速度 v 关系的动力学方程：

$$\rho_0 \frac{\partial v}{\partial t} = -\frac{\partial p}{\partial x} \quad (2.12)$$

(2) 质量守恒定律：据此得出描述可压缩介质的密度变化 ρ' 与质点速度 v 关系的连续性方程：

$$-\rho_0 \frac{\partial v}{\partial x} = \frac{\partial \rho'}{\partial t} \quad (2.13)$$

(3) 物态方程：描述介质中压强的变化 p 与密度变化 ρ' 关系：

$$p = c_0^2 \rho' \quad (2.14)$$

其中 c_0 代表声波在介质中的传播速度，即声速。 ρ_0 代表介质的初始密度。对于理想气体中的小振幅声波，利用其物态方程 $PV^\gamma = \text{const}$ ，可求得声速 $c_0^2 = \gamma P_0 / \rho_0$ 。其中 γ 为气体的定压与定容热容量之比，对于空气， $\gamma=1.402$ 。对于液体，可以通过定义介质的压缩系数 $\beta = -(dV/V)/dP$ ，或体压缩模量 $K = 1/\beta$ （也称体弹性模量）来描述其物态方程，此时 $c_0^2 = 1/\beta\rho_0 = K/\rho_0$ 。

有了公式 (2.12)，(2.13) 和 (2.14) 三个介质基本方程，消去 p ， v ， ρ' 中的任意两个量，即可得到用声压，质点速度，或密度变化量单独表示的一维声波方程。比如，用声压表示的一维声波方程：

$$\frac{\partial^2 p}{\partial x^2} = \frac{1}{c_0^2} \frac{\partial^2 p}{\partial t^2} \quad (2.15)$$

方程 (2.15) 忽略了二级以上微量，故称为一维线性声波方程。

上述方程是基于声波仅沿着 x 方向传播的假定得出的，然而实际情况中声波

不会仅在一个方向传播，把一维声波方程推广至三维声波方程可得：

$$\nabla^2 p = \frac{1}{c_0^2} \frac{\partial^2 p}{\partial t^2} \quad (2.16)$$

其中 ∇^2 为拉普拉斯运算符，在直角坐标系中 $\nabla^2 = \frac{\partial^2}{\partial x^2} + \frac{\partial^2}{\partial y^2} + \frac{\partial^2}{\partial z^2}$ 。

2.1.4 声学模态分析

脉动球源是表面作均匀涨缩运动的一种球面声源，球源表面上各点沿着径向作同振幅、同相位的振动，如图2.5所示。对它的分析有一定的指导意义，半径很小的脉动球源可以用来模拟点声源。任何复杂的面声源均可以视作无限多个点声源的集合^[101]。

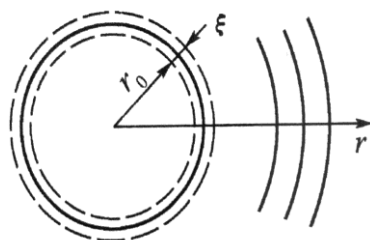


图 2.5 脉动球源辐射声波

因此，小脉动球源是最基本的声源，球面坐标下其一般的数学表达为：

$$p = \frac{A}{r} e^{j(\omega t - kr)} \quad (2.17)$$

其中 r 为径向坐标，待定常数 A 一般为复数，而 A/r 的绝对值即为声压幅值。已知声压，由动力学方程式 (2.12) 可得其质点速度的一般表达：

$$v_r = -\frac{1}{j\omega\rho_0} \frac{\partial p}{\partial r} = \frac{A}{r\rho_0 c_0} \left(1 + \frac{1}{jkr}\right) e^{j(\omega t - kr)} \quad (2.18)$$

其中 v_r 为沿径向 r 处质点的速度。

设球源表面振动速度为

$$u = u_a e^{j(\omega t - kr_0)} \quad (2.19)$$

其中 u_a 为振速的幅值， kr_0 是为了计算方便引入的一个初相位。

球源表面处介质质点的速度应等于球源表面的振速，即满足边界条件：

$$v_r |_{r=r_0} = u \quad (2.20)$$

将式 (2.18) 代入上式，可求得

$$A = |A| e^{j\theta} \quad (2.21)$$

其中

$$|A| = \frac{\rho_0 c_0 k r_0^2 u_a}{\sqrt{1 + (k r_0)^2}}, \quad \theta = \arctan\left(\frac{1}{k r_0}\right) \quad (2.22)$$

将A代入式(2.17)即可求得脉动球源所辐射的声压为:

$$p = p_a e^{j(\omega t - kr + \theta)} \quad (2.23)$$

其中声压振幅为 $p_a = |A|/r$, 将A的值代入式(2.18), 即可求得球源辐射声场的质点速度:

$$v_r = v_{ra} e^{j(\omega t - kr + \theta)}$$

其中

$$v_{ra} = p_a \frac{\sqrt{1 + (k r_0)^2}}{\rho_0 c_0 k r}, \quad \theta' = \arctan\left(\frac{-1}{k r}\right) \quad (2.25)$$

v_{ra} 为径向质点速度振幅。

由式(2.22), (2.23)可知, 声压的幅值大小不仅与球源振幅有关, 还与声波的频率, 球源半径相关。

当 $k r_0 \rightarrow 0$ 时, $\theta \approx \pi/2$, 于是(2.23)成为:

$$p \approx j \frac{k \rho_0 c_0}{4\pi r} Q_0 e^{j(\omega t - kr)} \quad (2.26)$$

其中 $Q_0 = 4\pi r_0^2 u_a$, 为小脉动球源的体积速度幅值, 通常称为点源强度。

当声源装在一个障板上时, 由于振动源前后辐射的声波相位相反, 其中障板将相位相反的声波反射至前方, 与原本向前传播的声波相互叠加, 为当障板无限大时, 声波辐射为原来的两倍。对于一个振动结构上的小振动源, 其振动元面积足够小, 因此可视作无限大障板上的振动单元。其振动速度和面积分别为 v_n 和 dS , 其体积速度为 $v_n dS$, 设在该振动结构上的法向振动速度分布为 $v_n(\mathbf{r}_s)$, 由线性叠加原理, 该振动结构在空间所产生的声压为^[101]:

$$p(\mathbf{r}, t) = \frac{j\omega\rho_0 e^{j\omega t}}{2\pi} \int_s \frac{v_n(\mathbf{r}_s)}{R} e^{-jkR} dS \quad (2.27)$$

式(2.27)即为瑞利积分, 其中 \mathbf{r} 是空间观察点, \mathbf{r}_s 是结构表面上振动元的位置, R 是上述两点间的距离。

有了上述理论作为基础, 下面进行声模态理论的推导:

任意振动结构均可等效为各质点处点声源的集合, 各振动元均可视为无限大的障板上的点声源。由式(2.27)可得, 平板结构振动时, 板内 i 点处的声压为:

$$p_i(\omega) = \int_s \frac{j\omega\rho_0 v_n}{2\pi R} e^{-jkR} dS \quad (2.28)$$

其中, R 为平板上各质点至声压测点的距离, v_n 为板内各点的振动速度, p_i 为

质点 i 处的声压。则声压的传递函数为：

$$H_{ij}^p(\omega) = \frac{p_i(\omega)}{F_j(\omega)} = \frac{\int_s \frac{j\omega\rho_0 v_n e^{-jkR}}{2\pi R} dS}{F_j(\omega)} = \int_s \frac{j\omega\rho_0 e^{-jkR}}{2\pi R} H_{nj}^v(\omega) dS \quad (2.29)$$

其中 $H_{nj}^v(\omega)$ 为在 j 点进行激励，板内各点振动速度的频响应函数，有

$$H_{nj}^v(\omega) = j\omega H_{nj}(\omega) \quad (2.30)$$

故

$$H_{ij}^p(\omega) = \int_s \frac{-\omega^2 \rho_0 e^{-jkR}}{2\pi R} \sum_{r=1}^n \frac{\psi_{jr} \psi_{nr}}{m_r [(\omega_r^2 - \omega^2) + 2j\xi_r \omega_r \omega]} dS \quad (2.31)$$

其中声压的频响应函数为各阶模态的分量之和，当测点的水平位置与高度保持不变时，频响应函数保持不变。在工程近似的应用中，板壳结构的阻尼可认为比较小，各模态之间相互耦合作用小，可以解耦。在第 r 阶模态时，忽略其他阶模态在该频率处的影响。且式 (2.31) 中只对板内所有质点 n 进行积分，与 ψ_{jr} 无关，因此有：

$$\left[H_{ij}^p(\omega) \right]_r = \frac{\psi_{jr}}{m_r [(\omega_r^2 - \omega^2) + 2j\xi_r \omega_r \omega]} \int_s \frac{-\omega^2 \rho_0 e^{-jkR}}{2\pi R} \psi_{nr} dS \quad (2.32)$$

令

$$\int_s \frac{-\omega^2 \rho_0 e^{-jkR}}{2\pi R} \psi_{nr} dS = \psi'_{ir} \quad (2.33)$$

则有

$$\left[H_{ij}^p(\omega) \right]_r = \frac{\psi'_{ir} \psi_{jr}}{m_r [(\omega_r^2 - \omega^2) + 2j\xi_r \omega_r \omega]} \quad (2.34)$$

上式即为第 r 模态的声压频响应函数表达式，此形式与应变模态的传递函数相似^[105]。

传统的位移模态测试中频响应函数矩阵为对称矩阵，故既可以采用固定响应点，激励所有自由度的方法测得频响应函数矩阵的一行，也可以采用激励某一固定不变的自由度，在所有自由度上拾取响应信号的方法测得频响应函数矩阵的某一行。下面分别探讨使用这两种方法进行声模态测试时的区别：

(1) 当响应点固定，即声压传感器全程固定不动，而力锤激励点移动至所有自由度时，测量频响应函数矩阵的某一行，由式 (2.33) 可知，其中 ψ'_{ir} 的值为固定不变的常数，因此有

$$\{H_{i1}^p(\omega), H_{i2}^p(\omega), \dots, H_{in}^p(\omega)\}_r = \frac{\psi'_{ir}}{m_r [(\omega_r^2 - \omega^2) + 2j\xi_r \omega_r \omega]} \times \{\psi_{1r}, \psi_{2r}, \dots, \psi_{mr}\} \quad (2.35)$$

经过归一化后可识别出第 r 阶振型向量 $\{\psi_{1r}, \psi_{2r}, \dots, \psi_{mr}\}^T$ 。此向量与位移模态的振型一致。

(2) 当力锤激励点固定, 而声压测试点移动时, 测量频响函数矩阵的某一行, 此时 ψ_{jr} 为常数, 若保证声压测点与被测表面的距离保持不变, 此时有

$$\{H_{1j}^p(\omega), H_{2j}^p(\omega), \dots, H_{nj}^p(\omega)\}_r = \frac{\psi_{jr}}{m_r[(\omega_r^2 - \omega^2) + 2j\xi_r\omega_r\omega]} \times \{\psi'_{1r}, \psi'_{2r}, \dots, \psi'_{mr}\} \quad (2.36)$$

由此可见, 经过归一化后, 可识别出的第 r 阶振型向量为声模态的振型向量 ψ'_{ir} 。

由式 (2.33) 可知, 声模态振型向量的计算过程中涉及与测点位置有关的变量 R 的积分, 当声压测点 i 不断移动, 求得的声模态振型向量与位移模态中的振型向量不成线性关系, 因此该模态不同于位移模态的振型向量, 为非对称模态。李乐等人提出, 采用力锤激励固定, 声压测点移动的方式进行的模态试验求得的是结构声压场的分布, 即结构振动固有特性产生的声场固有特性^[105]。

综上分析可知, 声模态的测试不同于位移模态的测试, 其区别在于, 位移模态测试中的频响函数矩阵为对称矩阵, 反映结构位移响应与激励的传递函数关系。而声模态测试中的频响函数矩阵为非对称矩阵, 不仅包含结构振动的位移振型信息, 同时还反映结构振动所产生的声场特性。在声模态测试中, 若采取固定声压测点, 移动激励点至所有自由度的测试方法, 即可排除声场特性的干扰, 求得结构模态的振型及频率。

1995年, 李俊宝等^[106]对声模态理论进行了正问题分析, 通过声响应识别了编钟的位移模态。2001年, 黎胜等^[107]利用有限元模拟结构声辐射并进行模态分析。2010年, 李乐等^[105]提出了对结构振动产生的声辐射进行动力参数识别的方法。上述研究从各方面证实了声模态测试的可行性。

在实际测试中, 声压传感器无法接触结构表面, 将置于测点上空某点, 由前述振动与声的互易性原理可知, 激励产生的振动能量无法完全转化为声压传感器处的声功率, 存在一个小于1功率转化系数 β , 测点距离振动表面越近时, β 越接近于1, 当模态测试中各声压测点的高度固定不变时, β 保持不变, 可由此排除对振动测试结果的干扰。

2.2 四周约束板壳的振动理论

钢-混凝土组合结构的局部界面脱空损伤区域中, 损伤中央的钢板与钢壳失去了混凝土的接触与支撑, 可将损伤边界的混凝土视作脱空区域钢板或钢壳的支座, 本文以局部平板的振动理论为基础, 对损伤区域钢板的自振频率进行分析, 为麦克风冲击共振法识别钢-混凝土组合结构的局部脱空损伤提供理论支撑。

2.2.1 四周约束矩形平面薄板的自振频率

实际工程中, 局部脱空损伤的形状并不规则, 为了使问题得到简化, 可将损

伤的平面几何轮廓简化为矩形，通过研究四周约束的矩形板的振动，求得该局部脱空损伤的自振频率解析解，下面介绍矩形四周约束板的振动理论：

1850年，Kirchhoff G等^[108]提出了薄板理论的重要假设：（1）中性面假定，板发生弯曲时，中性面内各点只存在法向位移，不存在平行于中性面的位移；（2）直法线假定，弯曲变形前垂直于中面的直线，在变形后仍然与中面保持垂直，且长度不发生变化，板中面各点剪应变为零；（3）不挤压假定，薄板各层纤维在变形后均互不挤压，垂直于板中面的应力分量与应变分量均忽略不计。

基于上述Kirchhoff假定，薄板弯曲的控制方程表示为：

$$\frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + 2\frac{\partial^4 w}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial^4 w}{\partial y^4} = \frac{p}{D} \quad (2.37)$$

其中 w 为板的弯曲挠度， D 为板的弯曲刚度， $D = Eh^3 / 12(1 - \nu^2)$ 。为了研究动力问题，引入时间作为自变量，并考虑结构的惯性力作用，因此方程右边的力函数变为：

$$p(x, y, t) - \rho h \frac{\partial^2 w}{\partial t^2}(x, y, t) \quad (2.38)$$

其中 ρ 为材料密度， h 为薄板的厚度。当研究板的自振时，外作用力 $p(x, y, t)$ 为零，因此差分方程写为：

$$D\nabla^2 \nabla^2 w(x, y, t) + \rho h \frac{\partial^2 w}{\partial t^2}(x, y, t) = 0 \quad (2.39)$$

其中 ∇^2 为拉普拉斯运算符， $\nabla^2 = \frac{\partial^2}{\partial x^2} + \frac{\partial^2}{\partial y^2}$ 。

引入初始挠度与初始速度，当 $t = 0$ 时，

$$w = w_0(x, y), \quad \frac{\partial w}{\partial t} = v_0(x, y) \quad (2.40)$$

式（2.39）为板的无阻尼、线性自由振动的四阶齐次微分方程。假设结构的挠度与时间变化的关系：

$$w(x, y, t) = (A \cos \omega t + B \sin \omega t) W(x, y) \quad (2.41)$$

其中 $W(x, y)$ 为形函数， ω 为自振频率。将式（2.41）代入式（2.39）可得：

$$D\nabla^2 \nabla^2 W - \omega^2 \rho h W = 0 \quad (2.42)$$

解该方程的非零解，由行列式为零即可求得板的各阶自振频率。

对于四边简支的矩形薄板，假设形函数为：

$$W(x, y) = \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} C_{mn} \sin \frac{m\pi x}{a} \sin \frac{n\pi y}{b} \quad (2.43)$$

其中 a 和 b 分别为矩形薄板的两边边长， C_{mn} 是板的 (m, n) 阶模态的振幅。将式（2.43）代入式（2.42），可求得：

$$\frac{m^4 \pi^4}{a^4} + 2 \frac{m^2 \pi^2}{a^2} \frac{n^2 \pi^2}{b^2} + \frac{n^4 \pi^4}{b^4} - \frac{\omega^2 \rho h}{D} = 0 \quad (2.44)$$

解方程求得四边简支矩形板的各阶自振频率：

$$\omega_{nm} = \frac{\pi^2}{a^2} \sqrt{\frac{D}{\rho h}} (m^2 + n^2) \quad (2.45)$$

本文将钢-混凝土组合结构构件局部界面脱空损伤处的钢板或钢壳视作为约束条件未知的板壳振动模型。假设研究的损伤面积相比钢板壁厚度足够大而剪切变形可以忽略不计，因此损伤处的局部钢板模型可以视作薄板。

四边约束条件不明的板的振动模态很难通过经典的分析方法求出，然而，对于边长 a 与板厚 h 之间满足 $5 < a/h < 80$ 的矩形薄板薄板，其振动的“边缘效应系数”可作为一种经验方法，利用该系数可以根据四边简支的矩形薄板模型进行修正得到其他边界约束条件的板振动模型。

1986年，Mitchell AK等^[109]和Hazell CR等^[110]提出四边约束平板的振型可以很好地用四边简支条件的板振型描述，只有约束边界附近的板不符合此规律。因此，只需对约束边界附近的特殊条件作出相应的修正即可利用简支条件板的振动模型得到相应的约束板振动模型。一个四边约束矩形薄板的3-3阶横向振动模态的有限元模态分析结果如图2.6所示，振型的节线将板划分成9个子区域，将其振型曲线与简支板的振型曲线（正弦函数）进行比较，以示四边约束板与四边简支板在边界附近区域的区别。

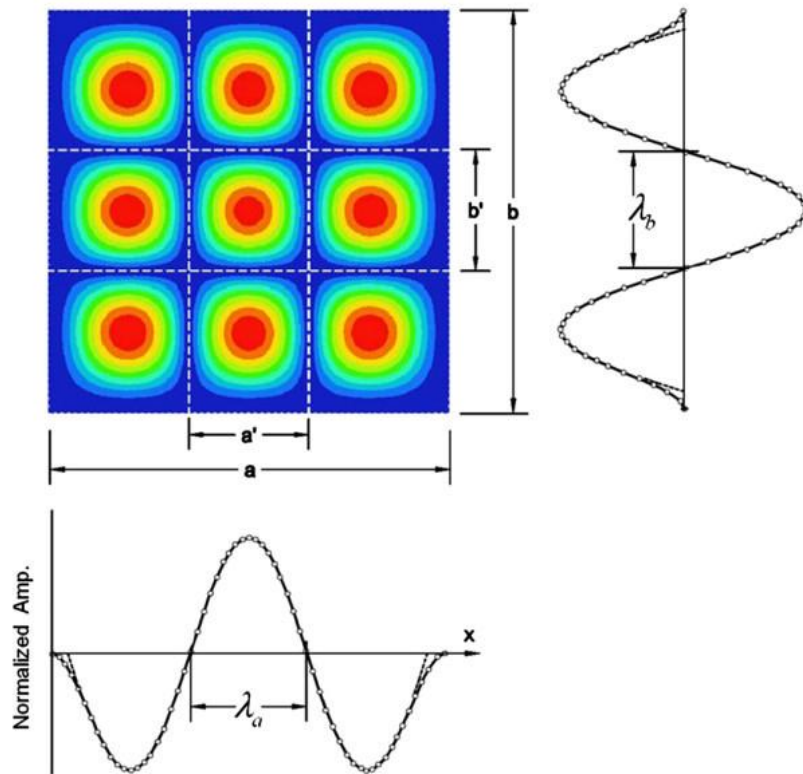


图 2.6 3-3 阶四周约束板的振型节线及其振型曲线与正弦曲线的比较^[95]

在板的高阶振型图中，有部分子区域的四周完全被振型节线所包围，这部分子区域的振动完全符合同等大小的四边简支板的振动规律。因此，整个四周约束条件的板振动频率可以由振型节线所包围的部分子区域的简支板振动频率的解近似而得，振型节线所包围板的振动频率为：

$$\omega_{mn} = \pi^2 \sqrt{\frac{D}{\rho h}} \left[\left(\frac{m'}{a'} \right)^2 + \left(\frac{n'}{b'} \right)^2 \right] \quad (2.46)$$

其中， a' 和 b' 是由四边最外侧振型节线所包围的矩形区域的各边边长， m' 和 n' 为定义上述节线之间的半波数的正整数，表示内部四边简支板在横向的模态阶数。

为了更好地定义四周约束板的模态振型，AK Mitchell和CR Hazell分别定义了与各方向模态阶数 m 和 n 相对应的“边缘效应系数” Δ_m 和 Δ_n ，通过各方向边长对应的半波长 λ_a 和 λ_b 表示：

$$\Delta_m = \frac{a}{\lambda_a} - m, \quad \Delta_n = \frac{b}{\lambda_b} - n \quad (2.47)$$

式(2.46)中的 m'/a' 和 n'/b' 可以由边缘效应系数表示，频率公式整理为：

$$\omega_{mn} = \pi^2 \sqrt{\frac{D}{\rho h}} \left[\left(\frac{m+\Delta_m}{a} \right)^2 + \left(\frac{n+\Delta_n}{b} \right)^2 \right] \quad (2.48)$$

通过一系列的试验，AK Mitchell和CR Hazell提出边缘效应系数是四周约束薄板无量纲模态参数（ na/mb 和 mb/na ）的函数：

$$\Delta_m = \frac{1}{\left(\frac{na}{mb}\right)^2 + c}, \quad \Delta_n = \frac{1}{\left(\frac{mb}{na}\right)^2 + c}, \quad c = 2 \quad (2.49)$$

其中 $1/c$ 是边缘效应系数的上界，取决于边界条件，AK Mitchell和CR Hazell提出的经验值为2。

2013年，Oh T等^[95]在此频率经验公式的基础上，通过试验模态分析与有限元模拟，提出了混凝土板内浅分层损伤的局部矩形板振动频率修正公式，并得出了不同损伤尺寸与损伤深度之比的条件下，高阶模态的边缘效应系数修正值。其损伤模型如图2.7所示，边缘效应系数的规律如图2.8所示。可知当损伤尺寸远远大于损伤的深度时，前三阶模态下的边缘效应系数十分接近其上界，此时，内部分层损伤的局部板可近似看成四边完全约束的矩形薄板。

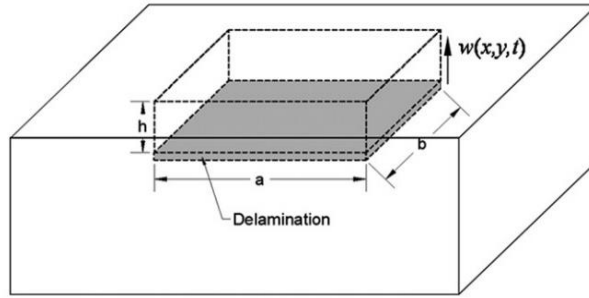


图 2.7 混凝土浅层损伤模型^[95]

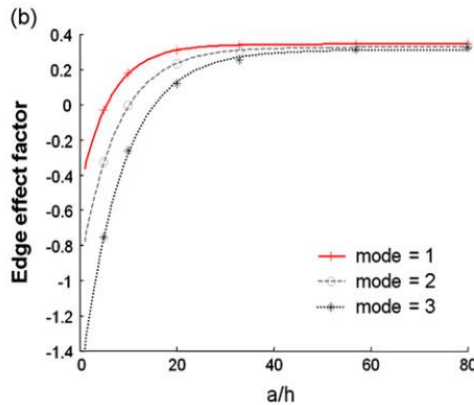


图 2.8 前三阶模态的边缘效应系数与损伤尺寸、深度的关系^[95]

本文所研究的钢-混凝土组合结构界面脱空损伤，局部脱空发生在钢板内侧，其前三阶模态边界效应系数的规律可类比混凝土浅层损伤模型的边界效应系数规律，当损伤尺寸达到一定程度时，局部脱空的钢板可近似看成四周完全约束的矩形薄板，其自振频率的估算可沿用AK Mitchell和CR Hazell提出的频率公式(2.48)和(2.49)及其边界效应系数的上界经验值($c=2$)。

2.2.2 周界约束圆形平面薄板的自振频率

实际工程中，当局部脱空损伤的形状在相互正交的两个方向上尺寸大致接近时，也可将损伤的平面几何轮廓简化为圆形，通过研究四周约束的圆形板的振动，求得该局部脱空损伤的自振频率解析解的近似值，下面介绍圆形形四周约束板的振动理论^[111]：

采用极坐标的方式对周界约束的圆形板振动进行分析，对半径为 a 的圆板进行分析，如图2.9所示， r 为距离极点的径向距离，即极径； θ 为极径 r 与极轴所夹的角，即极角。极坐标与直角坐标之间的关系为： $x=r\cos\theta$ ， $y=r\sin\theta$ 。极坐标下的拉普拉斯算子可表示为：

$$\nabla^2 = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial}{\partial r} \right) + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2}{\partial \theta^2} \quad (2.50)$$

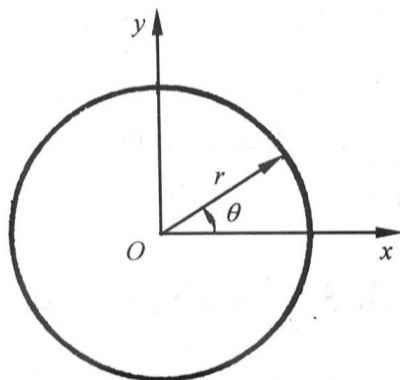


图 2.9 极坐标下的圆形平板

设极坐标下圆板的挠度 $w = w(r, \theta, t)$ ，类似平板的自由振动分析，圆板自由振动的差分控制方程可写为：

$$D\nabla^2\nabla^2w + \rho h \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} = 0 \quad (2.51)$$

其中 D 为板的弯曲刚度， $D = Eh^3 / 12(1-\nu^2)$ ， h 为板的厚度。

采用变量分离法求解这一方程，令

$$w(r, \theta, t) = W(r, \theta)e^{j\omega t} \quad (2.52)$$

将式 (2.52) 代入式 (2.51) 可得：

$$D\nabla^2\nabla^2W - k^4W = 0 \quad (2.53)$$

其中

$$k^4 = \frac{\omega^2 \rho h}{D} \quad (2.54)$$

式 (2.53) 的解可以用以下方程表达：

$$\begin{aligned} \left(\frac{d^2}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{d}{dr} + k^2\right)W_1 &= 0 \\ \left(\frac{d^2}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{d}{dr} - k^2\right)W_2 &= 0 \end{aligned} \quad (2.55)$$

式 (2.53) 的解为 W_1 与 W_2 的线性组合。作变量变换，令第一个方程 $z_1 = kr$ ，第二个方程 $z_2 = jkr$ 则式 (2.55) 变为：

$$\begin{aligned} \frac{d^2W_1}{dz_1^2} + \frac{1}{z_1} \frac{dW_1}{dz_1} + W_1 &= 0 \\ \frac{d^2W_2}{dz_2^2} + \frac{1}{z_2} \frac{dW_2}{dz_2} + W_2 &= 0 \end{aligned} \quad (2.56)$$

在此引入贝塞尔方程的概念^[112]：

$$x^2 \frac{d^2y}{dx^2} + x \frac{dy}{dx} + (x^2 - \alpha^2)y = 0 \quad (2.57)$$

在柱坐标或球坐标下求亥姆霍兹方程和拉普拉斯方程时，利用分离变量的方式可求得贝塞尔方程，故贝塞尔函数常在圆柱体的电磁波传播、热传导与圆形薄膜振动的问题中被用到。

式(2.57)的解无法用初等函数的形式表示，其标准解函数称为贝塞尔函数，在实际应用中， α 通常为整数 n ，此时称该方程的解为 n 阶贝塞尔函数。

式(2.56)中的两个方程均为零阶柱贝塞尔方程的标准形式，该方程有两个特解，其中一个为 $J_0(z)$ ，称为零阶柱贝塞尔函数（即第一类贝塞尔函数）；另一个为 $N_0(z)$ ，称为零阶柱诺依曼函数（即第二类贝塞尔函数）。方程的解一般为上述两个函数的线性组合：

$$W(z) = AJ_0(z) + BN_0(z) \quad (2.58)$$

考虑到柱诺依曼函数 $N_0(z)$ 具有在零点发散的属性，当 $z=0$ 时， $N_0(z) \rightarrow \infty$ ，而对于圆板振动模型，其圆心处的振动总是有限的，为了使解能够描述圆板振动的实际规律，令 $B=0$ ，故式(2.56)的解的形式可以表示为： $W(z) = AJ_0(z)$ ， W_1 和 W_2 的具体表示形式为：

$$\begin{aligned} W_1 &= A_1 J_0(kr) \\ W_2 &= A_2 J_0(jkr) = A_2 I_0(kr) \end{aligned} \quad (2.59)$$

其中， $I_0(kr)$ 称为零阶虚宗量柱贝塞尔函数，零阶虚宗量柱贝塞尔函数可以将零阶柱贝塞尔函数中的宗量 x 以 jx 置换而得到。式(2.59)为挠度函数 W 的两个特解，其一般解可表示为：

$$W = AJ_0(kr) + BI_0(kr) \quad (2.60)$$

对于半径为 a ，周界完全约束的圆形板，其振动的边界条件为：

$$\begin{aligned} (W)_{(r=a)} &= 0 \\ \left(\frac{\partial W}{\partial r}\right)_{(r=a)} &= 0 \end{aligned} \quad (2.61)$$

将上述边界条件代入式(2.60)，整理可得：

$$\begin{aligned} AJ_0(ka) + BI_0(ka) &= 0 \\ -AJ_1(ka) + BI_1(ka) &= 0 \end{aligned} \quad (2.62)$$

其中， $J_1(ka)$ 为一阶柱贝塞尔函数， $I_1(ka)$ 为一阶虚宗量柱贝塞尔函数。由于上式中 A 与 B 不能同时为零，故系数行列式为零，即

$$\begin{vmatrix} J_0(ka) & I_0(ka) \\ -J_1(ka) & I_1(ka) \end{vmatrix} = J_0(ka)I_1(ka) + I_0(ka)J_1(ka) = 0 \quad (2.63)$$

利用柱函数的值，用图解法求得上述方程的根，如图2.10所示。设上述方程的根 $\mu = ka$ ，则 $\mu_1 = k_1 a$ ， $\mu_2 = k_2 a$ ，...， $\mu_n = k_n a$ 。解式(2.63)得 $\mu_1 = 3.20$ ， $\mu_2 = 6.30$ ， $\mu_3 = 9.44$ ，...。当 $n > 3$ 时，可用近似式 $\mu_n = n\pi$ 表示。

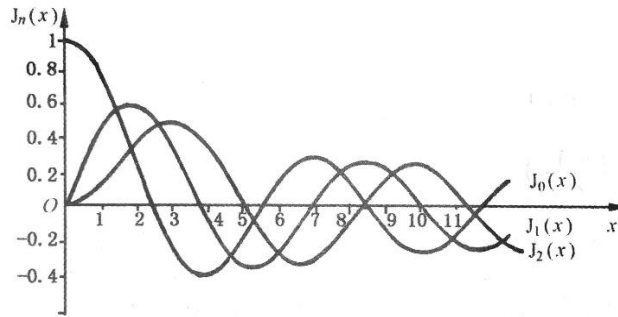


图 2.10 柱贝塞尔函数图

因此，由式 (2.54) 可得，半径为 a ，周界完全约束的圆形板的振动频率公式为：

$$\omega_n = \frac{\mu_n^2 h}{4\pi a^2} \sqrt{\frac{E}{3\rho(1-\nu^2)}} \quad (2.64)$$

将 $\mu_1 = 3.20$ 代入上式，求得圆板振动的一阶频率为：

$$\omega_1 = \frac{\mu_1^2 h}{4\pi a^2} \sqrt{\frac{E}{3\rho(1-\nu^2)}} = 0.467 \frac{h}{a^2} \sqrt{\frac{E}{\rho(1-\nu^2)}} \quad (2.65)$$

二阶频率为：

$$\omega_2 = \left(\frac{\mu_2}{\mu_1}\right)^2 \omega_1 = \left(\frac{6.30}{3.20}\right)^2 \omega_1 = 3.91\omega_1 \quad (2.66)$$

三阶频率为：

$$\omega_3 = \left(\frac{\mu_3}{\mu_1}\right)^2 \omega_1 = 8.75\omega_1 \quad (2.67)$$

与矩形四周约束板的振动相类似，假设当损伤尺寸相比板厚大到一定程度时，钢-混凝土界面脱空的局部圆形损伤板的前三阶模态，状态接近于周界完全约束的圆形板的振动，其一阶振动频率近似用式 (2.64) 来描述。

2.3 本章小结

本章首先介绍了声波的基本方程及板振动时结构声波产生的声辐射规律，板发生振动时，其上空固定一点的声压响应与板的振动速度响应幅值成正比。接着介绍了振动与声的互易性原理和声学模态分析的基本理论，阐述了基于声压信号的模态分析理论，表明利用麦克风传感器进行基于声压信号的模态分析也能测得结构的模态振型及频率。最后，本章提出了矩形局部脱空损伤与圆形局部脱空损伤的自振频率估计模型，即四周约束的矩形板自振频率公式与四周约束的圆形板自振频率公式。由公式可知，板的自振频率与其材料特性、平面尺寸及板的厚度相关，当局部脱空损伤的尺寸已知时，可以计算得出该损伤工况的自振频率估计值。

第3章 钢-混凝土组合结构的麦克风冲击共振试验

3.1 麦克风冲击共振试验原理

钢-混凝土组合结构发生局部界面脱空损伤时,脱空部位的钢板或钢壳可视为四周支撑在混凝土支座的上板壳模型。对混凝土填充密实的构件表面施加脉冲力激励时,冲击瞬间会发出直接声波。而对构件表面的脱空损伤部位施加脉冲力激励时,局部脱空区域的钢板壳受短时冲击力的作用,将发生持续的振动响应,其响应在局部板壳的自振频率处十分明显。

由于结构的振动在附近空气中将产生声辐射,因此可以通过声压传感器拾取激励点上空的声压信号,对声压信号进行分析处理,判断构件表面的振动情况,以识别结构是否存在脱空损伤。通常,钢-混凝土组合结构内部发生脱空损伤时,损伤的面积与尺寸是未知的,在已知板壳厚度的情况下,利用声压信号的频谱特性,从局部脱空板壳模型的振动特性出发,可推测脱空损伤的尺寸等固有特性。

本文分别设计了一块钢-混凝土组合板构件与一块钢管混凝土构件,并在每个试件中设计了不同大小、形状的脱空损伤区域,两个试件的损伤工况保持一致。利用小力锤激励试件的脱空区域与非脱空区域,通过麦克风声压传感器拾取激励点上空的声压响应信号,并通过数字信号采集仪进行信号处理与分析。首先,进行试探性测试,探究激励点与测点相对位置(水平距离、垂直距离、摆放角度)对声压信号的影响。接着,分别对不同损伤工况进行麦克风冲击共振测试,探究不同损伤面积与形状对响应信号频谱特性的影响。然后,分别对钢-混凝土组合板构件和钢管混凝土构件的 $200 \times 350 \text{mm}^2$ 矩形脱空损伤工况进行麦克风声模态测试。最后,利用基于模态测试的参数提取手段,对两块构件的 $150 \times 150 \text{mm}^2$ 矩形损伤进行基于麦克风阵列的损伤成像测试。

3.1.1 试验设备与仪器

麦克风冲击共振测试用到了如下的仪器设备,如图3.1(a)~(e)所示。

(1) 激励力锤与力传感器,PCB公司的模态力锤与力传感器208A03,灵敏度: 2.247mV/N ,如图3.1(a)~(b)所示,用于对构件表面进行冲击激振,并将力信号记录;

(2) 声压传感器,B&K公司1/4英寸4958A传声器(0~20kHz),如图3.1(c)所示,用于记录激振后结构振动产生的空气中的声压信号,由于麦克风的灵敏度易受环境温度湿度影响,每次测试前需现场标定其灵敏度,本章节所有的测试中,麦克风的灵敏度范围介于 $10 \sim 11 \text{mV/N}$ 之间,后文不作一一描述。;

(3) 标准声源的声学校准器，B&K公司4231型声学校准器，发出1000Hz的标准声源，如图3.1(d)所示，用于标定麦克风传声器；

(4) 数字信号采集设备，LMS Cadax-8便携式动态信号分析仪，如图3.1(e)所示，用于采集并储存测试过程中的力信号与声压信号；

(5) 计算机工作站，内置LMS Test Lab 9A模态测试软分析件以及Matlab R14a，如图3.1(e)所示，用于对原始数据信号进行处理分析。

(6) 钢支架，用于固定声压传感器；



a)PCB 模态力锤与各材质的锤头



b)PCB 力传感器



c)B&K 1/4 英寸麦克风传声器



d)1000Hz 标准声源



e)LMS 数采设备及计算机工作站

图 3.1 麦克风冲击共振测试的仪器设备

3.1.2 试件及损伤设计

实际工程中，既存在截面为圆形的钢管混凝土组合结构构件，也存在截面为

矩形的方形钢管混凝土构件或钢-混凝土组合板构件。其中，方形钢管混凝土构件中的局部脱空损伤类似于钢-混凝土组合平板构件的局部脱空损伤情况。为了研究两种类型构件的脱空损伤冲击共振响应信号的特性，本文分别设计了一块钢-混凝土组合平板构件与一块钢管混凝土构件进行测试。

其中，钢-混凝土组合板构件尺寸为 $500 \times 950 \text{mm}^2$ ，混凝土板厚度为 120mm ，钢板厚度为 6mm ，在混凝土上表面，设置8种大小、形状不同的矩形凹陷损伤，其平面尺寸设计如图3.2所示。

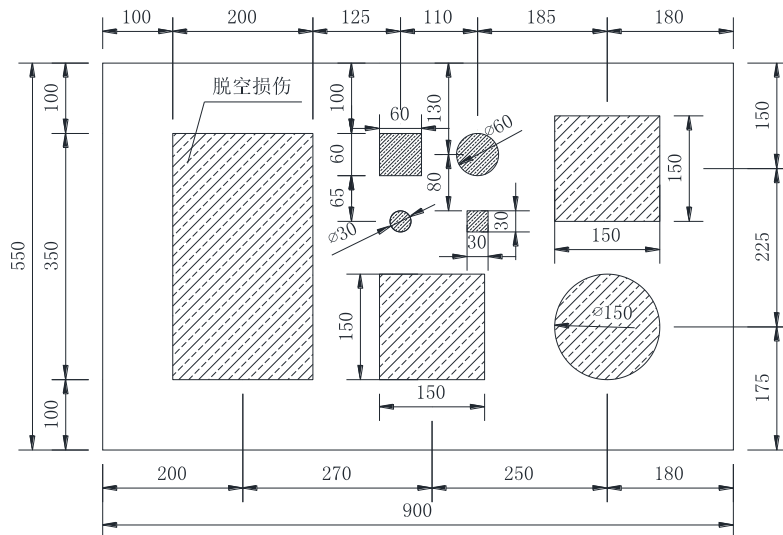


图 3.2 钢-混凝土组合板构件损伤位置与尺寸

为了防止钢-混凝土组合板由于混凝土收缩发生界面脱粘，在钢板内侧设置栓钉。制作损伤时，用AB胶将裁剪好的各种尺寸、形状的珍珠棉泡沫板（可发性聚乙烯）粘贴在钢板内侧，损伤泡沫的设置如图3.3所示。支模后浇筑混凝土，待混凝土养护成型后拆除模板。混凝土板的配筋图如图3.4所示。

钢管混凝土构件直径为 400mm ，钢管壁厚 6mm ，钢管长 1000mm 。在钢管内表面，即混凝土的外表面，设置8种大小、形状不同的矩形凹陷损伤，损伤工况与平板构件中的损伤保持一致。钢管混凝土构件的平面尺寸设计如图3.5所示。

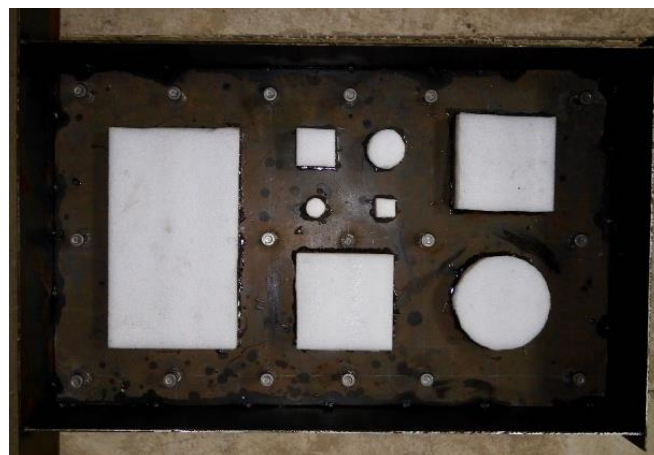


图 3.3 钢-混凝土组合板构件损伤布置图

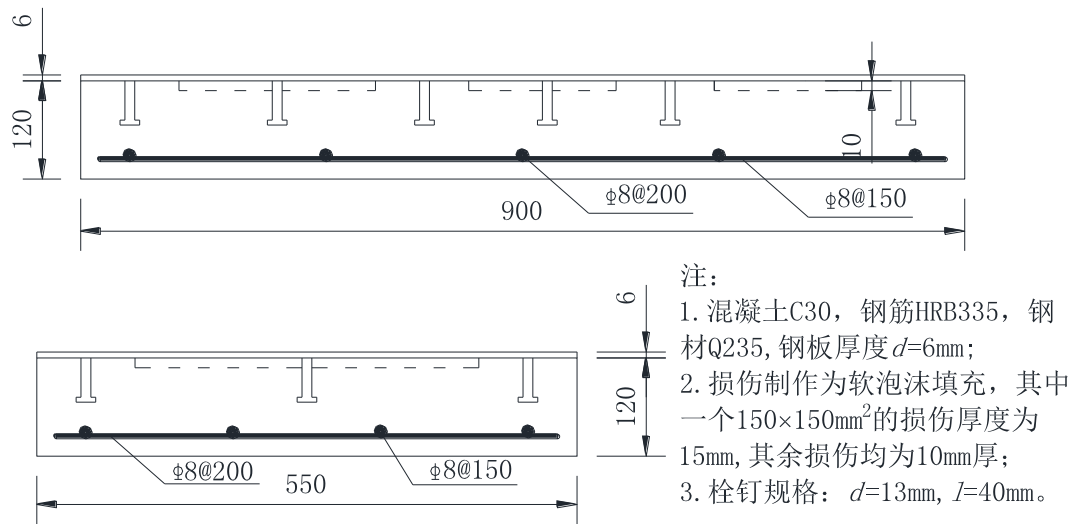


图 3.4 钢-混凝土组合板构件配筋图

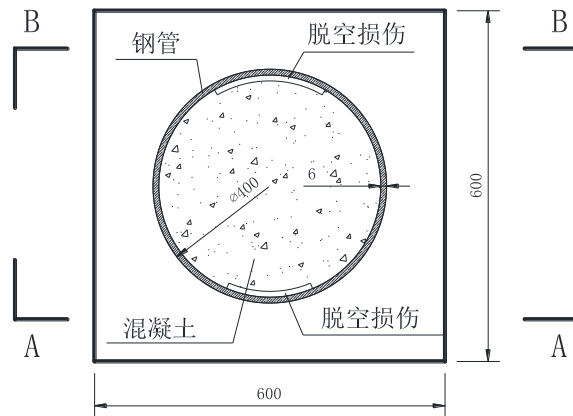
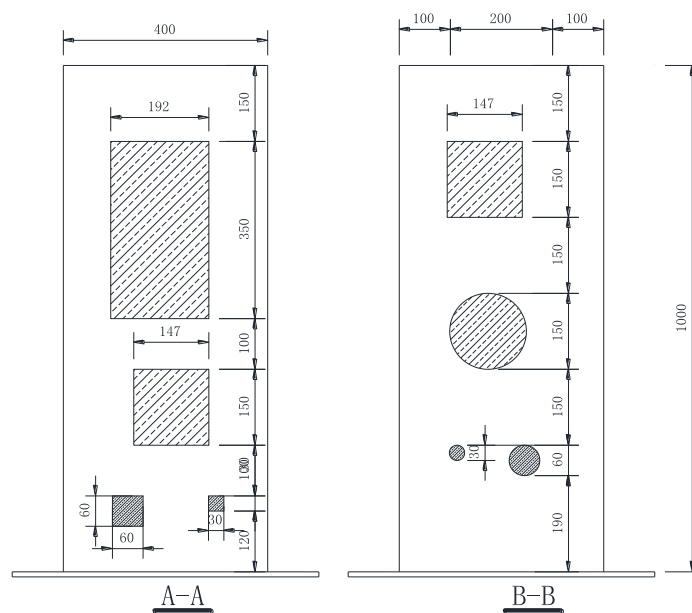


图 3.5 钢管混凝土构件截面

制作损伤时，用AB胶将裁剪好的各种尺寸、形状的珍珠棉泡沫板粘贴在钢管壁内侧，如图3.6所示。



a) 损伤位置与尺寸



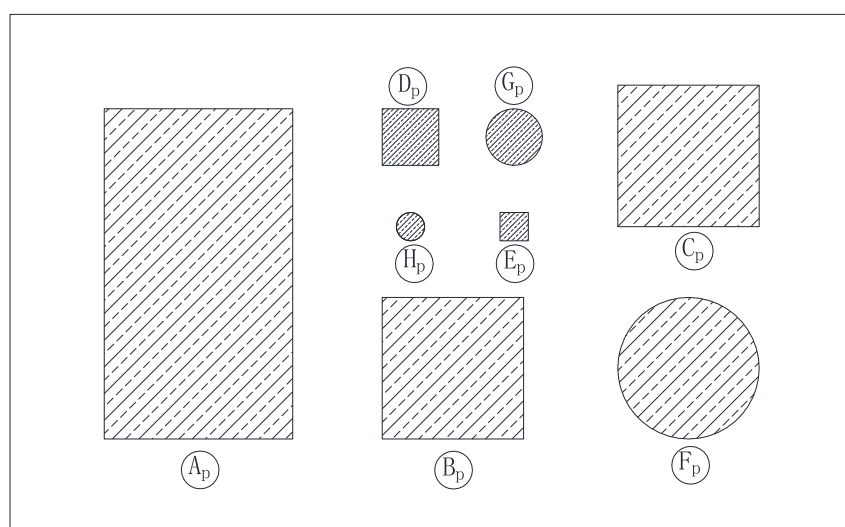
b) 损伤制作

图 3.6 钢管混凝土构件内部损伤设置

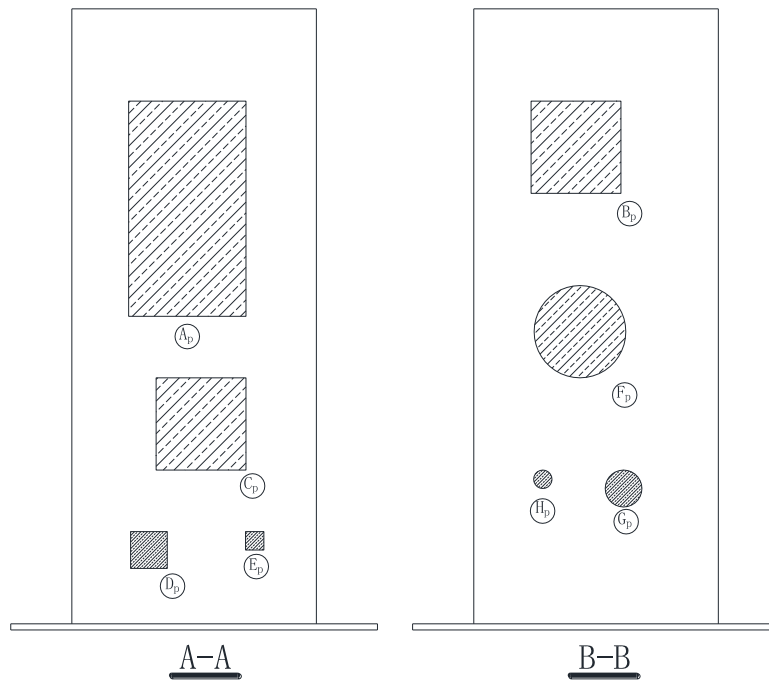
钢管混凝土构件与钢-混凝土组合板构件中的损伤工况保持一致,其具体尺寸与形状如图3.7与表3.1所示。其中损伤工况的下标p表示平面损伤(plane),即钢-混凝土组合板构件的损伤工况;损伤工况的下标c表示曲面损伤(curve),即钢管混凝土构件的损伤工况。

3.1.3 测试及信号处理方法

在构件表面选择一个测点标记,将麦克风传声器通过十字夹固定于钢支架上,为防止构件的振动影响麦克风传声器的测试稳定性,将支架独立于被测构件放置。将麦克风传声器与力锤传感器通过导线连接至LMS-SCM01数字信号采集仪,并将采集仪与笔记本计算机工作站连接,测试现场如图3.8所示。



a) 钢-混凝土组合板构件的损伤工况



b) 钢管混凝土构件的损伤工况

图 3.7 各试件的损伤工况编号

表 3.1 各试件的损伤工况设置

损伤工况	形状	尺寸 (mm)	深度 (mm)
A _p 、 A _c	矩形	200×350	10
B _p 、 B _c	矩形	150×150	15
C _p 、 C _c	矩形	150×150	10
D _p 、 D _c	矩形	60×60	10
E _p 、 E _c	矩形	30×30	10
F _p 、 F _c	圆形	直径 $d=150$	10
G _p 、 G _c	圆形	直径 $d=60$	10
H _p 、 H _c	圆形	直径 $d=30$	10

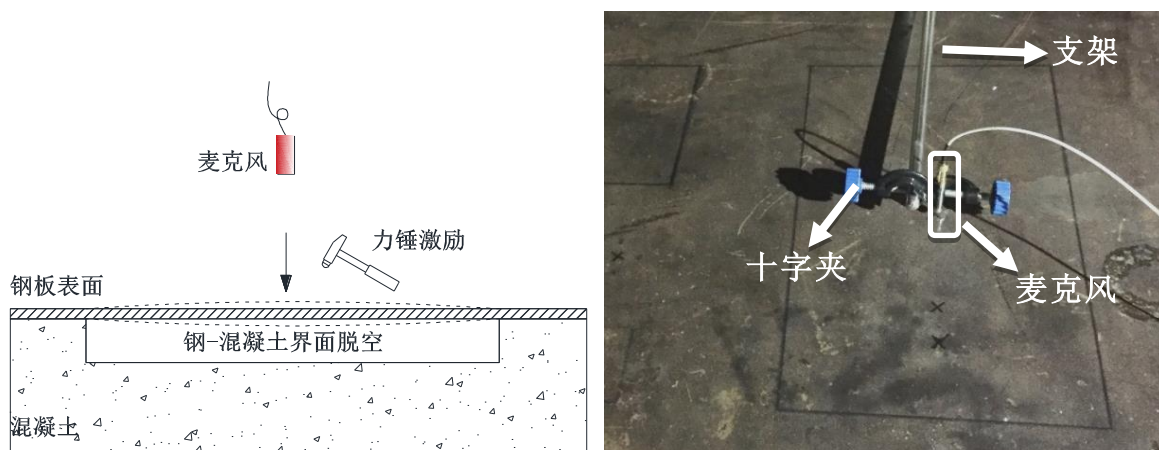


图 3.8 麦克风冲击共振测试示意图

测试时，分别选取不同位置的测点，如脱空区域中心点，和脱空区域外的非脱空点。用力锤在测点处进行敲击，敲击点与麦克风摆放的平面位置尽量接近，并在每个测点反复进行几次敲击。由于麦克风的拾音频率范围在0~20kHz，将采样频率设置为51.2kHz，带宽25.6kHz。采样时间为0.1s，谱线数为16384，频率分辨率为1.5625Hz，做各敲击点的频响函数。

具体的处理步骤如下：

- (1) 检查声压信号数据，剔除因试验操作的不确定性因素造成的异常数据。
- (2) 对信号进行加窗处理，对采集的信号只截取一部分进行处理，本实验对力信号与声压信号加矩形窗，取激励开始后的0.1s力信号与响应信号。
- (3) 对加窗后的响应信号与力信号进行快速傅里叶变换（Fast Fourier Transformation, FFT），求得响应与力的频域信号。
- (4) 对信号进行频域平均，目的是为了减少随机噪声信号对测试信号产生的干扰。
- (5) 计算信号的功率谱与相干函数，并进行频响函数估计。分别计算响应信号的自功率谱 G_{pp} 、激励信号的自功率谱 G_{ff} 与响应信号和力信号的互功率谱 G_{pf} 及其相干函数，推导可得结构的频率响应函数。频响函数的估计方法分 H_1 、 H_2 和 H_v 三种，根据输入信号与输出信号的噪声情况选择合适的方法，对于本文的情况，即输出信号的附加噪声较大或输入信号之间相互独立时，用 H_1 方法效果最佳。

3.2 试探性测试

为了准确地理解麦克风冲击共振测试的结果所反映的信息，分别使用橡胶、树脂材料等软质锤头与钢、铜等硬质锤头进行基于同一脱空测点、同一麦克风摆放位置的敲击测试，并对比各自的声压频响函数图形特征，测试结果表明，软质锤头激励下，声压响应信号的低频特征更显著，高频信号幅值小，特征不明显。钢、铜等硬质锤头的测试结果高频信号更丰富，能全面的反映声压信号的频域特征，故选用钢质锤头进行测试。

为了进一步排除其他因素对测试信号的影响，分别设计四个试探性测试：

- (1) 分别激励脱空点与非脱空点，得到麦克风冲击共振测试的典型信号。
- (2) 探究麦克风与被测构件表面的垂直距离对测试信号的影响。
- (3) 探究麦克风与激励点的水平距离对测试信号的影响。
- (4) 探究麦克风与被测构件表面的切向角度对测试信号的影响。

3.2.1 钢-混凝土界面脱空损伤测试典型信号

探究敲击点在脱空区域中心部位的典型声压信号与敲击非脱空区域点的典型声压信号。选择操作方便的钢-混凝土组合结构平板进行此试验，选取

200×350mm²的矩形损伤，其中心点设为测点1，取脱空区域外一点设为测点2。用力锤对测点进行脉冲激励，将麦克风置于测点正上方约20mm处拾取响应声压信号。

将测得两条时域声压信号除以各自的力时域信号幅值，作归一化处理，得到单位脉冲锤击力作用下的脱空点与非脱空点时域声压信号的比较，测点示意图和两个测点时域信号的对比如图3.9所示。

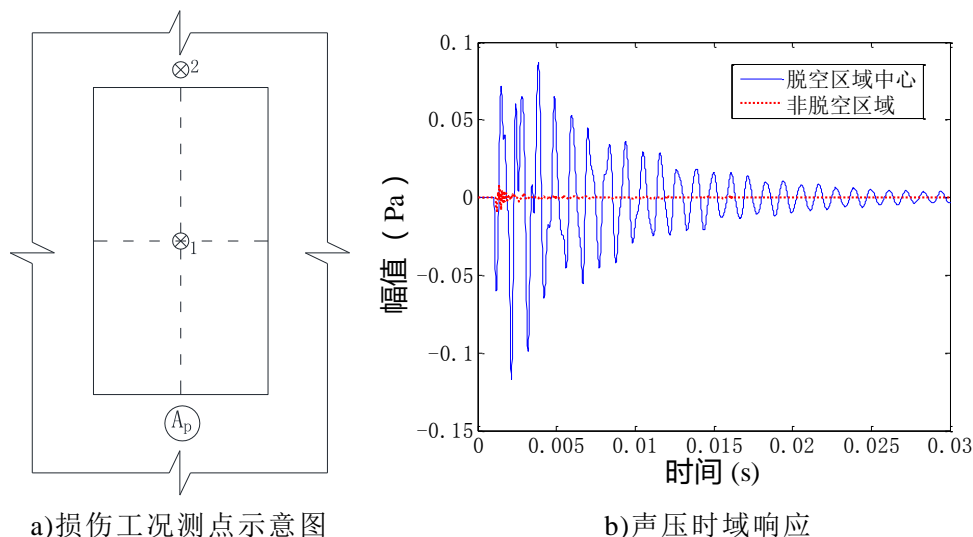


图 3.9 单位脉冲力激励下脱空点与非脱空点的声压时域信号

由图3.9可见，同等大小的激励下，脱空点的声压响应幅值比非脱空点的声压响应幅值大得多，且脱空点响应的持续时间也远远大于非脱空点的响应。故作出推测，在敲击点损伤情况未知的情况下，可通过声压信号的差异判断敲击点是否存在脱空损伤。

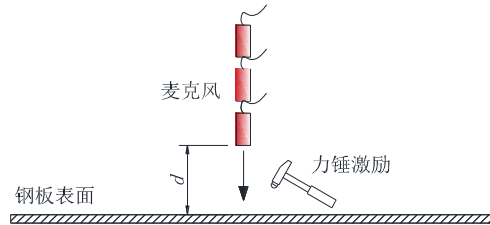
3.2.2 麦克风与被测构件表面的垂直距离对测试信号的影响

为了进一步研究麦克风与敲击点在垂直方向上的相对位置对声压信号的影响，在钢-混凝土组合板构件中选取200×350mm²矩形损伤，在其损伤中心点进行敲击，并将麦克风传感器置于敲击点上空分别5mm，10mm，15mm，20mm，30mm，40mm，50mm，60mm的位置进行拾振。将采集到的声压信号与力信号分别作自功率谱与互功率谱，得到其频率响应函数，对比结果如图3.10所示。

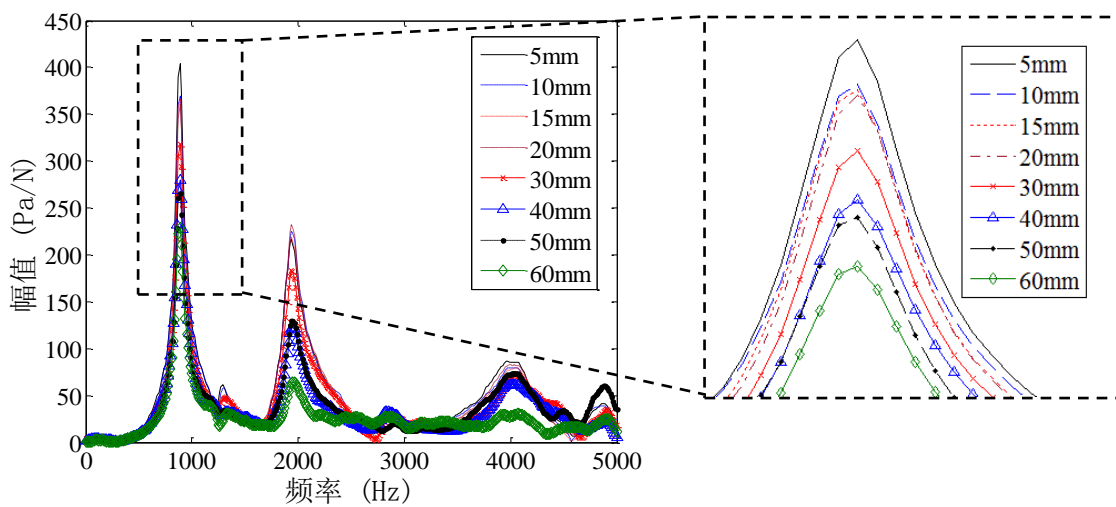
从图3.10中可看出，在0~60mm的范围内，无论麦克风与被测表面距离多远，所测得的频响函数在900Hz、1200Hz和1900Hz附近均表现出了明显的峰值特征，随着垂直距离的增大，声压信号的频响函数大致呈现出峰值的幅值减小的趋势。

有前述理论章节可知，体积声源发出的声功率只有一部分转化为结构的振动响应，由振动与声的互易性原理可知，结构表面力激励产生的声功率也只有一部分转化为声压响应，其转化系数 β 与被测结构和声压测点的相对位置有关，声压测点距离越近， β 越大，因此试验结果基本符合理论预期。

由此可得出结论：麦克风传感器在同一测点的垂直放置高度不影响声压频响函数的基本性质，且麦克风放置距离越近，频率峰值越高，频率识别越明显。因此后续试验中将麦克风置于同一垂直高度，以保证测试结果的声压响应幅值不受传感器的位置影响。



a) 麦克风位置示意图



b) 各垂直距离工况的频响函数

c) 900Hz 附近峰值的放大图

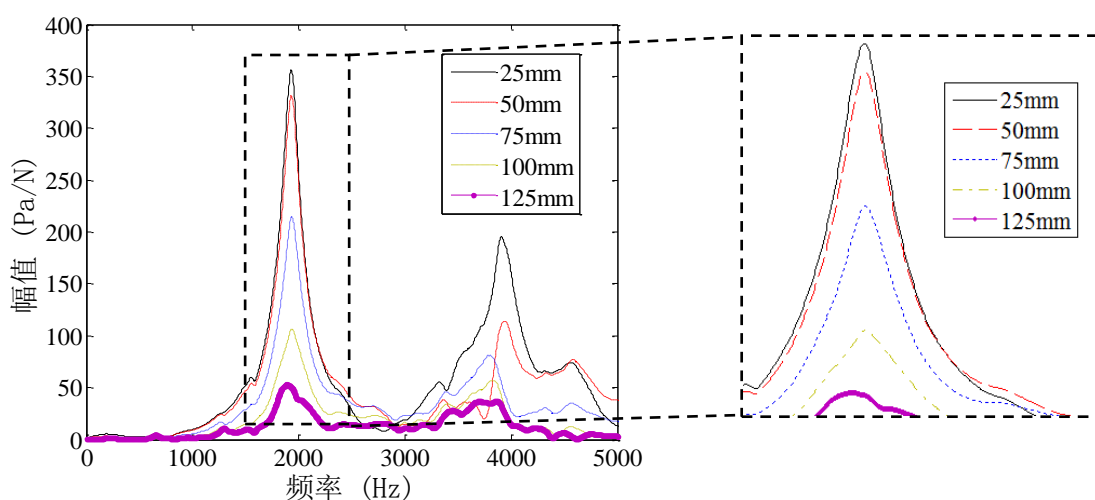
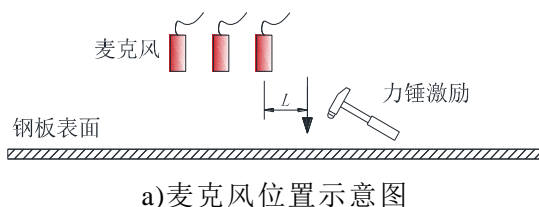
图 3.10 脱空点处麦克风与被测构件表面的垂直距离对声压频响函数的影响

3.2.3 麦克风与测点的水平距离对测试信号的影响

为了进一步研究麦克风与敲击测点在水平方向上的相对位置对声压信号的影响，在钢-混凝土组合板构件中选取 $150 \times 150 \text{mm}^2$ 矩形损伤，在其损伤区域选择一个测点进行敲击，并将麦克风传感器置于敲击点上空约40mm的高度，水平距离分别为25mm，50mm，75mm，100mm，125mm的位置进行拾振。将采集到的声压信号与力信号分别作自功率谱与互功率谱，得到其频率响应函数，对比结果如图3.11所示。

从图3.11中可看出，在麦克风与敲击点水平距离为0~125mm的范围内，无论麦克风与敲击点距离多远，所测得的频响函数在1900Hz和3900Hz附近均表现出了明显的峰值特征，随着水平距离的增大，声压信号的频响函数大致呈现出峰值幅值减小的趋势。值得注意的是，当麦克风与敲击点的水平距离达到100mm，125mm时，麦克风的平面位置已处于脱空区域的边缘及非脱空区域的上空。而此时依然

能在1900Hz与3900Hz附近测得频率峰值。说明声压信号的主要基本特征取决于敲击点处是否存在钢板与混凝土的局部脱空损伤，而不依赖于麦克风的平面位置。与前述理论章节的声功率转化系数概念类似，当麦克风声压测点与激励点的水平距离越近，声功率转化系数越大，试验结果基本符合预期。



b) 各水平距离工况的频响函数

c) 1950Hz 附近峰值的放大图

图 3.11 脱空点处麦克风与测点的水平距离对声压频响函数的影响

由此可得出结论：麦克风传感器在同一测点的水平放置距离不影响声压频响函数的基本性质，且麦克风放置距离越近，频率峰值越高，频率识别越明显，且响应信号的基本性质完全取决于激励点的物理损伤情况。因此，为获得尽量明显的频响函数特性，后续的试验将麦克风置于激励点的正上方。

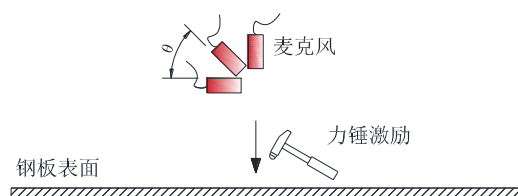
3.2.4 麦克风与被测表面切向角度对测试信号的影响

为了进一步研究麦克风与敲击点的切平面的放置相对角度对声压信号的影响，在钢-混凝土组合板构件中选取 $200 \times 350 \text{mm}^2$ 矩形损伤，在其损伤中心点进行敲击，并将麦克风传感器置于敲击点上空约50mm的位置，分别与测点切表面成 90° 、 45° 和 0° 进行拾振。将采集到的声压信号与力信号分别作自功率谱与互功率谱，得到其频率响应函数，对比结果如图3.12所示。

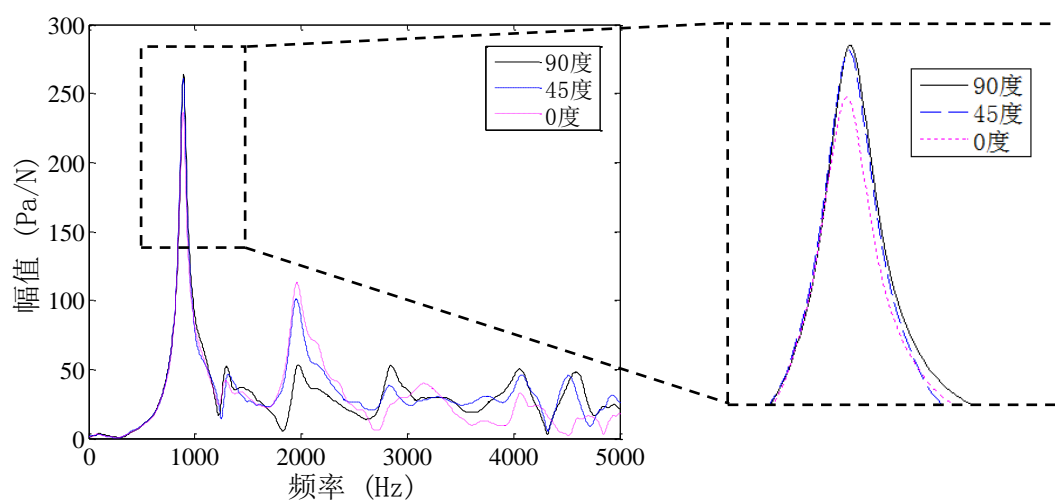
从图3.12可看出，在 $0^\circ \sim 90^\circ$ 范围内，无论麦克风与测点切表面的角度多大，所测得的频响函数在900Hz、1200Hz和1950Hz附近均表现出了明显的峰值特征，各个角度的工况下，频响函数的峰值大小也没有明显的差别。与前述理论章节的声功率转化系数概念类似，当麦克风声压测点与激励点的相对位置保持不变时，尽

管麦克风传感器的摆放角度发生改变，声功率转化系数仍然保持不变，试验结果基本符合预期。

由此可得出结论：麦克风传感器在同一测点的不同摆放角度不影响声压频响函数的基本性质与频率峰值。因此，为了测试锤击方便，后续的试验将麦克风置于激励点正上方某一高度处，与被测表面平行放置。



a) 麦克风位置示意图



b) 各麦克风放置角度工况的的频响函数

c) 900Hz 附近峰值的放大图

图 3.12 脱空点处麦克风的放置角度对声压频响函数的影响

3.3 不同损伤面积与形状的麦克风冲击共振测试

经过上述试探性试验得知，麦克风冲击共振法测试中，当力锤敲击点位于脱空区域时，声压响应幅值远远大于非脱空点的敲击响应幅值。当敲击点确定时，麦克风在垂直方向和水平方向的位置改变均不影响响应信号的基本性质，且当麦克风离被测点距离越近时，声压信号的频响函数峰值越明显。当敲击点确定时，麦克风与测点的切表面夹角改变不影响声压响应信号的基本性质与频响函数幅值。为了方便锤击，后续的测试中将麦克风以平行与被测构件表面的角度置于敲击点的正上方5mm处进行拾振。

排除了测试方法的因素的影响后，进一步探究损伤工况的不同对测试的声压频响函数的影响。本文在钢-混凝土组合板构件与钢管混凝土构件中分别设计了8中不同的损伤工况，如表3.1所示，对各个损伤工况进行麦克风冲击共振法测试，得到不同面积、形状与厚度的钢-混凝土界面脱空损伤对测试声压信号的影响规

律。

3.3.1 钢-混凝土组合板构件麦克风冲击共振测试

对钢-混凝土组合板构件的8种工况分别进行麦克风冲击共振测试，使用钢锤头进行激励，将麦克风置于测点上空约5mm处，采样频率设置为51.2kHz，带宽25.6kHz。采样时间为0.1s，谱线数为16384，频率分辨率为1.5625Hz，做出声压的频响函数曲线。测点布置如图3.13所示，各工况的测试结果如图3.14~3.18所示。

从图3.14~3.17可见，在 $200 \times 350 \text{mm}^2$ 损伤区域的不同位置进行单点敲击单点拾振时，各点的声压频响函数在880Hz、1270Hz和1960Hz附近均出现了明显的峰值；在 $150 \times 150 \text{mm}^2$ ，脱空厚度为15mm损伤区域的不同位置进行单点敲击单点拾振时，各点的声压频响函数在1950Hz处出现了明显的峰值；在 $150 \times 150 \text{mm}^2$ ，脱空厚度为10mm损伤区域的不同位置进行单点敲击单点拾振时，各点的声压频响函数在1600~2200Hz的频段内出现了明显的峰值，但峰值频率不集中；在 $d=150 \text{mm}$ 损伤区域的不同位置进行单点敲击单点拾振时，各点的声压频响函数在2160Hz的频段内出现了明显的峰值；而非脱空区域的声压频响函数在上述峰值频率上均无明显的响应。

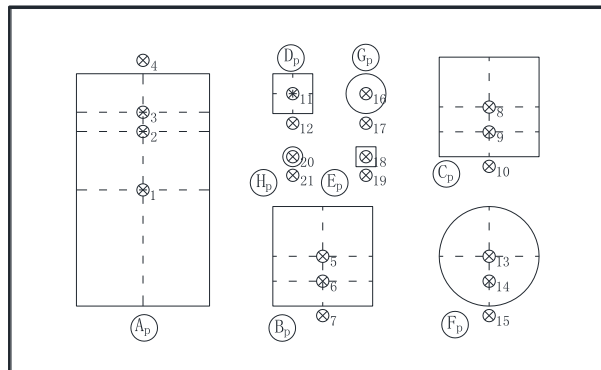


图 3.13 钢-混凝土组合板构件测点布置图

1. 工况 A_p :

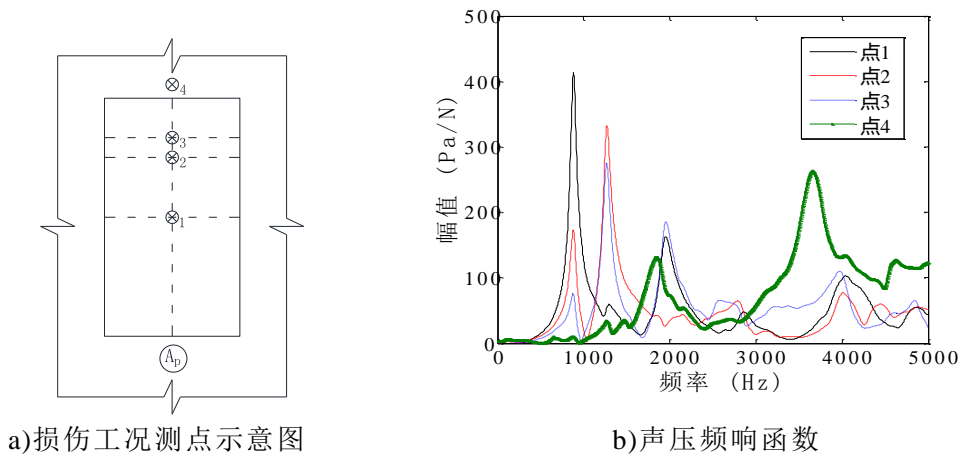
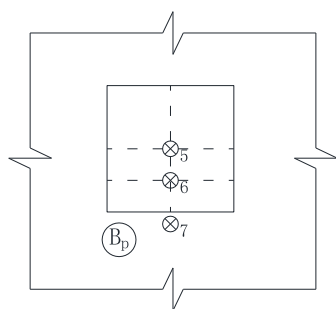
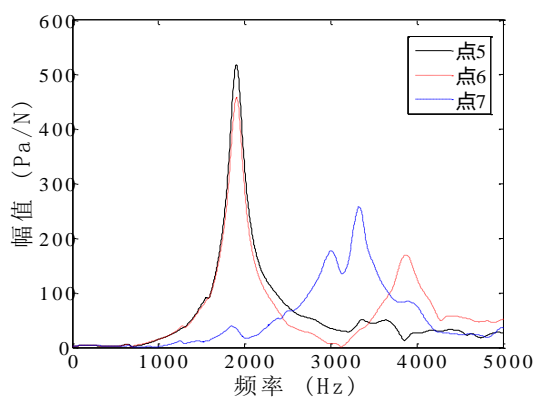


图 3.14 工况 A_p 的各测点频响函数曲线图

2. 工况 B_p:



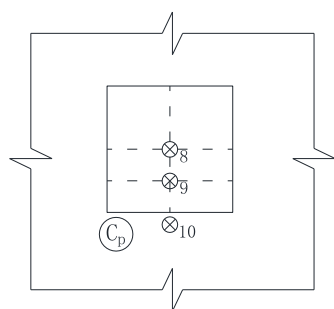
a) 损伤工况测点示意图



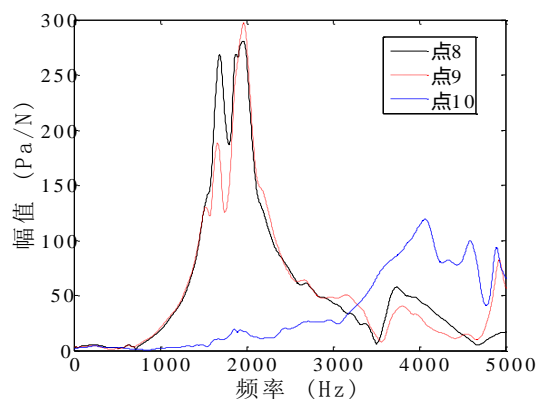
b) 声压频响函数

图 3.15 工况 B_p 的各测点频响函数曲线图

3. 工况 C_p:



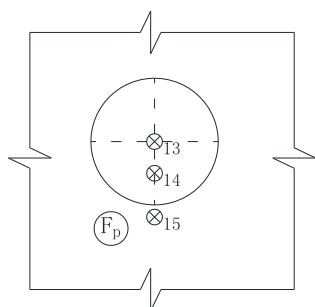
a) 损伤工况测点示意图



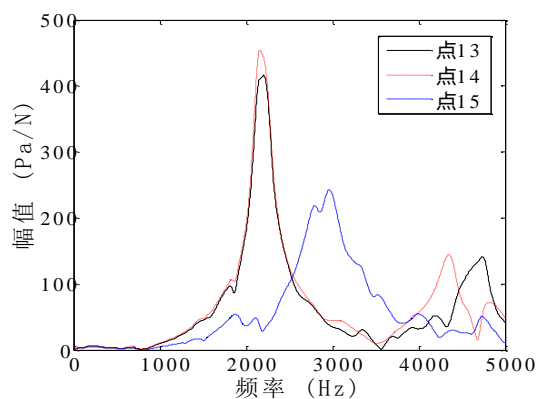
b) 声压频响函数

图 3.16 工况 C_p 的各测点频响函数曲线图

4. 工况 F_p:



a) 损伤工况测点示意图



b) 声压频响函数

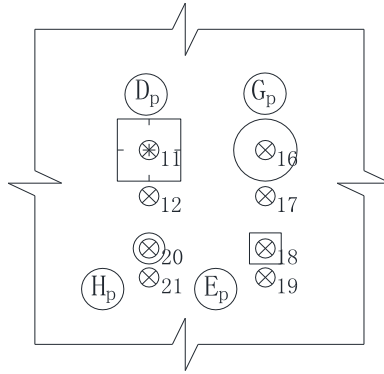
图 3.17 工况 F_p 的各测点频响函数曲线图

由板的模态理论可知，频率与阻尼为结构振动的全局特性，当敲击点位于局部脱空的板壳模型区域时，各敲击点预期出现的固定不变的第一个频率峰值，应

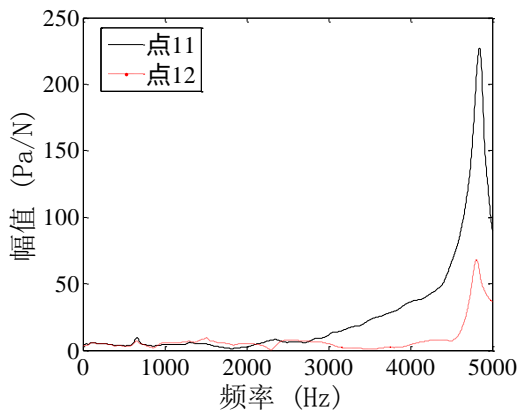
为局部脱空板壳的第一阶自振频率。因此，试验结果的形式符合理论预期。

由此可看出，在上述损伤工况的测试中，当激励点位于同一脱空区域内部的不同位置时，麦克风测得的声压频响函数曲线在某些特定的频率上均出现明显的峰值，而当激励点位于非脱空区域时，声压频响函数在这些频率处无明显的响应，由此可以区分测点是否位于损伤区域。

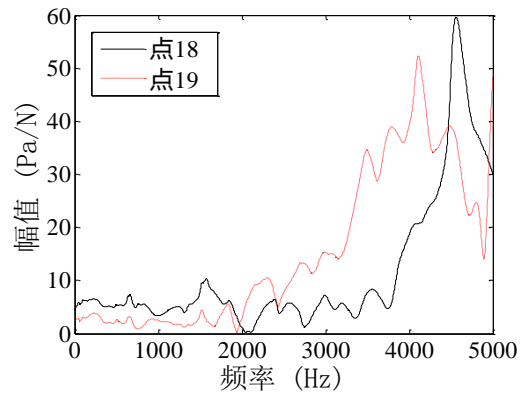
5. 工况 D_p 、 E_p 、 G_p 和 H_p ：



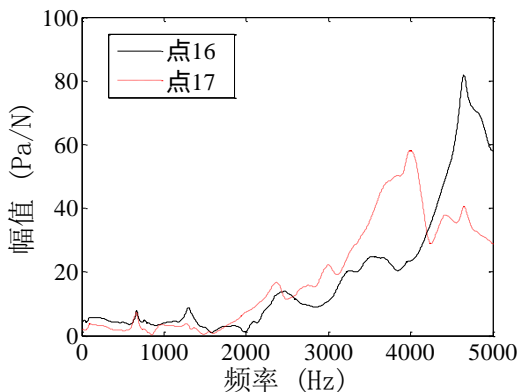
a) 各损伤工况测点示意图



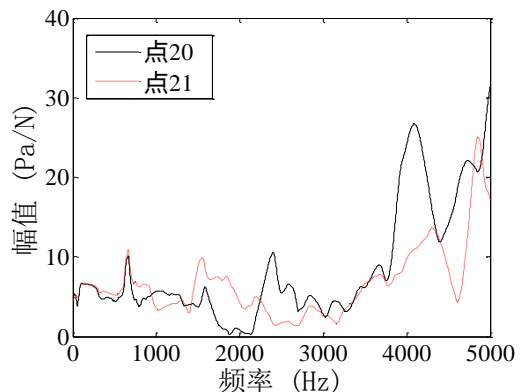
b) 工况 D_p 的各测点频响函数曲线图



c) 工况 E_p 的各测点频响函数曲线图



d) 工况 G_p 的各测点频响函数曲线图



e) 工况 H_p 的各测点频响函数曲线图

图 3.18 工况 D_p 、 E_p 、 G_p 和 H_p 的各测点频响函数曲线图

由图3.18可见，在 $60 \times 60 \text{mm}^2$ 损伤区域 $d=60 \text{mm}$ 损伤区域、 $30 \times 30 \text{mm}^2$ 损伤区域和 $d=30 \text{mm}$ 损伤区域的不同位置进行单点敲击单点拾振时，脱空区域与非脱空区

域的测点声压频响函数的幅值大小接近，无法通过频响函数的区别识别出敲击点是否存在脱空损伤。

各工况的麦克风冲击共振测试激励点布置与频响函数的特征如表3.2所示。

表 3.2 钢-混凝土组合板构件的麦克风冲击共振测试结果

工况	尺寸 (mm)	脱空区中线测点布置	脱空区峰值频率 (Hz)
A _p	200×350	1/2, 1/4, 1/6点	880、1270、1950
B _p	150×150	1/2, 1/4点	1950
C _p	150×150	1/2, 1/4点	1600~2200
D _p	60×60	1/2点	—
E _p	30×30	1/2点	—
F _p	直径d=150	1/2, 1/4点	2160
G _p	直径d=60	1/2点	—
H _p	直径d=30	1/2点	—

综上所述，当损伤边长或直径不小于150mm时，可通过麦克风冲击共振测试的频响函数结果判断激励点处是否存在局部脱空损伤。当损伤的边长或直径小于或等于60mm时，麦克风冲击共振测试无法识别脱空损伤的存在。

3.3.2 钢管混凝土构件麦克风冲击共振测试

对钢管混凝土构件的8种工况分别进行麦克风冲击共振测试，使用钢锤头进行激励，将麦克风置于测点上空约50mm处，采样频率设置为51.2kHz，带宽25.6kHz。采样时间为0.1s，谱线数为16384，频率分辨率为1.5625Hz，测点布置如图3.19所示，各工况的测试结果整理如图3.20~3.24所示：

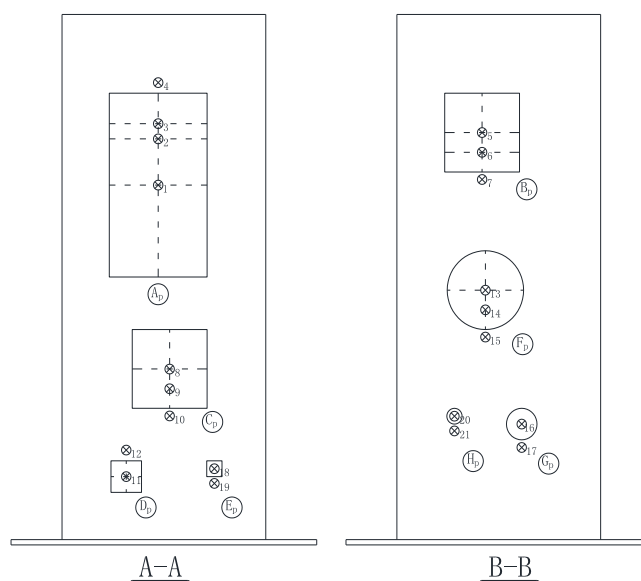
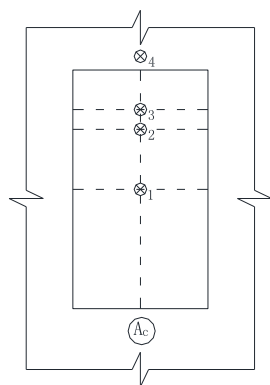
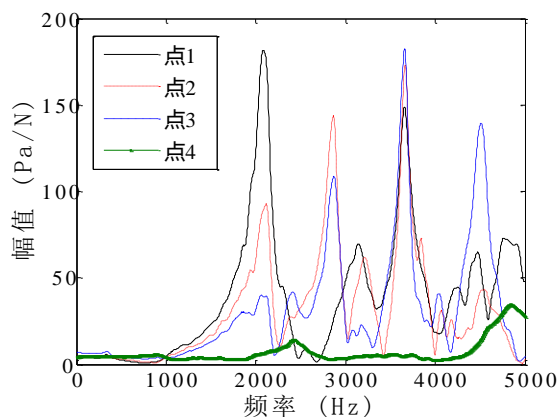


图 3.19 钢管混凝土构件构件测点布置图

1. 工况A_c:



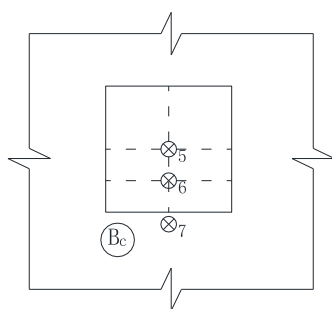
a) 损伤工况测点示意图



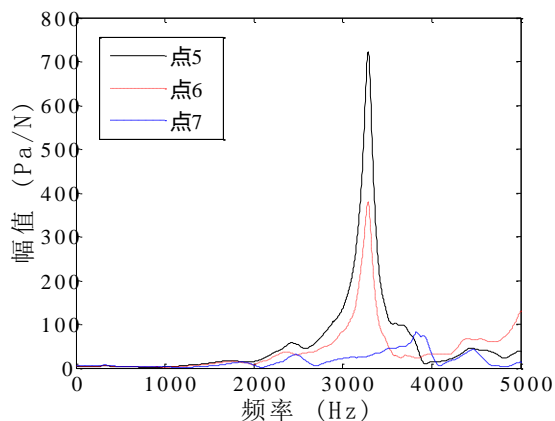
b) 声压频响应函数

图 3.20 工况 Ac 的各测点频响应函数曲线图

2. 工况 B_c:



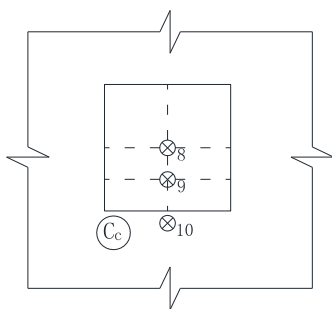
a) 损伤工况测点示意图



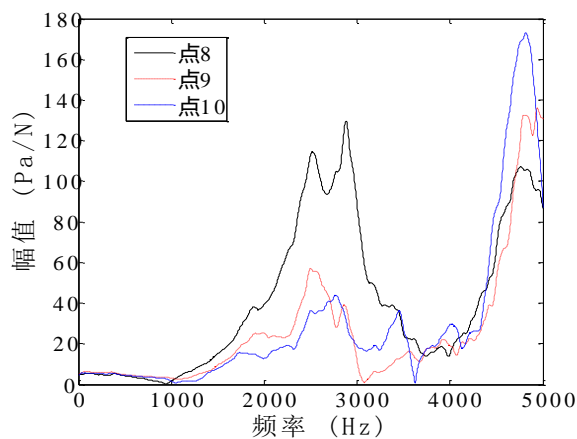
b) 声压频响应函数

图 3.21 工况 B_c 的各测点频响应函数曲线图

3. 工况 C_c:

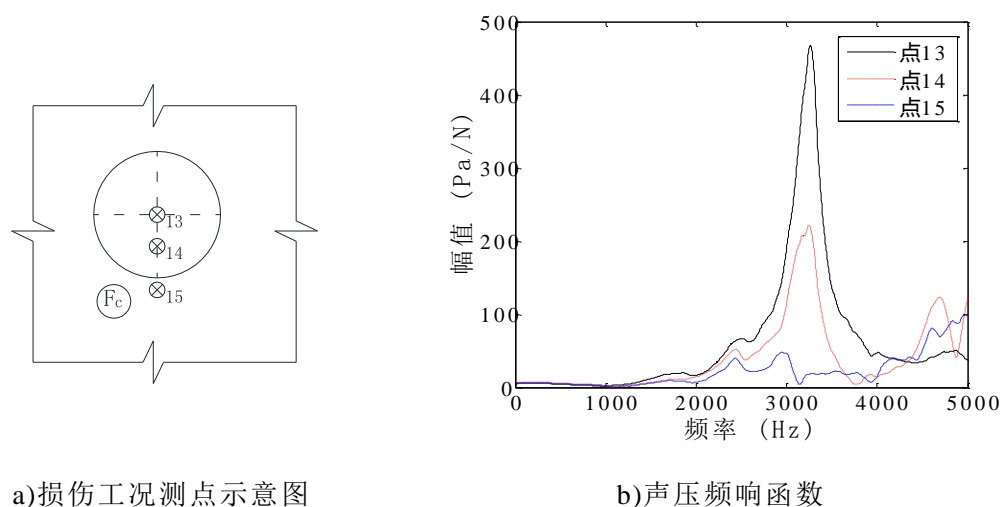


a) 损伤工况测点示意图



b) 声压频响应函数

图 3.22 工况 C_c 的各测点频响应函数曲线图

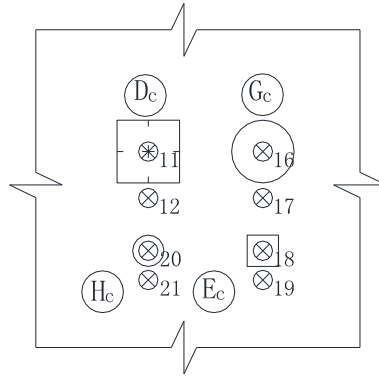
4. 工况 F_c :图 3.23 工况 F_c 的各测点频响函数曲线图

从图 3.20~3.23 可见，与钢-混凝土组合板构件的测试结果类似，在 $200 \times 350 \text{mm}^2$ 损伤区域的不同位置进行单点敲击单点拾振时，各点的声压频响函数在 2090Hz 和 3660Hz 附近均出现了明显的峰值；在 $150 \times 150 \text{mm}^2$ ，脱空厚度为 15mm 损伤区域的不同位置进行单点敲击单点拾振时，各点的声压频响函数在 3300Hz 处出现了明显的峰值；在 $150 \times 150 \text{mm}^2$ ，脱空厚度为 10mm 损伤区域的不同位置进行单点敲击单点拾振时，各点的声压频响函数在 2500~3000Hz 的频段内出现了明显的峰值，但峰值频率不集中；在 $d=150 \text{mm}$ 损伤区域的不同位置进行单点敲击单点拾振时，各点的声压频响函数在 3260Hz 的频段内出现了明显的峰值；而非脱空区域的声压频响函数在上述峰值频率上均无明显的响应，除了 $150 \times 150 \text{mm}^2$ ，脱空厚度为 10mm 损伤区域的响应，三个敲击点在 4800Hz 附近均出现了较大峰值。从实验结果无法区分脱空区域测点与非脱空区域的测点，推测试件内部 10 点附近的混凝土浇筑出现不密实的情况。

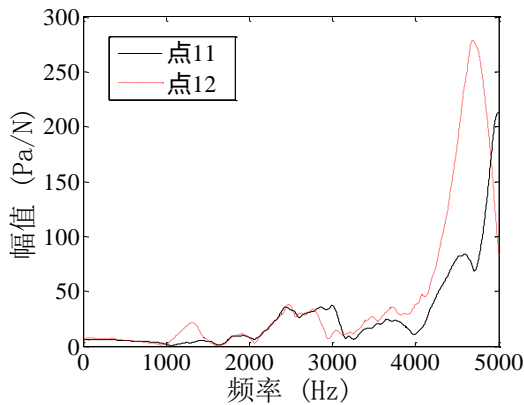
由于钢管混凝土构件的局部脱空损伤模型为开口柱壳模型，而其振动的模态振型暂时未知，推测各敲击点预期出现的固定不变的几个频率峰值，应为局部脱空板壳的某几阶自振频率。因此，试验结果的形式大致符合理论预期。

由此可看出，在上述损伤工况的测试中，当激励点位于同一脱空区域内部的不同位置时，麦克风测得的声压频响函数曲线在某些特定的频率上均出现明显的峰值，而当激励点位于非脱空区域时，声压频响函数在这些频率处无明显的响应，由此可以区分测点是否位于损伤区域。

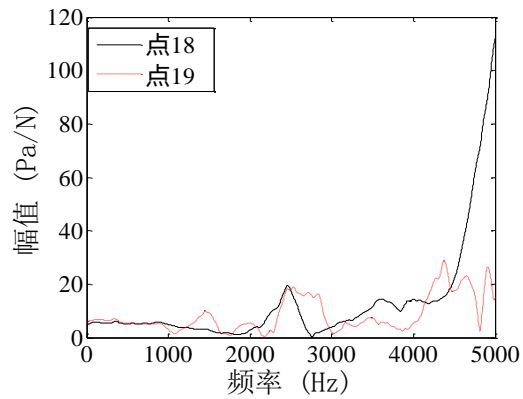
5. 工况 D_c 、 E_c 、 G_c 和 H_c :



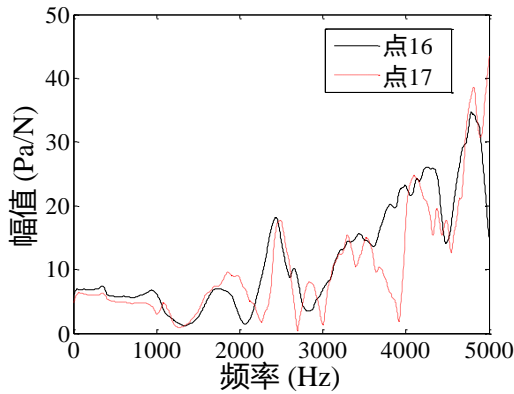
a)各测点示意图



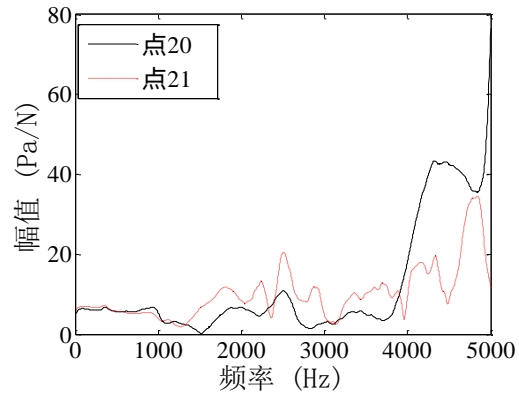
b)工况 D_c 的各测点频响应函数曲线图



c)工况 E_c 的各测点频响应函数曲线图



d)工况 G_c 的各测点频响应函数曲线图



e)工况 H_c 的各测点频响应函数曲线图

图 3.24 工况 D_c、E_c、G_c 和 H_c 的各测点频响应函数曲线图

从图3.24可见，在 $60 \times 60 \text{mm}^2$ 损伤区域、 $d=60 \text{mm}$ 损伤区域、 $30 \times 30 \text{mm}^2$ 损伤区域和 $d=30 \text{mm}$ 损伤区域的不同位置进行单点敲击单点拾振时，脱空区域与非脱空区域的测点声压频响函数的幅值大小接近，无法通过频响函数的区别识别出敲击点是否存在脱空损伤。

各工况的麦克风冲击共振测试激励点布置与频响函数的特征如表3.3所示。

综上所述，与钢-混凝土组合板构件的测试结果类似，当损伤边长或直径不小于 150mm 时，可通过麦克风冲击共振测试的频响函数结果判断激励点处是否存在局部脱空损伤。当损伤的边长或直径小于或等于 60mm 时，麦克风冲击共振测试无

法识别脱空损伤的存在。

表 3.3 钢管混凝土构件的麦克风冲击共振测试结果

工况	尺寸 (mm)	脱空区中线测点布置	脱空区峰值频率 (Hz)
A _c	200×350	1/2, 1/4, 1/6点	2090、3660
B _c	150×150	1/2, 1/4点	3300
C _c	150×150	1/2, 1/4点	2500~3000
D _c	60×60	1/2点	—
E _c	30×30	1/2点	—
F _c	直径 $d=150$	1/2, 1/4点	3260
G _c	直径 $d=60$	1/2点	—
H _c	直径 $d=30$	1/2点	—

3.3.3 试验结果分析

对不同面积、形状、厚度的损伤工况进行麦克风冲击共振法测试，从声压频响函数的结果可以看出，无论是钢-混凝土组合板构件还是钢管混凝土构件，当激励点位于局部脱空区域内时，麦克风冲击共振法的激励均能使其产生局部板壳自由振动的效果，麦克风测得的声压响应信号的频响函数中可以明显地识别前一阶或几阶频率峰值。当激励点位于非脱空区域时，麦克风所测得的频响函数幅值远远小于前述脱空区域的频响函数幅值。根据这一特性，可以初步判断激励点处是否存在局部脱空损伤。

从不同面积尺寸的损伤工况的声压频响函数峰值可以看出，损伤尺寸越大，其响应的一阶频率越低。对比边长与直径相同的正方形损伤与圆形损伤的测试结果，可以发现圆形损伤的冲击共振产生的频响函数频率峰值略大于正方形脱空损伤。

在直径或边长150 mm及以上的损伤区域进行测试，可以根据声压频响函数判断敲击位置是否位于脱空区域内。当局部脱空损伤的直径或边长不大于60 mm时，力锤敲击无法激振出板壳振动的模态，即不能识别脱空损伤。因此麦克风冲击共振测试识别钢-混凝土局部脱空损伤具有一定的损伤面积适用范围。

3.4 基于麦克风的声模态测试

为了进一步验证各损伤的麦克风冲击共振测试测到的声压频响函数是否为局部损伤板壳模型的振动频率，对钢-混凝土组合板构件与钢管混凝土构件的200×350mm²损伤进行麦克风脉冲锤击法测试，测量局部损伤的声模态。并用传统的基于加速度传感器的脉冲锤击法测量钢-混凝土组合板构件的加速度模态，将两者进行对比验证。

测试中，对损伤区域局部脱空板壳进行多点输入多点输出（Multiple Input Multiple Output, MIMO）的频域模态分析，利用复模态指数函数法（Complex Mode Indicator Function, CMIF）进行模态分析。其信号处理的方法为：在求得前述频响函数的基础上，对每个输入-输出测点的 H_1 频响函数估计进行奇异值分解，并识别各阶模态的极点，经过各阶模态的多项式拟合得到最终的模态参数，如频率、振型和阻尼比等。

3.4.1 钢-混凝土组合板的麦克风声模态测试

在钢-混凝土组合板构件的 $200 \times 350 \text{mm}^2$ 损伤区域划分 5×7 的均匀网格，并将每个网格交界点编号，将三个麦克风传感器固定于点17、点23和点29，做35点输入3点输出的脉冲锤击法声模态测试，布点和麦克风摆放如图3.25所示。

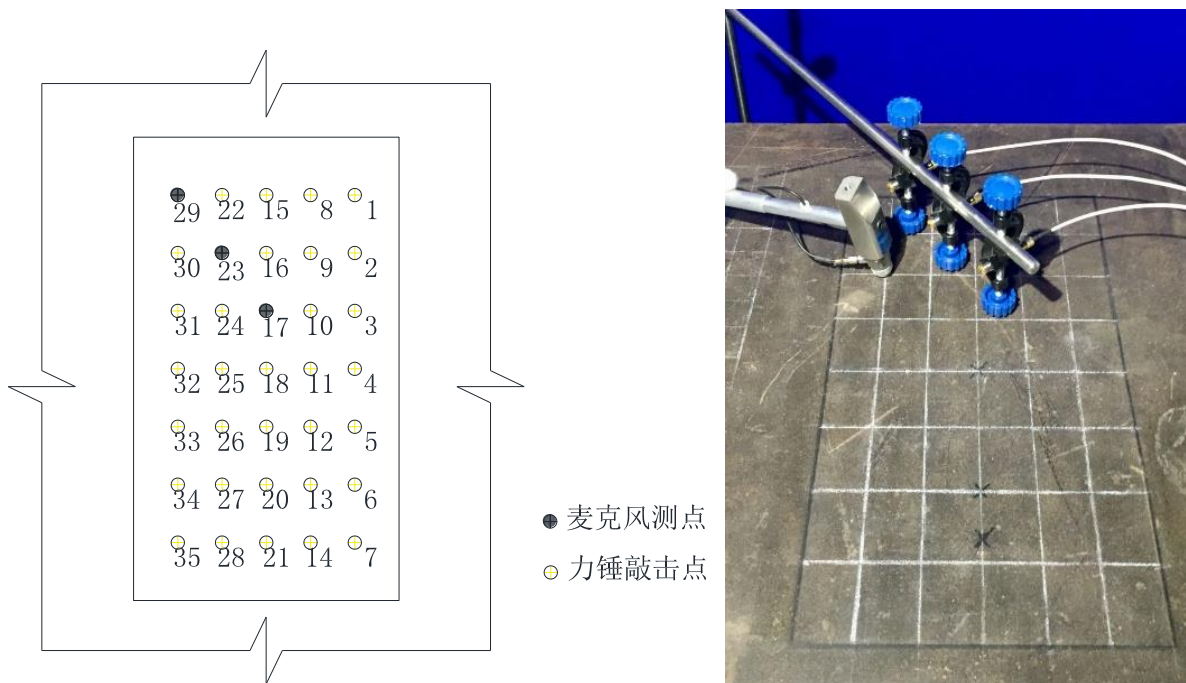


图 3.25 钢-混凝土组合板构件声模态测试测点布置图

麦克风以水平的角度置于17点、23点和29点的正上空50mm处，力锤依次敲击1~35点，采样频率设置为51.2kHz，带宽25.6kHz。采样时间为0.1s，谱线数为16384，频率分辨率为1.5625Hz。每个测点取重复敲击三次的频域平均，测试的CMIF峰值图如图3.26所示。

图3.26中，50Hz以内的峰值频率不在局部脱空损伤板壳模态的考虑范围之内，提取前九阶模态进行多项式拟合，得各阶模态的频率和阻尼比如表3.4所示。

前三阶振型图如图3.27所示。

由图3.27可见，局部脱空板的前三阶模态分别对应矩形板振动的1-1阶模态、1-2阶模态和1-3阶模态。

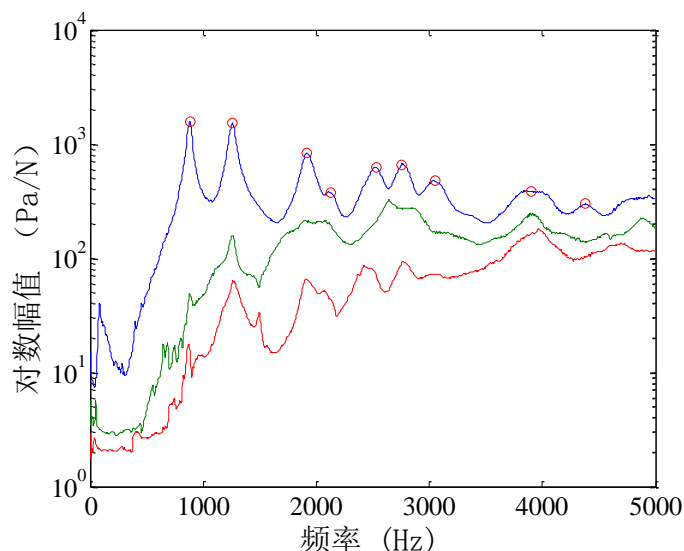


图 3.26 钢-混凝土组合板构件声模态测试 CMIF 峰值图

表 3.4 声模态测试的各阶模态频率及阻尼比

模态	频率 (Hz)	阻尼比 (%)
1	881.25	2.38
2	1259.38	2.34
3	1915.63	2.62
4	2125.00	3.55
5	2528.13	2.84
6	2756.25	2.56
7	3046.88	3.75
8	3896.88	3.75
9	4381.25	2.80

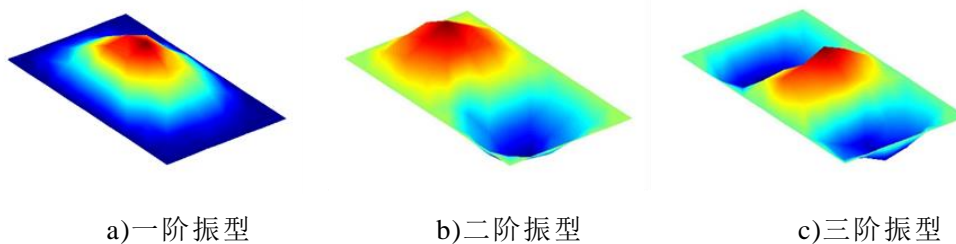


图 3.27 钢-混凝土组合板构件的前三阶声模态振型

3.4.2 钢-混凝土组合板的加速度模态测试

为了进一步验证麦克风声模态试验的可靠性，在钢-混凝土组合板构件的 $200 \times 350 \text{mm}^2$ 损伤区域划分 5×7 的均匀网格，并将每个网格交界点编号，将三个加速度传感器固定于点17、点23和点29，做35点输入3点输出的脉冲锤击法加速度模态测试，布点和传感器的摆放于上述麦克风模态试验保持一致。加速度传感器的

型号为PCB压电式加速度传感器333B40，三个传感器的灵敏度约为512mV/g。

与麦克风声模态测试的测试方案类似，力锤依次敲击1~35点，采样频率设置为51.2kHz，带宽25.6kHz。采样时间为0.1s，谱线数为16384，频率分辨率为1.5625Hz，。测得的CMIF峰值图如图3.28所示。

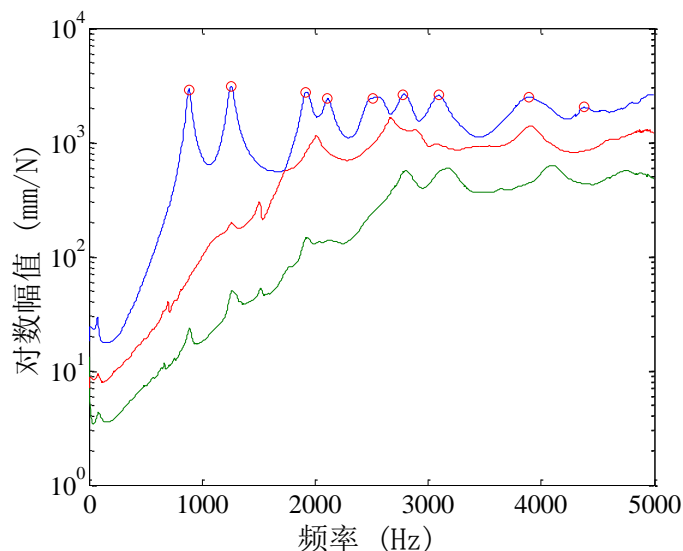


图 3.28 钢-混凝土组合板构件的加速度传感器模态测试 CMIF 峰值图

图3.28中，50Hz以内的峰值频率不在局部脱空损伤板壳模态的考虑范围之内，提取前九阶模态进行多项式拟合，得各阶模态的频率和阻尼比如表3.5所示。

表 3.5 加速度传感器测试的各阶模态频率及阻尼比

模态	频率 (Hz)	阻尼比 (%)
1	896.87	2.56
2	1275.00	2.33
3	1915.62	2.24
4	2106.25	3.76
5	2559.37	2.43
6	2806.25	2.34
7	3109.37	2.58
8	3884.37	4.09
9	4128.12	2.20

对比同一损伤区域的麦克风声模态频率与阻尼结果可知，二者结果十分接近，因此判断麦克风声模态的模态测试结果可靠。

前三阶振型图如图3.29所示。

由图3.29可见，局部脱空板的前三阶模态分别对应板的1-1阶模态、1-2阶模态和1-3阶模态。与麦克风声模态测试结果一致。

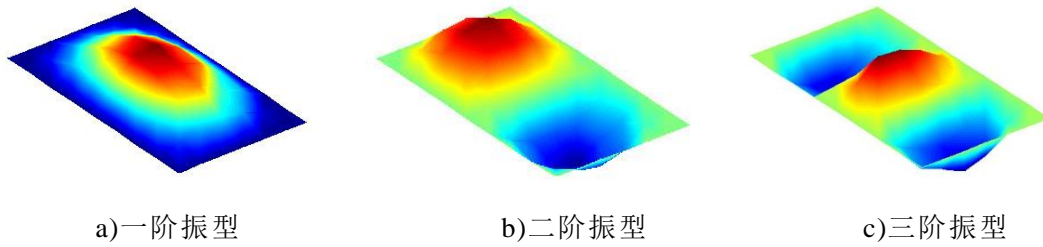


图 3.29 钢-混凝土组合板构件的前三阶位移模态振型

3.4.3 钢管混凝土的麦克风声模态测试

在钢管混凝土构件的 $200 \times 350 \text{mm}^2$ 损伤区域划分 5×7 的均匀网格，并将每个网格交界点编号，将两个个麦克风传感器固定于点23和点29，做35点输入2点输出的脉冲锤击法声模态测试，布点和麦克风摆放如图3.30所示。



图 3.30 钢管混凝土构件的声模态测试测点布置图

麦克风以水平的角度置于23点和29点的正上空50mm处，力锤依次敲击1~35点，采样频率设置为51.2kHz，带宽25.6kHz。采样时间为0.1s，谱线数为16384，频率分辨率为1.5625Hz。每个测点取重复敲击三次的频域平均，测试的CMIF峰值图如图3.31所示。

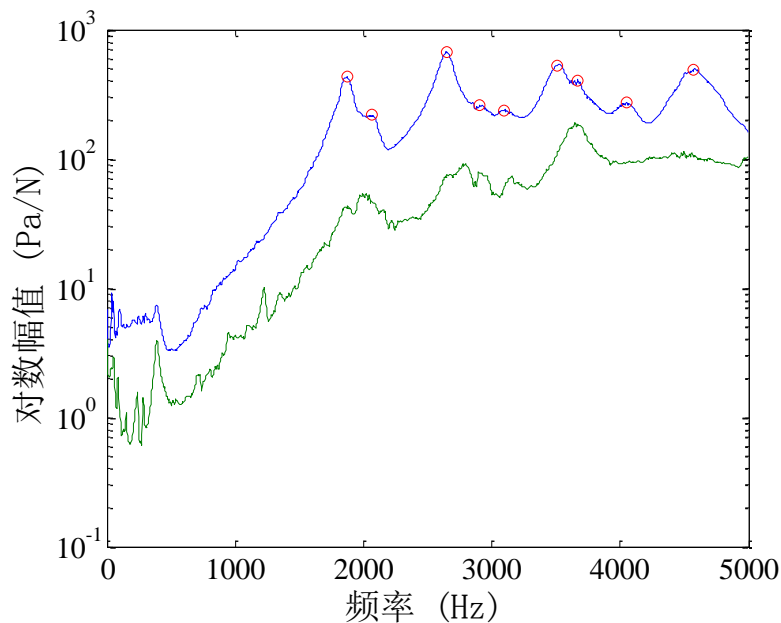


图 3.31 钢管混凝土构件的声模态测试 CMIF 峰值图

图3.31中, 50Hz以内的峰值频率不在局部脱空损伤板壳模态的考虑范围之内, 提取前九阶模态进行多项式拟合, 得各阶模态的频率和阻尼比如表3.6所示。

前三阶振型图如图3.32所示。

由图3.22可见, 该局部损伤的一阶模态的振型对应于平板的2-1阶模态, 三阶模态的振型对应于平板的2-2阶模态振型。

表 3.6 钢管混凝土构件的各阶声模态频率及阻尼比

模态	频率 (Hz)	阻尼比 (%)
1	1871.88	2.66
2	2065.62	3.05
3	2643.75	2.38
4	2906.25	4.42
5	3090.62	5.01
6	3506.25	2.26
7	3668.75	1.70
8	4046.87	2.96
9	4565.62	1.74

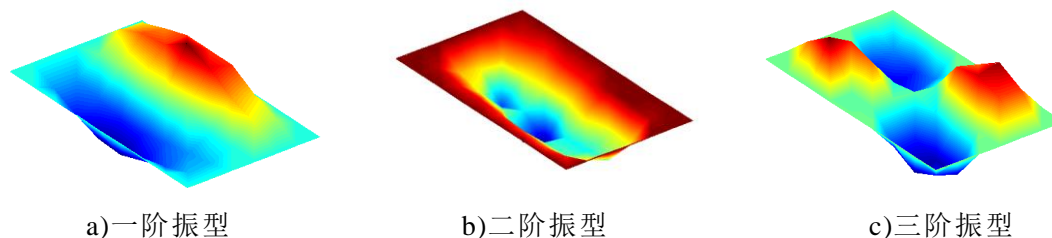


图 3.32 钢管混凝土构件的前三阶声模态振型

值得注意的是, 开口柱壳的一阶振型在短边方向上出现了一个波峰与一个波谷, 振型的节线为柱壳模型的轴向中线, 为当麦克风冲击共振法的激励点位于轴向中线上时, 麦克风将无法识别出一阶模态频率, 而测得的最低频率峰值对应壳体的第二阶模态, 对比前述不同损伤工况的麦克风冲击共振测试频响函数图中的频率峰值, 可以发现, 试验测得的频响函数的最低频率峰值位于2090Hz左右, 这与模态测试的二阶模态频率大致符合。

3.5 麦克风阵列损伤成像测试

以上试验证明了麦克风冲击共振测试识别板壳振动的可行性。实际应用中, 损伤的区域无法预知, 通过单点的力锤敲击无法从声压信号的频响函数判断该点是否存在脱空损伤。当在一块区域内均匀敲击多个网格点, 将各个网格点的声压

频响函数进行对比，位于脱空区域内的各点频响函数将呈现相同的频率峰值，但各峰值频率的幅值各不相同。位于非脱空区域的频响函数将呈现出幅值低。频率峰值无规律的特点。以此可以粗略判断脱空区域的位置。引入声压模态柔度的概念，通过麦克风阵列测试得到网格各点模态柔度的声压表示形式，由于脱空区域的振动类似板壳振动，故位于脱空区域的声压模态柔度预计将远远大于非脱空区域的柔度。

分别对钢-混凝土组合板构件与钢管混凝土构件的 $150 \times 150 \text{mm}^2$ ，15mm厚的矩形局部脱空损伤工况进行基于麦克风阵列的冲击共振损伤成像测试。

3.5.1 麦克风阵列损伤成像测试原理

模态柔度的概念最早在1975年，由Clough RW等^[113]提出，通过多参考点的脉冲锤击法测试等手段可以测出结构的模态柔度。1992年，Raghavendrchar M等^[114]将其作为反映现役桥梁的结构状况的可靠指标。传统的位移模态分析中，通常有两种方法计算模态柔度：

一种为基于圆频率的柔度计算方法，通过自然频率与模态振型的矩阵相乘求结构的模态柔度矩阵：

$$[f_{i,j}] = [U][\Omega][U]^T \quad (3.1)$$

$$f_{i,j} = \sum_{k=1}^m \frac{\phi^k(i)\phi^k(j)}{\omega_k^2} \quad (3.2)$$

其中 $[f]_{n \times n}$ 为模态柔度矩阵， $[U]$ 为质量归一的振型矩阵， $[\Omega]$ 为模态圆频率平方的倒数按降序排列的对角矩阵。 $\phi^k(i)$ 和 $\phi^k(j)$ 为 k 阶模态中的第 i 点和第 j 点的振型模态分量， ω_k 为第 k 阶圆频率。由于实际中难以获得精确的模态质量矩阵，因此难以获得质量归一的振型矩阵，限制了该方法的应用。

另一种方法为基于频响函数 $\omega=0$ 的模态柔度计算方法，由

$$H_{pq}(\omega) = \sum_{r=1}^m \left[\frac{\psi_{pr}\psi_{pr}}{M_{Ar}(j\omega - \lambda_r)} + \frac{\psi_{pr}^*\psi_{pr}^*}{M_{Ar}^*(j\omega - \lambda_r^*)} \right] \quad (3.3)$$

得，当 $\omega=0$ 时有

$$H_{pq}(\omega=0) = \sum_{r=1}^m \left[\frac{\psi_{pr}\psi_{pr}}{M_{Ar}(-\lambda_r)} + \frac{\psi_{pr}^*\psi_{pr}^*}{M_{Ar}^*(-\lambda_r^*)} \right] \quad (3.4)$$

由于位移频响函数的计算过程中，将加速度频响函数除以 $1/j\omega^2$ ，因此当 $\omega \rightarrow 0$ 时，频响函数的截距趋于无穷大，因此模态柔度常由各阶模态的柔度之和求得。

由前述理论章节可知，当用声压传感器进行声模态测试时，其声压频响函数的表达式为：

$$\left[H_{ij}^p(\omega) \right]_r = \frac{\psi'_{ir} \psi_{jr}}{m_r [(\omega_r^2 - \omega^2) + 2j\xi_r \omega_r \omega]} \quad (3.5)$$

其中

$$\int_s \frac{-\omega^2 \rho_0 e^{-jkR}}{2\pi R} \psi_{mr} dS = \psi'_{ir} \quad (3.6)$$

当 $\omega \rightarrow 0$ 时,

$$H_{ij}^p(\omega=0) = \sum_{r=1}^m \left[\frac{\psi'_{ir} \psi_{jr}}{m_r \omega_r^2} \right] \quad (3.7)$$

定义声压模态柔度的概念如式(3.7), 该式的形式与加速度传感器所测得的模态类似, 只有 ψ'_{ir} 的值发生了改变, 声压模态柔度的物理意义为单位力在 j 点激励下, 在 i 点处产生的声压大小。

由于声压传感器测得的结果无须像加速度传感器所测得的结果一样须除以 $1/j\omega^2$ 才能转化为位移模态, 故可以直接求得单点输入单点输出情况下各激励信号与响应信号之间的频响函数, 并求得 $\omega \rightarrow 0$ 时的结果, 此数值即为结构振动的声压模态柔度。

由前述麦克风冲击共振测试可知, 脱空区域的钢板与钢壳在点激励下振动与声压响应十分明显, 而非脱空区域的钢板与钢壳在点激励下声压响应远远小于脱空点的响应, 故作出假设: 当响应点与激励点位于同一位置时, 得到的声压模态柔度作为该点的损伤判断依据。

但试验中敲击各点得到的频响函数结果并不代表理论上准确的声压模态柔度值, 这是因为:

(1) 上述模态分析的所有结论都是基于结构振动所产生的声压响应。而实际应用中, 力锤敲击结构所造成的声场并不仅仅由振动产生的声波组成, 还包括锤头与表面冲击碰撞所产生的直接声波, 以及冲击带来的泄露瑞雷波。激励点上空拾取到的声波包括振动辐射的声波与直接声波, 由前述试验可知, 虽然直接声波的声压振幅较小, 不足以对振动响应结果产生质变的影响, 但测得的频响函数信号中不可避免地携带这些噪声信号。

(2) 上述分析中任意一点的声压响应均是无限接近于该点的结构表面处的理想结果。麦克风冲击共振试验中, 麦克风不可避免地将置于激励点上空某一位置, 为了不影响敲击的操作, 传感器通常距离被测表面 30mm~50mm。由振声互易性原理章节可知, 随着测点与振动表面的距离越大, 其声功率的转换系数 β 约小, 振动信号转化为声压信号的比例也就越小, 因此试验测得的频响函数信号无法准确反映该点的声压模态柔度。

故实际试验中按照此方法求得的数据只能称为声压模态柔度的近似值。虽然试验无法求得准确的声压模态柔度值, 但在各测点的力锤敲击力度接近, 且声压

传感器垂直距离保持不变的情况下，可以使得激励产生的直接声波对声压信号的影响大致保持不变，且声功率转化系数 β 同样保持不变。排除了上述两个因素对结果的影响后，可以在测试区域划分网格，敲击各网格点，将得到的声压模态柔度近似值按照网格划分方法排列成矩阵，作出此矩阵的云图，据此判断该测量区域是否存在局部脱空损伤。脱空区域一点敲击的典型声压函数频响曲线如图3.33所示。

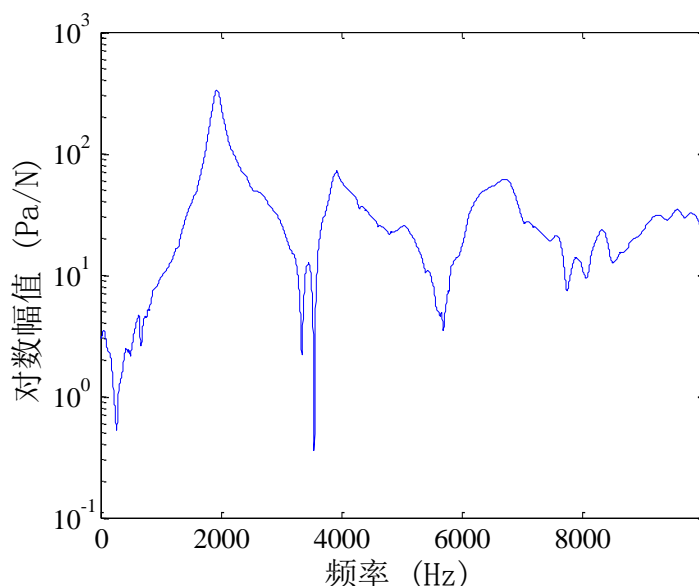


图 3.33 脱空区域的单点声压频响函数图典型信号

由板壳振动理论可知，结构的自振频率为全局变量，即当多个激励点均位于同一片损伤区域时，能识别出相同的自振频率。这与前述麦克风冲击共振测试的结论相符，由于存在直接声波与造成的不可预知的噪声干扰，试验中存在某些损伤工况的高频段自振频率无法准确识别，但所有损伤工况均能识别出最低一阶的自振频率。因此，除了上述声压模态柔度近似值的损伤判断原则外，同一损伤区域的测点频响函数应均能识别处相近的一阶频率值，可作为损伤判断的辅助验证指标。

3.5.2 钢-混凝土组合板构件的损伤成像测试

将钢-混凝土组合板构件的 $150 \times 150 \text{mm}^2$ ，15mm厚矩形局部脱空损伤在钢板表面划分成 10×10 ，间距为25mm的网格，将5个麦克风紧密地排成一列，依次置于各列网格交点的上空50mm处，如图3.34所示。

依次敲击各行各列的每个网格交点，每敲击一点，拾取该点正上空的麦克风声压信号，与力信号作频响函数，提取其频响函数的声压模态柔度近似值，对于上述 10×10 网格，求得各点的声压模态柔度近似值如表3.7所示。

表3.7中第3~8行，3~8列的网格数据点为损伤区域内的测点，从数据中可以看出，在局部脱空损伤区域外的声压模态柔度近似值绝大部分介于 $0 \sim 0.3 \text{Pa/N}$ 之间，

脱空损伤区域内边缘的测点声压模态柔度近似值绝大部分介于1~10Pa/N之间，损伤的中央区域声压模态柔度近似值达到10~30Pa/N。将表3.7中的数据矩阵绘制成损伤云图如3.35所示。同时，损伤中央区域的测点频响函数在1950Hz附近均能识别出明显的频率峰值，与理论预期相符。

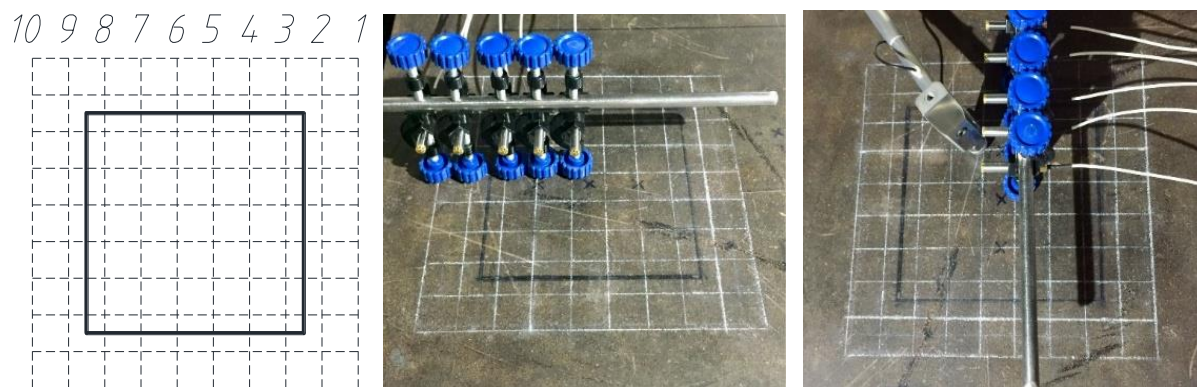


图 3.34 钢-混凝土组合板构件麦克风冲击共振法损伤成像测试

表 3.7 钢-混凝土组合板构件各网格点的声压模态柔度近似值（单位：Pa/N）

声压 柔度	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
1	0.258	0.298	0.284	0.249	0.227	0.195	0.131	0.268	0.272	0.230
2	0.254	0.326	0.266	0.264	0.203	0.239	0.151	0.287	0.241	0.183
3	0.187	0.264	0.321	1.078	3.289	5.129	2.553	0.248	0.221	0.115
4	0.229	0.265	0.321	5.206	12.523	15.664	9.994	1.010	0.212	0.246
5	0.192	0.248	0.315	10.056	22.716	26.142	16.257	2.855	0.241	0.263
6	0.198	0.224	0.284	10.276	21.305	25.221	15.853	3.631	0.190	0.188
7	0.157	0.080	0.235	6.475	13.684	17.617	12.189	2.449	0.208	0.251
8	0.145	0.439	0.304	1.224	3.964	5.908	3.858	0.519	0.247	0.255
9	0.188	0.201	0.334	0.285	0.241	0.245	0.272	0.218	0.226	0.244
10	0.170	0.257	0.272	0.356	0.298	0.224	0.250	0.190	0.278	0.343

图 3.35 中，白色虚线框以内区域为脱空损伤区域，由此可以看出，通过麦克风冲击共振测试测量一定面积大小的脱空损伤区域时，可以识别出损伤的具体位置与大致形状。测点布置得越密，则损伤区域判断的精度越高。但损伤边缘的声压模态柔度近似值识别值偏小，与非损伤区域的声压模态柔度近似值接近，反映当激励点位于损伤区域与非损伤区域的交界处时，损伤识别的精确性将受到影响。

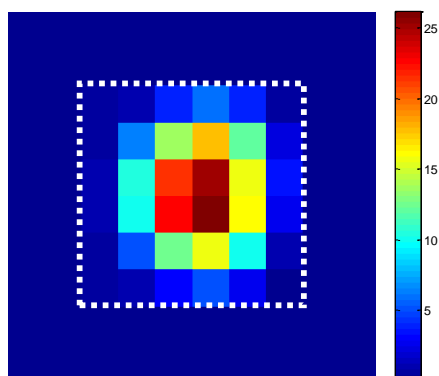


图 3.35 钢-混凝土组合板构件脱空识别成像云图

3.5.3 钢管混凝土构件的损伤成像测试

将钢管混凝土构件的 $150 \times 150 \text{mm}^2$ ，15mm厚矩形局部脱空损伤在钢壳表面同样划分成 10×10 ，间距为25mm的网格，将5个麦克风紧密地排成一列，依次置于各列网格交点的上空50mm处，如图3.36所示。

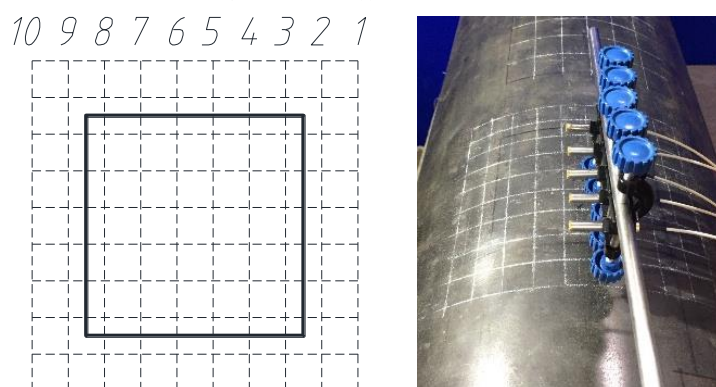


图 3.36 钢管混凝土构件麦克风冲击共振法损伤成像测试

依次敲击各行各列的每个网格交点，每敲击一点，拾取该点正上空的麦克风声压信号，与力信号作频响函数，提取其频响函数的声压模态柔度近似值，对于上述 10×10 网格，求得各点的声压模态柔度近似值如表3.8所示。

表中第3~8行，3~8列的网格数据点为损伤区域内的测点，从数据中可以看出，在局部脱空损伤区域外的声压模态柔度近似值绝大部分介于 $0 \sim 0.3 \text{ Pa/N}$ 之间，脱空损伤区域内的测点声压模态柔度近似值绝大部分介于 $1 \sim 5 \text{ Pa/N}$ 之间，将表3.8中的数据矩阵绘制成损伤云图如3.37所示。同时，损伤中央区域的测点频响函数在3300Hz附近均能识别出明显的频率峰值，与理论预期相符。

图3.37中，白色虚线框以内区域为脱空损伤区域，由此可以看出，通过麦克风冲击共振测试测量一定面积大小的脱空损伤区域时，可以识别出损伤的具体位置与大致形状，与钢-混凝土组合板构件相同，测点布置得越密，则损伤区域判断的精度越高。

表 3.8 钢管混凝土构件各网格点的声压模态柔度近似值 (单位: Pa/N)

声压 柔度	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
1	0.335	0.318	0.317	0.156	0.167	0.323	0.364	0.321	0.248	0.255
2	0.311	0.252	0.237	0.152	0.145	0.259	0.353	0.369	0.257	0.280
3	0.498	0.299	0.300	0.530	0.432	0.407	0.609	0.326	0.224	0.174
4	0.363	0.235	0.598	1.031	0.729	0.695	0.933	0.734	0.224	0.146
5	0.343	0.259	0.626	0.832	0.791	0.698	1.159	0.715	0.250	0.214
6	0.344	0.252	0.677	0.725	0.813	0.735	0.760	0.751	0.172	0.184
7	0.450	0.183	0.452	0.484	0.520	0.475	0.508	0.501	0.156	0.267
8	0.349	0.341	0.332	0.435	0.423	0.496	0.387	0.398	0.176	0.255
9	0.286	0.265	0.293	0.211	0.200	0.209	0.232	0.247	0.298	0.281
10	0.287	0.332	0.391	0.320	0.375	0.289	0.269	0.209	0.372	0.372

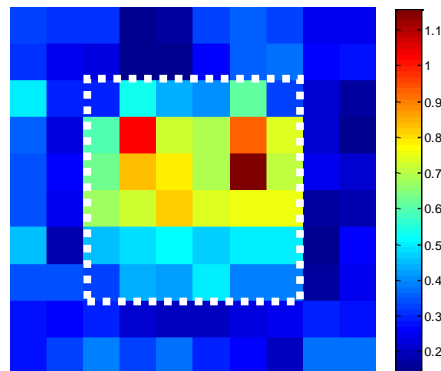


图 3.37 钢管混凝土构件脱空识别成像云图

3.6 本章小结

麦克风冲击共振试验的基本思路是：采用力锤冲击激励损伤区域的局部钢板和钢壳，采用麦克风声压传感器拾取激励点上空的声压响应信号，并对响应信号进行频谱分析，对比损伤区域与非损伤区域的信号频谱特性，以识别激励部位是否存在大面积的截面脱空损伤。

(1) 对钢-混凝土组合板试件进行试探性试验分别探究麦克风声压测点与激

励点相对的垂直位置、水平位置、放置角度对响应信号频谱的影响。结果与理论预期一致，即当麦克风测点与激励点的水平距离与垂直越远，板壳振动对麦克风测点的声辐射功率越小，测得响应信号的幅值也越小，但信号的基本频谱特征保持不变。

(2) 对钢-混凝土组合板试件与钢管混凝土试件中各损伤工况的不同测点进行麦克风冲击共振试验。探究不同面积、形状和深度的脱空损伤对信号频响函数的影响。结果表明，结果表明，麦克风冲击共振法适用于边长尺寸不小于150mm以上的局部脱空损伤的检测与识别，且损伤尺寸越大，其响应的一阶频率越低。

(3) 分别利用麦克风传感器与加速度传感器进行钢-混凝土板的局部脱空损伤的模态测试。结果表明，麦克风测得的声压信号能够准确地反映局部脱空损伤板壳的振动特性。利用麦克风传感器进行钢管混凝土构件的局部脱空板壳的声学模态试验，测得钢管混凝土局部脱空损伤的模态信息，对比前述不同损伤工况的麦克风冲击共振测试频响函数图。可以发现，钢管混凝土局部脱空损伤的二阶频率与麦克风冲击共振单点测试得到的频响函数的最低频率峰值大致符合。

(4) 针对钢-混凝土组合板试件与钢管混凝土试件特定的损伤工况进行基于麦克风阵列的冲击共振法损伤成像测试绘出损伤云图。结果表明，该方法可以有效识别局部脱空损伤，声压模态柔度近似值较大的区域可判断为存在局部脱空损伤的区域，为麦克风冲击共振测试在实际工程中的应用奠定基础。

第4章 显式动力学有限元模拟与试验模态分析

4.1 引言

为了进一步验证上述理论与试验的可靠性,本文利用ABAQUS有限元模拟软件,对点脉冲激励下钢-混凝土组合构件表面的声场分布进行了显式动力学声学分析,模拟出空气中各点的声压分布场;并对典型损伤工况的局部脱空损伤进行了模态分析及其在点脉冲激励下的振动响应信号模拟,将上述模拟结果与麦克风及加速度传感器测试的结果进行对比,证明了麦克风冲击共振法识别钢-混凝土界面脱空损伤的可靠性。

4.2 钢-混凝土组合板构件麦克风冲击共振测试

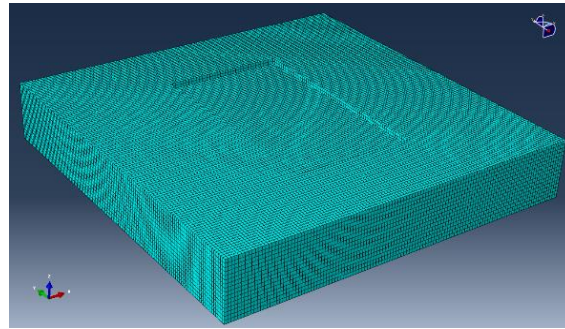
由声波的基础理论可知,流-固半空间中的固体表面在点激励下将在固体内部产生纵波与横波,在流体中产生直接声波与泄露瑞雷波^[52]。本文利用ABAQUS/Explicit 3-D进行显示动力学分析,分别模拟完好无损与存在一定面积脱空损伤的钢-混凝土组合板构件和钢管混凝土构件在点脉冲激励下,空气中的声波传播情况。

4.2.1 流-固耦合有限元模型的建立

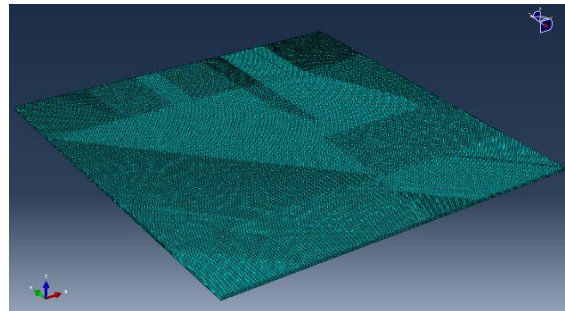
在钢-混凝土组合板构件的分析中,混凝土板部件采用实体单元C3D8,混凝土板的平面尺寸设为 $600 \times 600 \text{mm}^2$,厚度设为120mm,钢板部件采用实体单元C3D8,平面尺寸与混凝土板保持一致,钢板厚度设为6mm。空气部件的平面尺寸与钢板及混凝土板部件保持一致,其厚度设定为300mm,采用实体单元AC3D8,其声介质的体积模量设为 142000N/m^2 。密度为 1.2kg/m^3 。以 $200 \times 350 \text{mm}^2$ 的矩形脱空损伤为例,制作损伤时,在混凝土的外表面局部做凹陷处理,使得凹陷部分的混凝土上表面与钢板下表面之间不存在接触和相互作用。在没有损伤的部分,混凝土上表面与钢板下表面的接触设置为绑定约束,钢板上表面与空气下表面的接触设置为绑定约束,钢板与空气的交界表面处,声导纳设为 $1.28 \times 10^{-8} + 2 \times 10^{-5}i$ ^[115]。对空气部件的另外5个外表面,将其声反射设为0,并将板构件的底面设置成固支的边界条件。网格划分方面,混凝土部件的网格大小为5mm,钢板划分的网格大小为2mm,空气部件在平面尺寸上的网格尺度为2mm,为了节约计算空间,在表面的法向上的网格高度从2mm渐变至5mm。网格划分情况如图4.1所示。

在钢管混凝土构件的分析中,混凝土柱的部件采用实体单元C3D8,混凝土部

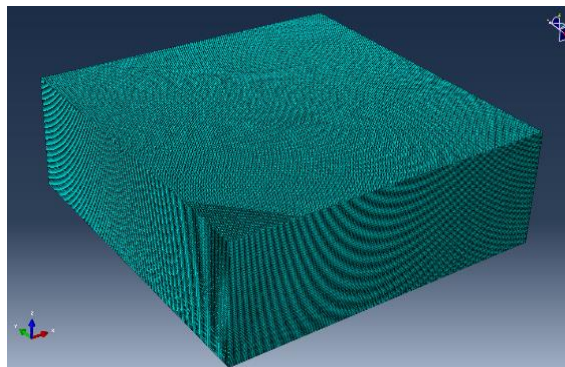
件的外径382mm，轴向高度为600mm，钢管部件采用实体单元C3D8，外径400mm，轴向高度为600mm，钢管壁厚度设为6mm。空气部件的轴向高度与钢管混凝土尺寸一致，其径向厚度设定为300mm，采用实体单元AC3D8，其声介质的体积模量设为 142000N/m^2 。密度为 1.2kg/m^3 。以 $200\times 350\text{mm}^2$ 的矩形脱空损伤为例，制作损伤时，在混凝土圆柱体的外表面局部做凹陷处理，使得凹陷部分的混凝土柱外表面与钢管内表面之间不存在接触和相互作用。在没有损伤的部分，混凝土柱外表面与钢管内表面的接触设置为绑定约束，钢管外表面与空气部件内表面的接触设置为绑定（Tie）约束。对空气部件的其他外表面，将其声反射设为0，并将钢管圆底面与圆顶面进行固支的边界条件设置。网格划分方面，混凝土部件的网格大小为5mm，钢管部件划分的网格大小为2mm，空气部件在钢管外壁上的网格尺度为2mm，为了节约计算空间，在表面的法向上的网格高度从2mm渐变至5mm。网格划分情况如图4.2所示。



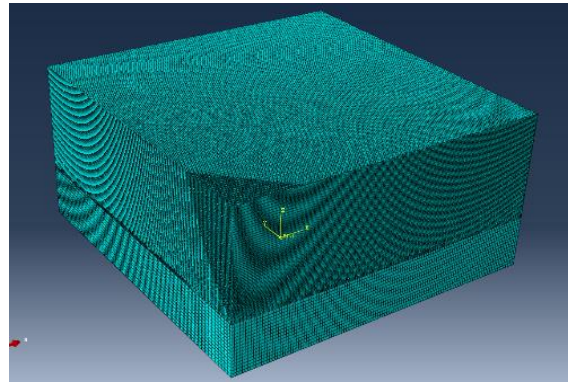
a)混凝土部件网格划分



b)钢板部件网格划分

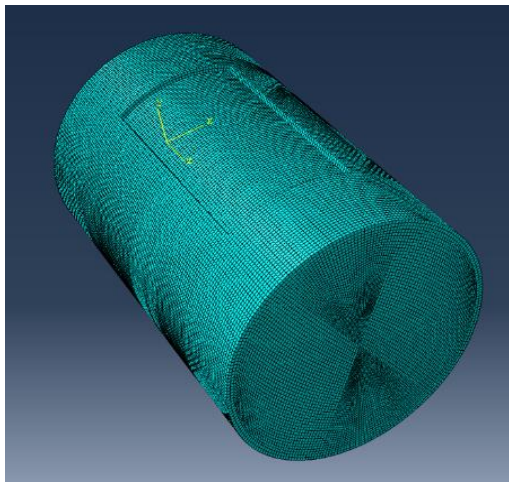


c)空气部件网格划分

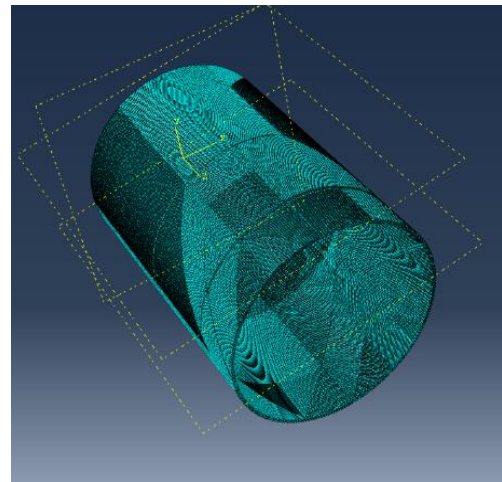


d)整体网格划分

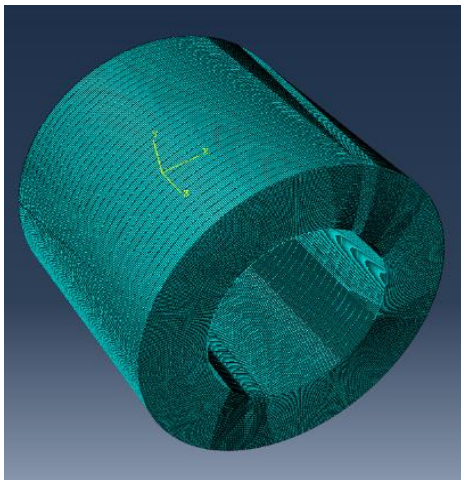
图 4.1 钢-混凝土组合板声学模型网格划分



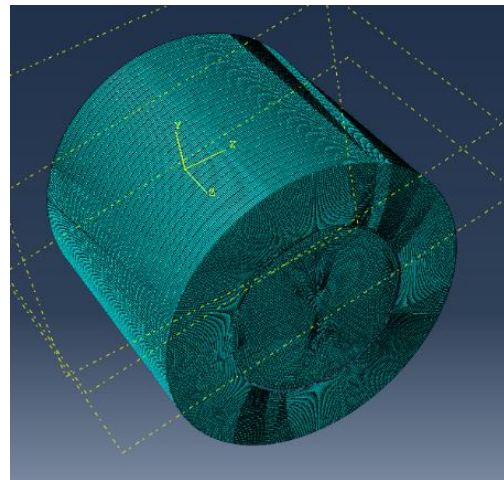
a)混凝土部件网格划分



b)钢壳部件网格划分



c)空气部件网格划分



b)整体网格划分

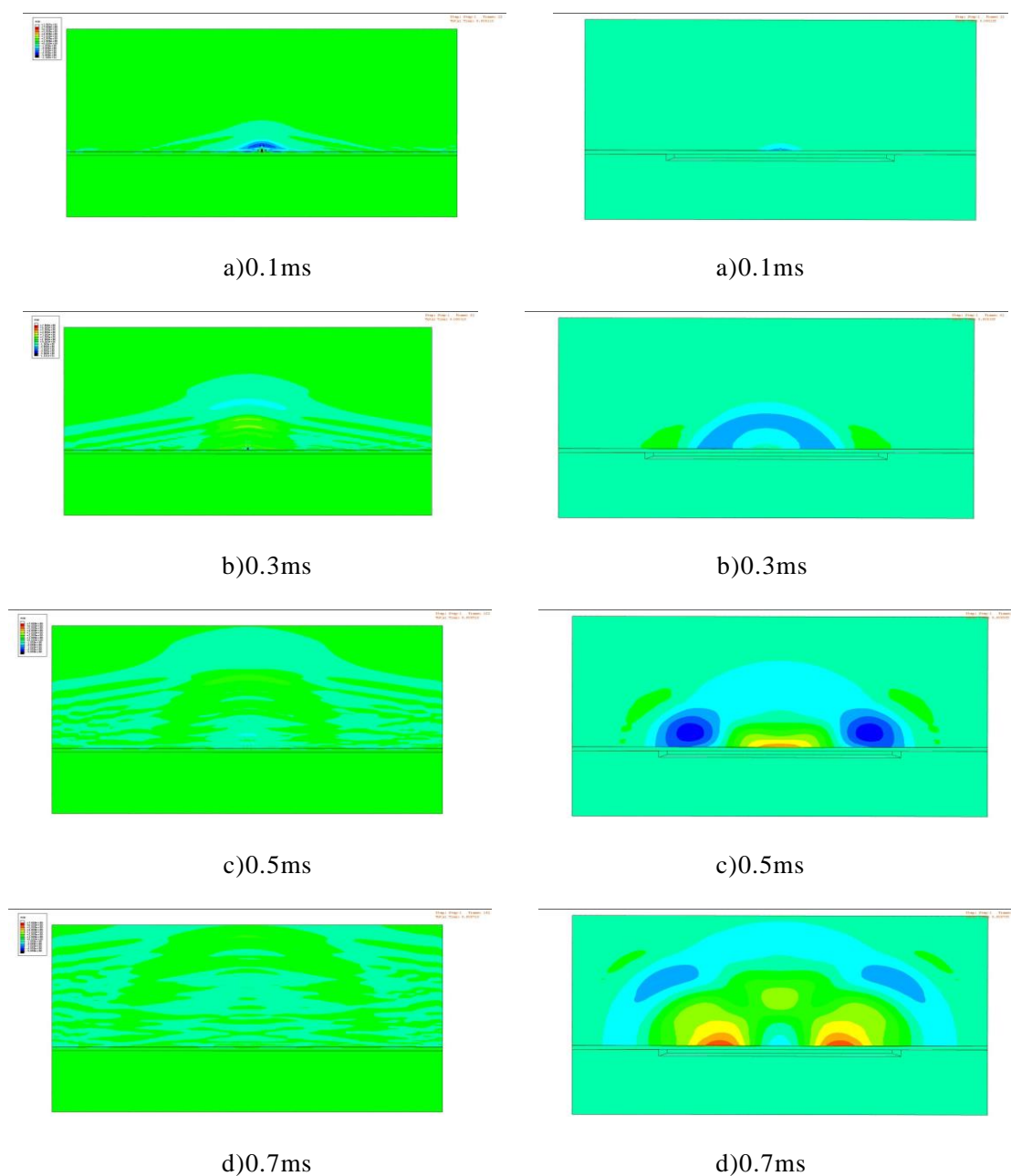
图 4.2 钢管混凝土构件声学模型网格划分

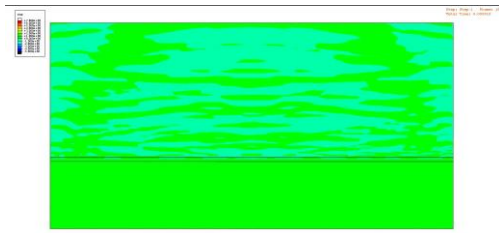
钢-混凝土组合板与钢管混凝土模型的几何、约束与网格建立好后，将构件设置显式动力分析步，分析时间为1ms。在构件钢表面的中心处施加正弦荷载， $f(t) = A \sin^2(\pi t / T)$ ，其中 $T=0.3\text{ms}$ ， $0 \leq t \leq T$ ，令 $A=1000$ ，与力锤的敲击力度大致相符。将各部件组装后，进行计算分析。在如此精细的网格划分条件下，每个构件工况的计算机运行时间长达10小时。

上述模型的建立为存在脱空损伤的钢-混凝土组合板构件与钢管混凝土构件，除此之外，另建立两个不存在脱空损伤的模型，其参数与上述模型保持一致。分别对无损构件与存在脱空的钢-混凝土组合板构件与钢管混凝土构件进行点激励下的响应声压场计算。

4.2.2 非脱空构件与脱空构件在点激励下的声场分布

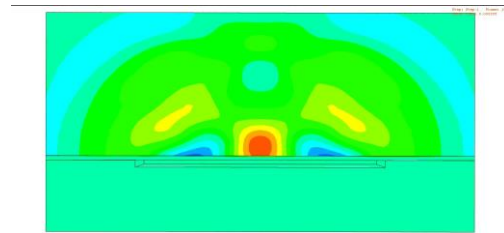
对于钢-混凝土组合板构件，分别对无损构件与存在 $200 \times 350 \text{mm}^2$ 矩形脱空损伤的构件进行激励后1ms内的声场分布计算，随着时间推移的声场分布如图4.3与图4.4所示。





e)0.9ms

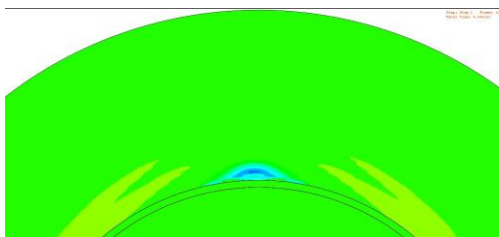
图 4.3 无损构件的截面声压分布



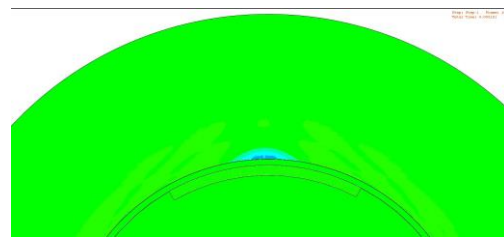
e)0.9ms

图 4.4 损伤构件的截面声压分布

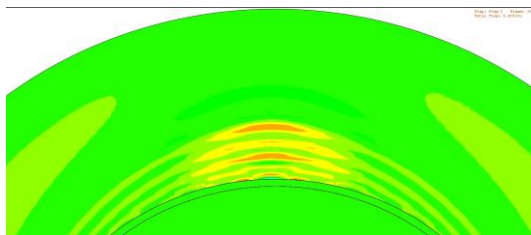
对于钢管混凝土构件，分别对无损构件与存在 $200 \times 350 \text{mm}^2$ 矩形脱空损伤的构件进行激励后1ms内的声场分布计算，随着时间推移的声场分布如图4.5与图4.6所示。



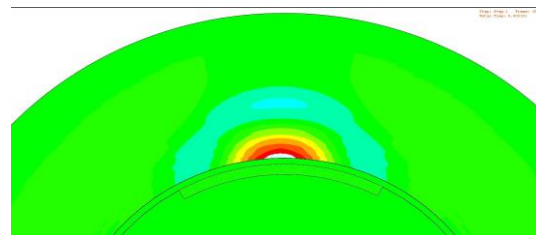
a)0.1ms



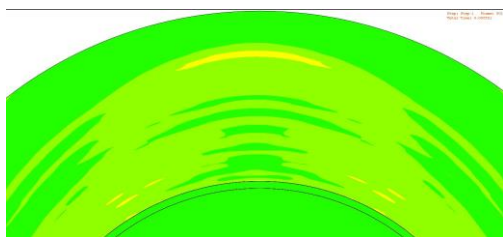
a)0.1ms



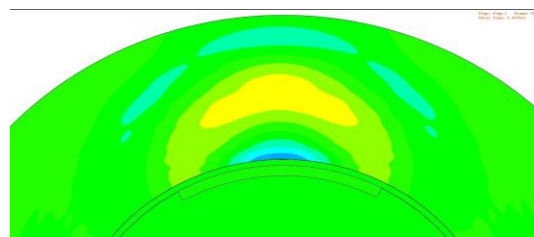
b)0.3ms



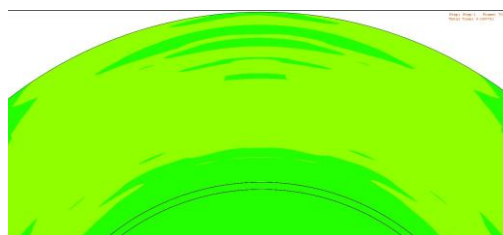
b)0.3ms



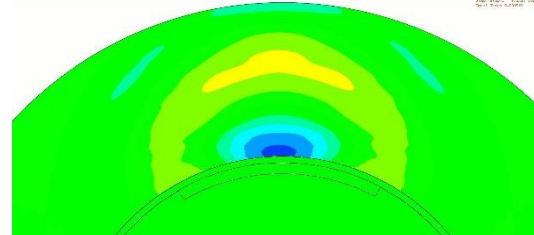
c)0.5ms



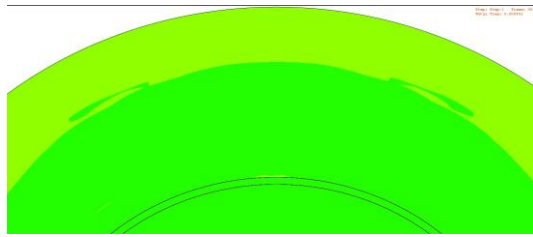
c)0.5ms



d)0.7ms

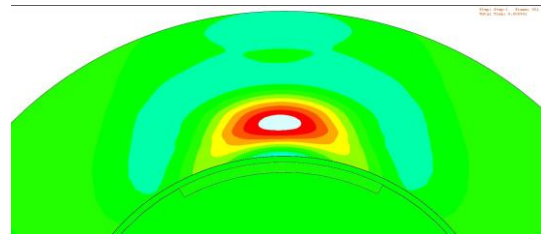


d)0.7ms



e)0.9ms

图 4.5 无损构件的截面声压分布



e)0.9ms

图 4.6 损伤构件的截面声压分布

从图4.3~图4.6可以看出，在不存在损伤的构件表面施加点脉冲激励，将在附近的空气中激起半球形扩散的直接声波和四周表面辐射出的泄露波。从声波理论可知，由于表面波在流体-固体交界面的传播速度比直接声波在空气中的传播速度更快，因此半球形外侧先于直接声波的辐射波为泄露瑞雷波，对于钢-混凝土组合板构件，点脉冲激励下的构件上空声场分布如图4.7所示，提取钢-混凝土组合板构件激励点上空约45mm处的声压变化曲线如图4.8所示。

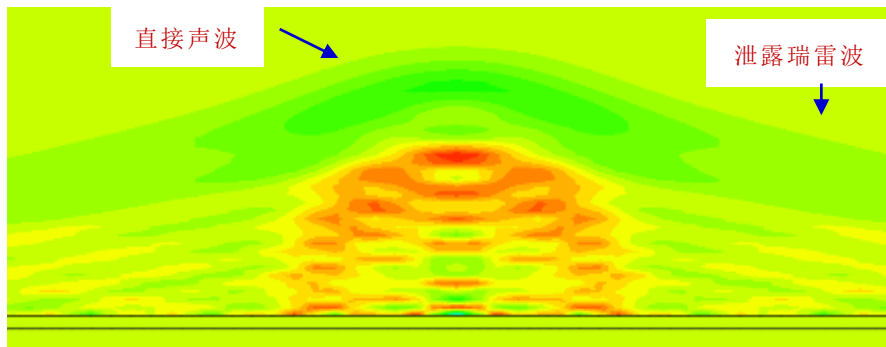


图 4.7 点激励下无损钢-混凝土组合板构件上空产生的声波

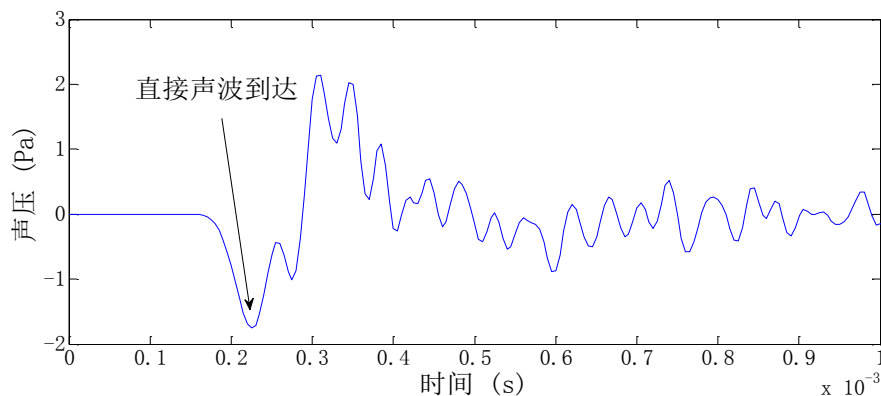


图 4.8 点激励下无损钢-混凝土组合板构件上空 45mm 处的声压变化曲线

由前述理论章节可知，泄露瑞雷波不存在于激励点正上空附近，它存在与泄露瑞雷角的范围之外，当声压响应的拾取点位于激励点正上方时，测得的声压信号仅为直接声波。从图4.7与图4.8中可以看出，约0.21ms时刻，直接声波在测点达

到第一个峰谷。由于钢-混凝土组合板的内部介质接触的复杂性，直接声波的时域信号难以进行进一步分析。

对于钢管混凝土构件，点脉冲激励下的构件上空声场分布如图4.9所示，提取钢-混凝土组合板构件激励点上空约45mm处的声压变化曲线如图4.10所示。

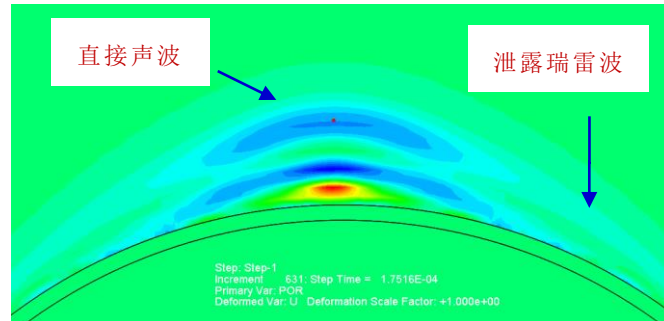


图 4.9 点激励下无损钢管混凝土构件上空产生的声场

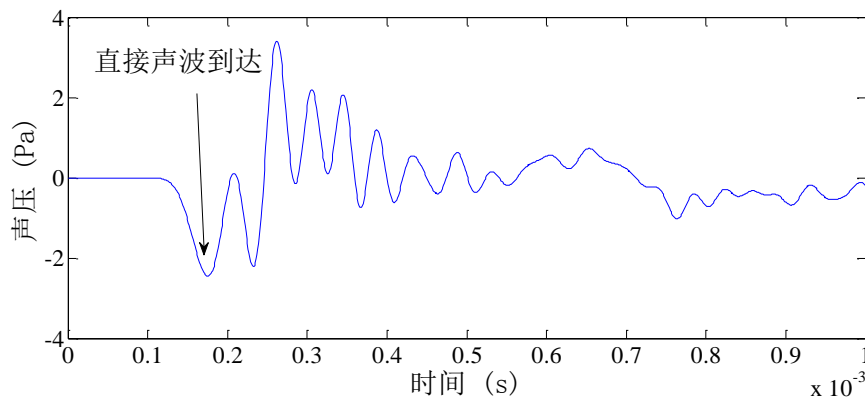


图 4.10 点激励下无损钢管混凝土构件上空 45mm 处的声压变化曲线

与钢-混凝土组合板构件的情况类似，激励点正上方测得的信号为直接声波信号。从图4.9与图4.10中可以看出，约0.19ms时刻，直接声波在测点达到第一个峰谷。由于内部介质接触的复杂性，直接声波的时域信号难以进行进一步分析。

在存在局部脱空损伤的构件表面施加点脉冲激励时，将在表面上空激起较大幅度，较长周期的波，此波主要有局部脱空板壳的振动引起，其幅度远远大于上述无损构件的直接声波与泄露瑞雷波，以至于直接声波和泄露瑞雷波可以忽略不计。对于钢-混凝土组合板构件，点脉冲激励下的构件上空声场分布如图4.11所示，钢-混凝土组合板构件激励点上空45mm处的声压变化曲线图如图4.12所示。

由图4.11与图4.12可见，当点脉冲激励位于钢-混凝土组合板构件的脱空损伤区域时，该区域的局部钢板发生持续的振动，其振幅之大使得声场快照图中无法识别出直接声波与泄露瑞雷波的存在，且激励点上空拾取的声压响应呈现处大幅度、长周期的时域响应特征。

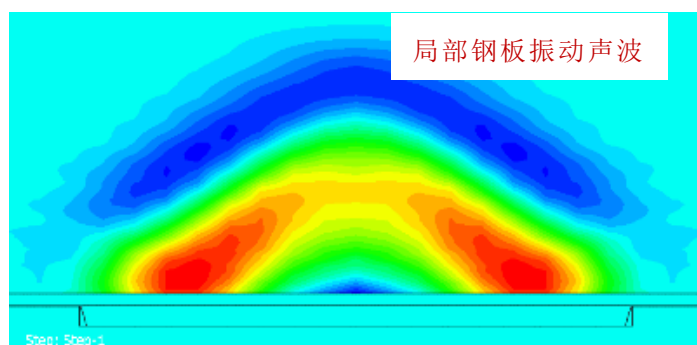


图 4.11 点激励下损伤钢-混凝土组合板构件上空产生的声波

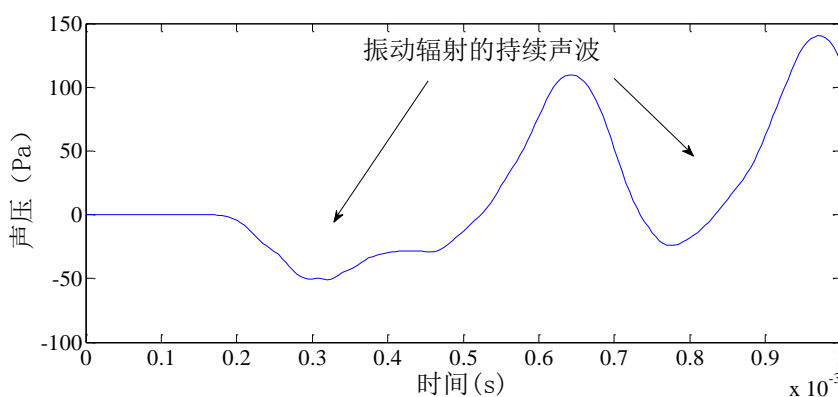


图 4.12 点激励下损伤钢-混凝土组合板构件上空 45mm 处的声压变化曲线

对于钢管混凝土构件，点脉冲激励下的构件上空声场分布如图4.13所示，提取钢管混凝土构件激励点上空约45mm处的声压变化曲线如图4.14所示。

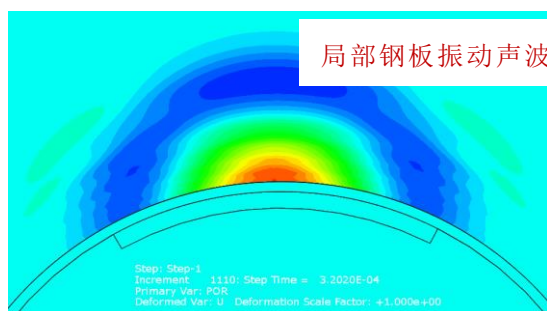


图 4.13 点激励下损伤钢管混凝土构件上空产生的声波

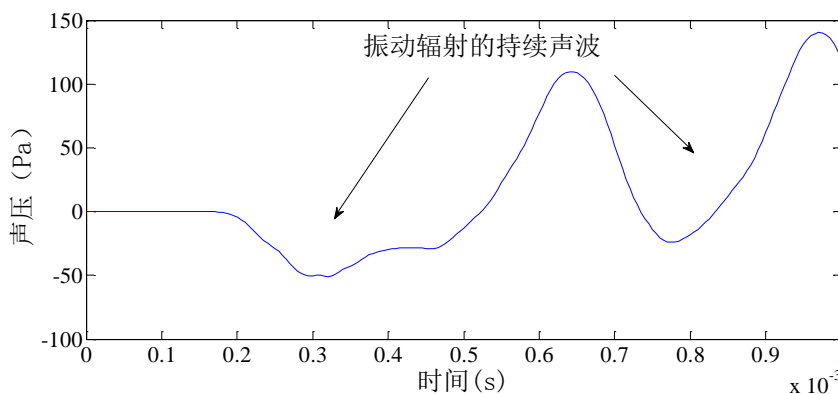


图 4.14 点激励下损伤钢管混凝土构件上空 45mm 处的声压变化曲线

由图4.13与图4.14可见，与钢-混凝土组合板构件的响应特征类似，当点脉冲激励位于钢管混凝土构件的脱空损伤区域时，该区域的局部钢壳体发生持续的振动，其振幅之大使得声场快照图中无法识别出直接声波与泄露瑞雷波的存在，且激励点上空拾取的声压响应呈现处大幅度、长周期的时域响应特征。

由上述模拟分析可知，在钢-混凝土组合结构表面施加点脉冲激励时，激励点位于局部脱空损伤处与位于无损处的上空声压响应具有截然不同的特征，无损工况的激励的响应将产生直接声波与泄露瑞雷波，在常用的力锤激励幅度下，其声压响应幅值小于10Pa。而当激励点位局部脱空区域的表面时，将由板壳振动产生持续的声波，在同样的激励下，其声压响应幅值约100Pa，远远大于直接声波与泄露瑞雷波，以至于无法从响应曲线中识别。由此可见，显式动力学有限元模拟的结果与理论预期及试验结果均相符，可以得出结论：利用麦克风冲击共振法进行脱空损伤的识别是可行的。

4.3 典型局部脱空损伤的模态

前述试验研究中，分别用加速度传感器与麦克风进行了矩形脱空损伤的模态试验，本文通过ABAQUS/Standard模拟钢-混凝土界面的局部脱空损伤，对其进行模态分析，进一步验证试验的准确性。

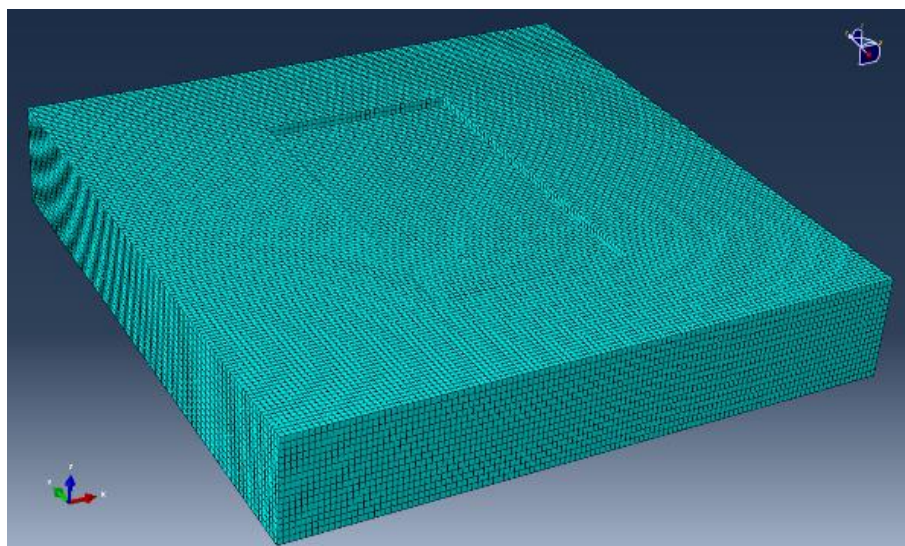
4.3.1 钢-混凝土组合板构件局部损伤模态

在钢-混凝土组合板构件的模态分析中，混凝土板部件采用实体单元C3D8，混凝土板的平面尺寸设为 $600 \times 600 \text{mm}^2$ ，厚度设为120mm，钢板部件由于分析忽略其切应力与切应变的影响，采用壳体单元S4R，平面尺寸与混凝土板保持一致，钢板厚度设为6mm。制作损伤时，在混凝土的外表面局部做凹陷处理，使得凹陷部分的混凝土上表面与钢板下表面之间不存在接触和相互作用。在没有损伤的部分，混凝土上表面与钢板下表面的接触设置为表面对表面的小滑移接触，接触的切向摩擦系数为0.1，法向的接触性质为硬接触，并将板构件的底面设置成固支的边界条件。网格划分方面，混凝土部件的网格大小为5mm，钢板划分的网格大小为2mm，以 $200 \times 350 \text{mm}^2$ 的矩形脱空损伤为例，网格划分情况如图4.15所示。

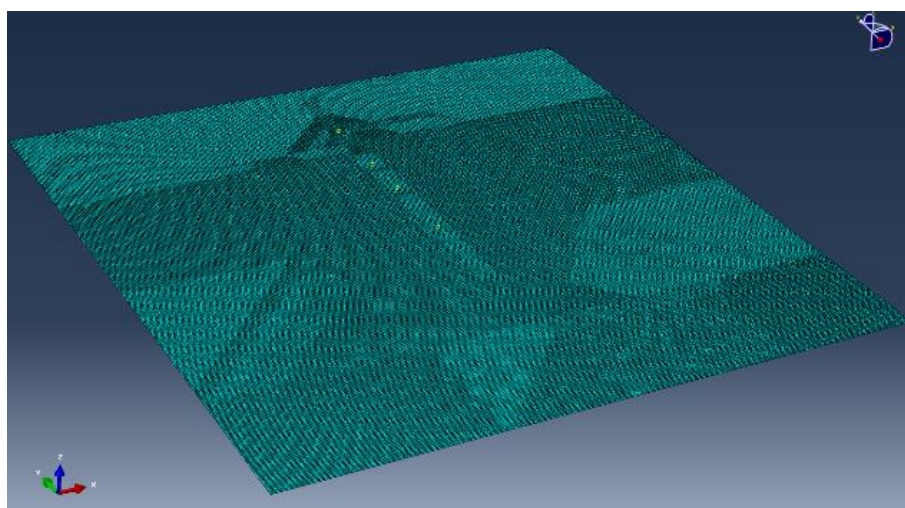
模型建立好后，设置频率提取分析步，提取前30阶模态，每次迭代使用38个矢量，最大允许50次迭代，感兴趣的目标频带为1~5000Hz。将各部件组装好后，进行模态频率的计算分析。

(1) 对钢-混凝土组合板构件中 $200 \times 350 \text{mm}^2$ 的矩形脱空损伤的模态分析，结果如表4.1所示。

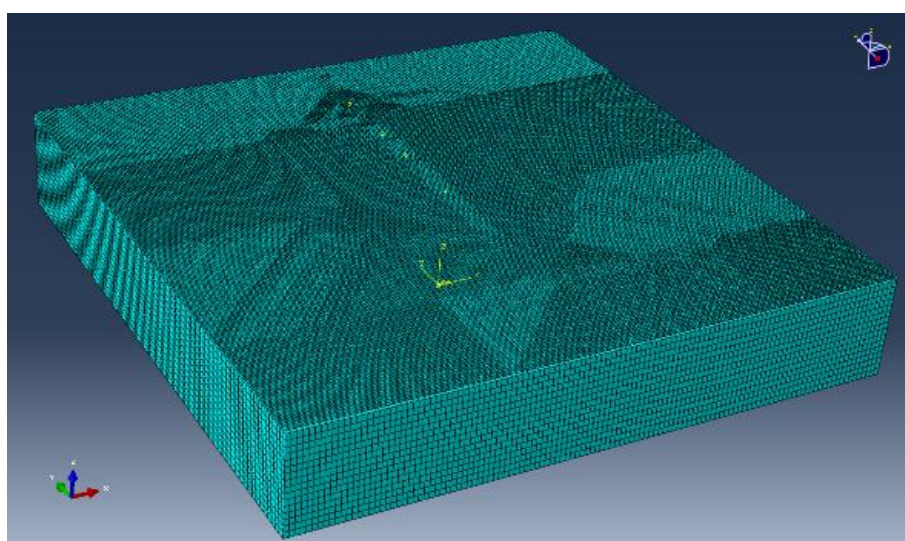
对于表4.1所示模态，其前六阶模态的振型分别如图4.16所示。



a)混凝土部件网格划分



b)钢板部件网格划分



c)整体网格划分

图 4.15 钢-混凝土组合板振动模型网格划分

表 4.1 $200 \times 350 \text{ mm}^2$ 矩形脱空损伤的局部模态提取

局部模态	频率 (Hz)
1	905.65
2	1280.6
3	1998.5
4	2280.2
5	2660.5
6	2962.2
7	3246.6

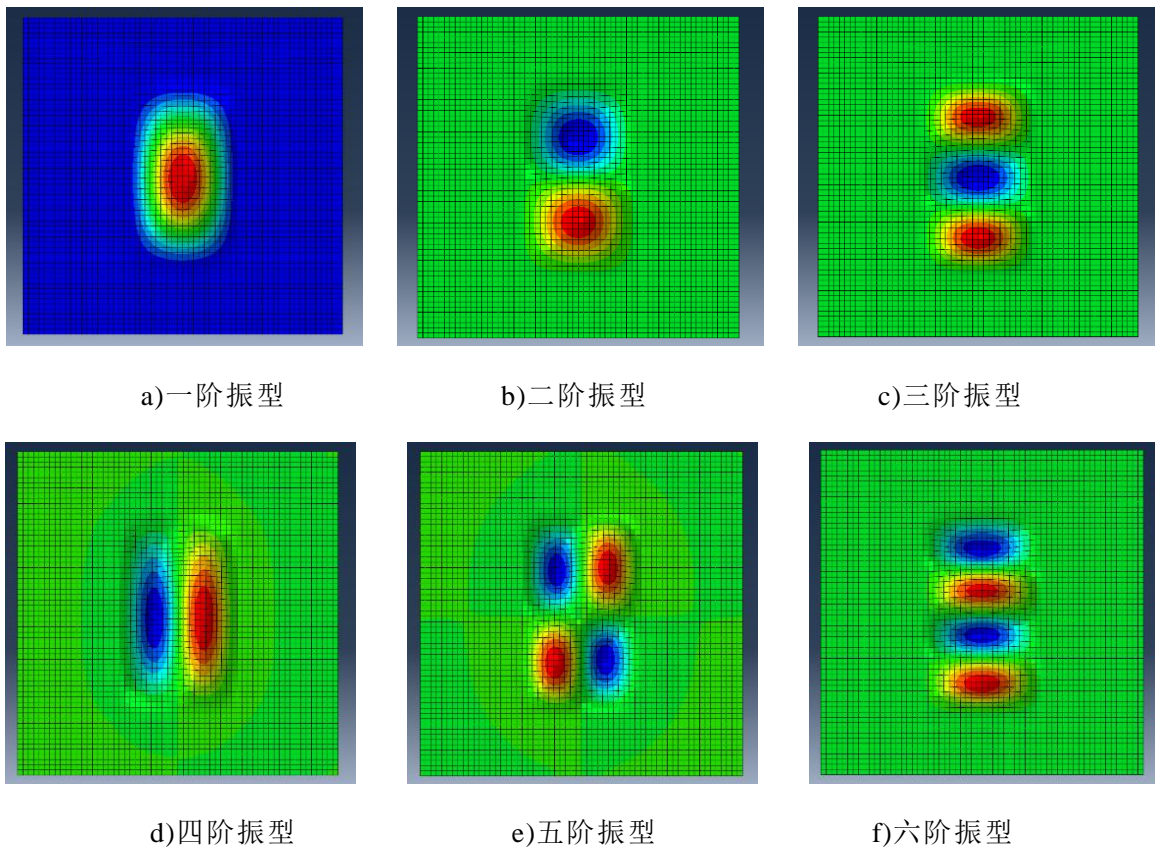


图 4.16 钢-混凝土组合板构件 $200 \times 350 \text{ mm}^2$ 局部脱空损伤的模态振型

(2) 对钢-混凝土组合板构件中 $150 \times 150 \text{ mm}^2$ 的矩形脱空损伤的模态分析, 前四阶模态的分析结果如表4.2所示。

表 4.2 $150 \times 150 \text{ mm}^2$ 矩形脱空损伤的局部模态提取

局部模态	频率 (Hz)
1	2176.2
2	4432.6
3	4439.9
4	6501.9

对于上述模态，其前六阶模态的振型分别如图4.17所示。

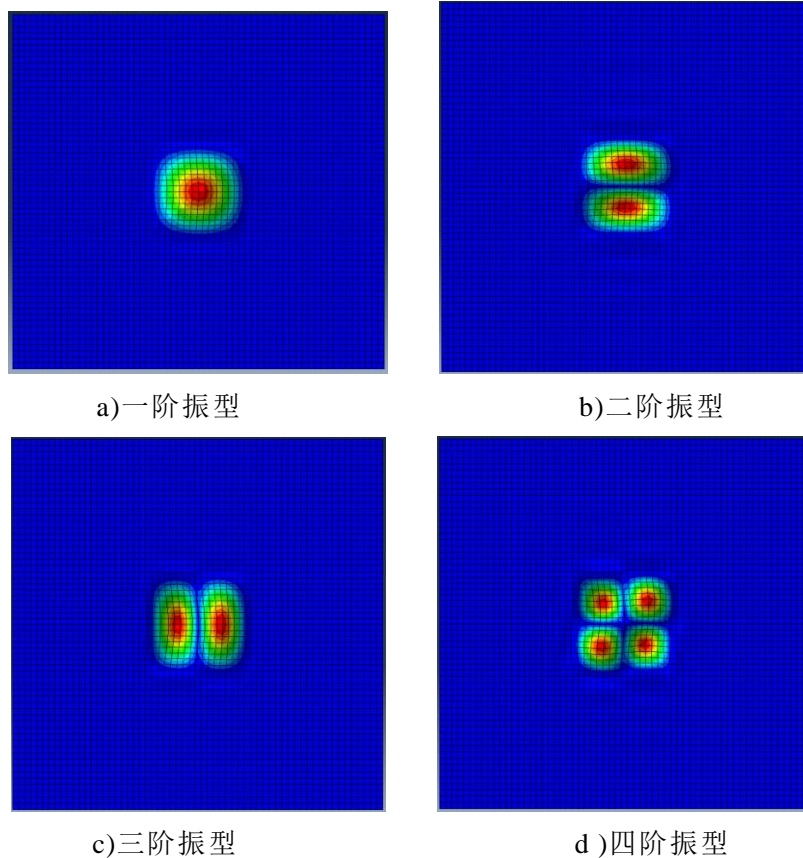


图 4.17 钢-混凝土组合板构件 $150 \times 150 \text{mm}^2$ 局部脱空损伤的模态振型

(3) 对钢-混凝土组合板构件中 $d=150 \text{mm}$ 的圆形脱空损伤的模态分析，前三阶模态的分析结果如表4.3所示。

表 4.3 $d=150 \text{mm}$ 圆形脱空损伤的局部模态提取

局部模态	频率 (Hz)
1	2389.9
2	5354.9
3	5386.9

对于上述模态，其前六阶模态的振型分别如图4.18所示。

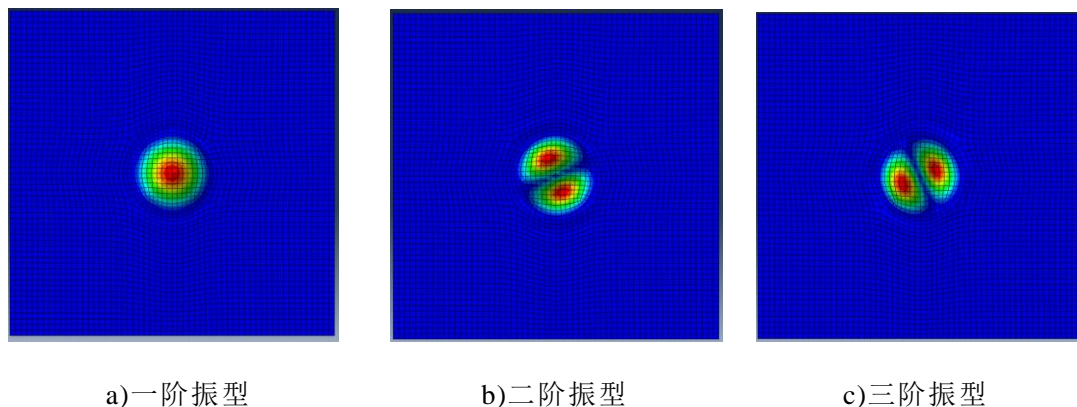


图 4.18 钢-混凝土组合板构件 $150 \times 150 \text{mm}^2$ 局部脱空损伤的模态振型

由以上振型图可知局部脱空损伤钢板的振型与四周约束的板振型十分类似。

4.3.2 钢管混凝土构件局部损伤模态

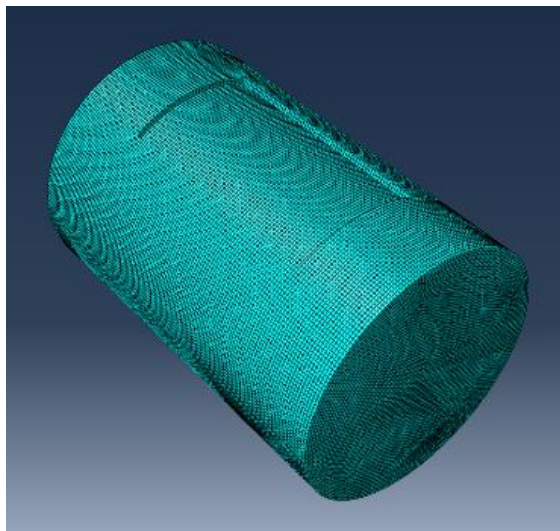
在钢管混凝土构件的模态分析中，混凝土柱部件采用实体单元C3D8，混凝土部件的外径382mm，轴向高度为600mm，钢管部件由于忽略切应力与切应变的影响，采用壳体单元S4R，外径400mm，轴向高度为600mm，钢管壁厚度设为6mm。制作损伤时，在混凝土圆柱体的外表面局部做凹陷处理，使得凹陷部分的混凝土柱外表面与钢管内表面之间不存在接触和相互作用。在没有损伤的部分，混凝土柱外表面与钢管内表面的接触设置为表面对表面的小滑动接触，接触的切向摩擦系数为0.1，法向的接触性质为硬接触，并将钢管圆底面与圆顶面进行固支的边界条件设置。网格划分方面，混凝土部件的网格大小为5mm，钢管部件划分的网格大小为2mm。以 $200 \times 350 \text{mm}^2$ 的矩形脱空损伤为例，网格划分情况如图4.19所示。

模型建立好后，设置频率提取分析步，提取前30阶模态，每次迭代使用38个矢量，最大允许50次迭代，感兴趣的目标频带为1~5000Hz。将各部件组装好后，进行模态频率的计算分析。

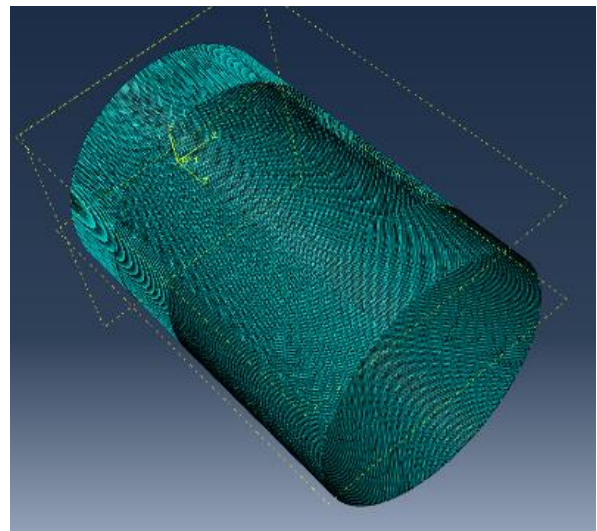
(1) 对钢管混凝土构件中 $200 \times 350 \text{mm}^2$ 的矩形脱空损伤的模态分析，其局部脱空损伤的前六阶模态提取结果如表4.4所示。

对于上述模态，其前六阶模态的振型分别如图4.20所示。

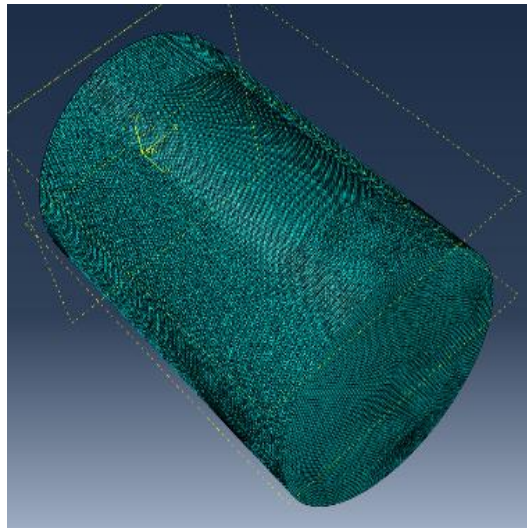
由振型图可知，钢管 $200 \times 350 \text{mm}^2$ 的矩形脱空损伤的模态振型与麦克风声模态测试的结果形态一致，一阶振型出现了一个波峰与一个波谷，对应于平板的2-1阶模态振型，三阶模态对应于平板模态的2-2阶模态振型，五阶模态对应于平板模态的2-3阶模态振型。



a)混凝土部件网格划分



b)钢壳部件网格划分

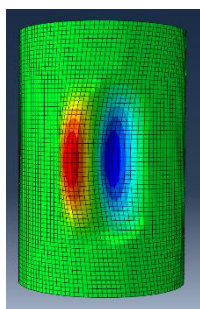


c)整体网格划分

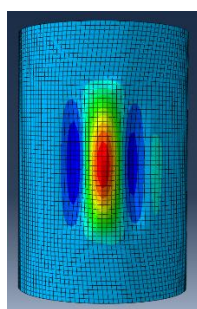
图 4.19 钢管混凝土构件振动模型网格划分

表 4.4 钢管混凝土构件的局部损伤模态提取

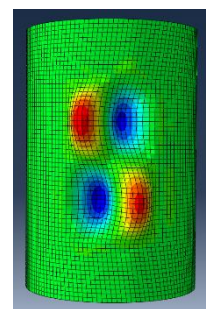
构件模态	频率 (Hz)
1	1768.0
2	2203.5
3	2627.2
4	2779.8
5	3393.2
6	3484.4



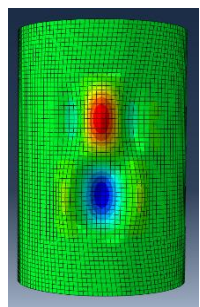
a)一阶振型



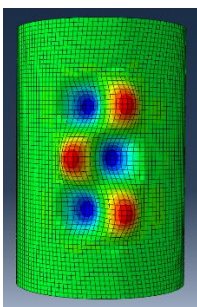
b)二阶振型



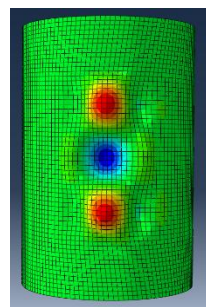
c)三阶振型



d)四阶振型



e)五阶振型



f)六阶振型

图 4.20 钢管混凝土构件局部脱空损伤的模态振型

(2) 对钢管混凝土构件中 $150 \times 150 \text{mm}^2$ 的矩形脱空损伤的模式分析, 其局部脱空损伤的前四阶模式提取结果如表4.5所示。

表 4.5 钢管混凝土构件的 $150 \times 150 \text{mm}^2$ 局部损伤模式提取

构件模式	频率 (Hz)
1	3489.9
2	3765.0
3	5111.3
4	5856.1

对于上述模式, 其前四阶模式的振型分别如图4.21所示。

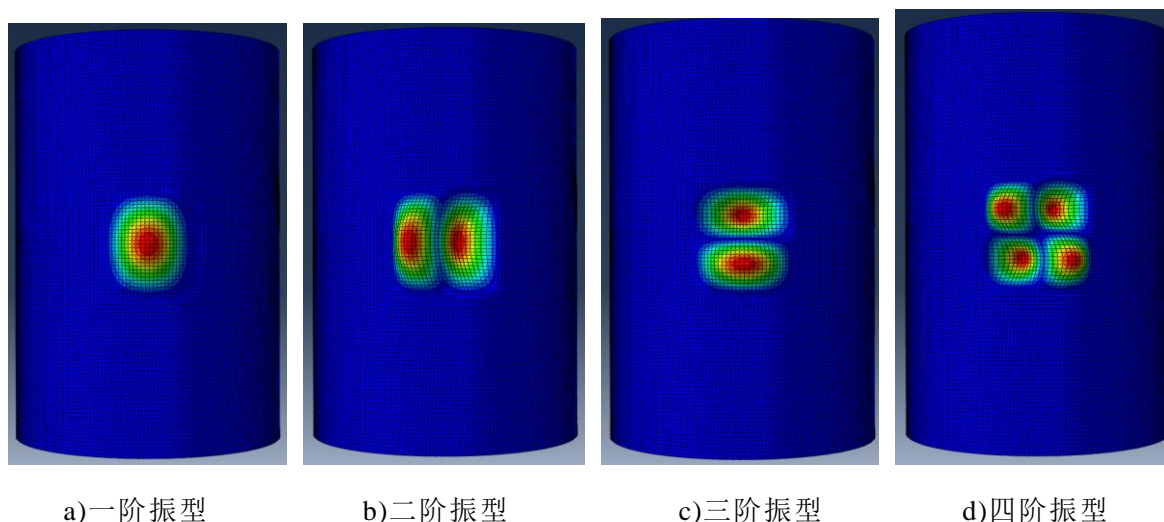


图 4.21 钢管混凝土构件局部脱空损伤的模式振型

4.4 模式频率的试验及模拟值与理论解析解的比较

4.4.1 钢-混凝土组合板构件各工况的模式频率对比

通过有限元模拟的频率提取步骤的分析得出了钢-混凝土组合板构件中 $200 \times 350 \text{mm}^2$ 矩形脱空损伤、 $150 \times 150 \text{mm}^2$ 矩形脱空损伤和 $d=150 \text{mm}$ 圆形脱空损伤的局部模式。在前述试验章节中, 对这些损伤进行了脉冲锤击法模式测试。将数值模拟结果、试验结果与四周约束的板振动理论的频率解析解进行比较, 对比验证麦克风冲击共振测试方法的可靠性。

(1) 对于面积为 $200 \times 350 \text{mm}^2$ 的矩形局部脱空损伤, 由前述四周约束矩形板的振动理论中式(2.48)可知, 局部脱空板的各阶自振频率公式可由下式预估:

$$\omega_{mn} = \pi^2 \sqrt{\frac{D}{\rho h} \left[\left(\frac{m + \Delta_m}{a} \right)^2 + \left(\frac{n + \Delta_n}{b} \right)^2 \right]} \quad (4.1)$$

其中, 边缘效应系数是四周约束薄板无量纲模式参数 (na/mb 和 mb/na) 的函

数：

$$\Delta_m = \frac{1}{\left(\frac{na}{mb}\right)^2 + c}, \quad \Delta_n = \frac{1}{\left(\frac{mb}{na}\right)^2 + c}, \quad c = 2 \quad (4.2)$$

其中， $a=0.35\text{m}$ ， $b=0.2\text{m}$ 。其钢板厚度为 6mm ，钢材密度取 $\rho=7800\text{kg/m}^3$ ，弹性模量取 $E=2.0 \times 10^{11}\text{N/m}^2$ ，泊松比 $\nu=0.3$ 。对于一阶模态， $m=n=1$ ，因此求得边缘效应系数 $\Delta_m=0.1975$ ， $\Delta_n=0.4298$ 。代入解得一阶模态频率 $\omega_{11}=907.2\text{Hz}$ 。

对于二阶、三阶等高阶模态，有公式依次可解得其理论频率，如表4.6所示。

对于局部脱空损伤的前五阶模态，局部损伤的自振频率理论解析解、数值模拟解、麦克风模态试验及加速度传感器模态试验的结果对比估计结果的对比如图4.22所示。

表 4.6 $200 \times 350\text{mm}^2$ 损伤的四周约束板模型自振频率计算

模态	$m-n$	Δ_m	Δ_n	模态圆频率 (Hz)
1	1-1	0.1975	0.4298	905.65
2	2-1	0.3616	0.3025	1280.60
3	3-1	0.4273	0.2025	1998.50
4	1-2	0.0702	0.4804	2280.20
5	2-2	0.1975	0.4298	2660.50

由图4.22可见，麦克风试验能够准确地册数钢-混凝土组合板构件 的前五阶模态，其试验值、理论值与模拟值十分接近。

(2) 对于 $150 \times 150\text{mm}^2$ 的矩形局部脱空损伤，由四周约束矩形板的振动理论，同理可将 $a=b=0.15\text{m}$ 及相关的几何材料参数代入式(4.1)及式(4.2)，求得该损伤工况的前三阶模态频率，如表4.7所示。

将频率的理论解析解、数值模拟值与麦克风冲击共振测试结果进行比较，如表4.8所示。

(3) 对于 $d=150\text{mm}$ 的圆形局部脱空损伤，用前述理论章节中的周界完全约束的圆板振动频率公式(2.64)可知，四周约束圆板振动的一阶频率为：

$$\omega_1 = \frac{\mu_1^2 h}{4\pi a^2} \sqrt{\frac{E}{3\rho(1-\nu^2)}} = 0.467 \frac{h}{a^2} \sqrt{\frac{E}{\rho(1-\nu^2)}} \quad (4.3)$$

式(4.3)中， $a=0.075\text{m}$ ，钢板厚度为 6mm ，钢材密度取 $\rho=7800\text{kg/m}^3$ ，弹性模量取 $E=2.0 \times 10^{11}\text{N/m}^2$ ，泊松比 $\nu=0.3$ 。代入式(4.3)解得一阶频率 $\omega_1=2203.5\text{Hz}$ 。数值模拟的一阶频率值为 2389.9Hz ，麦克风冲击共振测试的频率峰值识别结果约 2160Hz ，由此可知，圆形局部脱空损伤一阶自振频率的理论、模拟与试验结果相近。

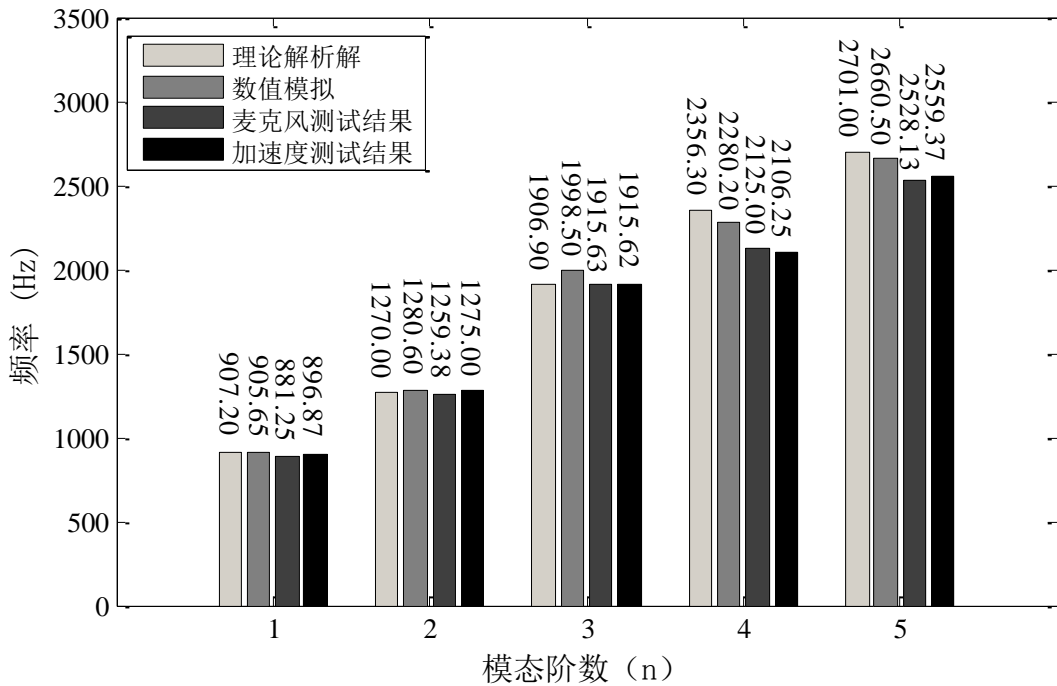


图 4.22 模态频率的试验及模拟与解析解的对比图

表 4.7 150×150mm² 的四周约束平板模型自振频率理论解析解计算

模态	<i>m-n</i>	Δ_m	Δ_n	模态圆频率 (Hz)
1	1-1	0.3333	0.3333	2282.19
2	2-1	0.4444	0.1667	4709.00
3	1-2	0.1667	0.4444	4709.00
4	2-2	0.3333	0.3333	6989.22

表 4.8 钢-混凝土组合板 150×150mm² 损伤工况的自振频率理论、模拟与试验对比

模态	<i>m-n</i>	理论解析解 (Hz)	数值模拟解 (Hz)	差异率 (%)	麦克风试验值 (Hz)
1	1-1	2282.19	2176.2	4.64	1950
2	2-1	4709.00	4432.6	5.87	—
3	1-2	4709.00	4439.9	5.71	—
4	2-2	6989.22	6501.9	6.97	—

4.4.2 钢管混凝土构件各工况的模态频率对比

通过有限元模拟的频率提取步的分析得出了钢管混凝土构件中200×350mm²矩形脱空损伤与150×150mm²矩形脱空损伤的局部模态。在前述试验章节中，对这些损伤进行了脉冲锤击法模态测试。将数值模拟结果、试验结果进行比较，对比验证麦克风冲击共振测试方法的可靠性。

(1) 对于钢管混凝土构件的200×350mm²矩形脱空损伤来说，对比其麦克风

模态试验结果与有限元模拟的模态频率提取结果如表4.9所示。

表 4.9 钢管混凝土 $200 \times 350 \text{mm}^2$ 损伤工况的自振频率模拟值与试验值对比

模态	$m-n$	麦克风试验模态频率 (Hz)	模拟模态频率 (Hz)	差异率 (%)
1	2-1	1871.9	1768	5.55
2	3-1	2065.6	2203.5	6.26
3	2-2	2643.7	2627.2	0.62
4	3-2	2906.3	2779.8	4.35
5	2-3	3090.6	3393.2	8.84

试验结果与模拟结果存在一定的差异，推测可能由于钢管混凝土构件的损伤设置过于密集，导致浇筑混凝土时，损伤泡沫与损伤泡沫之间空隙未能完全填充密实，导致最终的脱空损伤边界不完全等同于设置的泡沫边界。试验结果的误差维持在可以接受的范围内。

由于开口圆柱壳体的几何特征的特殊性，其各阶模态频率相对平板结构而言更为密集。值得注意的是，前述针对该损伤工况不同测点的麦克风冲击共振法试验测得的频响函数前两个峰值分别在2090Hz，2860Hz处出现，分别对应于钢管混凝土局部脱空损伤的二阶模态与四阶模态，这两种模态的振型在轴向中线处均为峰值点，而其他模态的振型在轴向中线处为节线，此时不论激励点在轴向中线的任何位置，麦克风冲击共振测试的频响函数均不会出现一阶、三阶与五阶的频率峰值。

(2) 对于钢管混凝土构件的 $150 \times 150 \text{mm}^2$ 矩形脱空损伤来说，麦克风冲击共振测试结果中识别其一阶频率的峰值约3300Hz，有限元模拟的模态频率为3489.9Hz，实验结果与数值模拟结果大致接近。

综上所述，比较试验、理论与模拟的模态频率可知，麦克风声学测试可以准确地测出局部脱空损伤区域的模态信息。因此，推测其单点输入单点输出的麦克风冲击共振试验也将得到较准确的局部脱空损伤的振动信息。

4.5 本章小结

本章基于ABAQUS有限元软件的基础，分别建立了Explicit模块下钢-混凝土组合板构件与钢管混凝土构件的脱空与非脱空模型，并将钢板壳表面上空的空气进行流体建模，分别模拟了点脉冲激励下，存在脱空损伤的构件表面上空的声压分布场与无损构件表面上空的声压分布场。通过流固耦合的有限元模拟分析直观的描述麦克风冲击共振测试在损伤构件与无损构件中的测试声压响应特征。

从结果可以看出，当激励点位于脱空区域内时，由于钢板壳的持续振动，空

气中相应产生的持续大幅度的声波。而当激励点位于非损伤区域时，构件表面上空产生由于点激励碰撞产生的直接声波，由一点向空气中各方向匀速传播，形成半球形的波阵面，随着时间推移直接声波向外扩散并消逝。同时，由于激励点的质点振动，构件产生从激励点沿表面各方向匀速传播的表面波，其波速大于空气中的声速，并将有一部分能量从构件表面泄露至空气中。因此声场分布中伴随着球状直接声波外的泄露瑞雷波。而直接声波与泄露瑞雷波的波幅相近，且远远小于有板壳脱空振动产生的声波，故当构件存在脱空损伤时，从声压响应中无法分辨出直接声波与泄露瑞雷波的存在。因此初步验证麦克风冲击共振法进行脱空损伤存在与否的识别是可行的。

接着，建立钢-混凝土组合板构件与钢管混凝土构件的不同脱空损伤工况的模型，以 $200 \times 350 \text{mm}^2$ 的矩形脱空损伤模型为例，提取其模态频率与振型，并将模拟的模态分析结果与麦克风模态测试、加速度传感器模态测试以及理论自振频率计算公式进行对比比较。结果呈现出较高的一致性，表明麦克风声学模态测试能够可靠地测试出结构的模态频率与振型。

第5章 多种无损检测方法对比测试

5.1 引言

麦克风冲击共振测试方法能够有效地识别钢-混凝土界面局部脱空损伤,并且测试过程中无需界面接触耦合,方便快捷,为进一步探究该测试方法的测试效果及使用性能优劣,分别用红外热成像探伤法、混凝土超声波探伤法、钢结构超声波探伤法及雷法法对麦克风冲击共振损伤成像测试所用的钢-混凝土组合板构件与钢管混凝土构件进行损伤成像测试,从而对比各方法的探伤效果以及测试优劣性。

5.2 红外热成像探伤法

红外热成像探伤法在土木工程领域中的应用多处于定性分析的程度,在建筑领域,该方法可用于检测外墙的空鼓与剥落损伤、墙体的裂缝、饰面的粘贴质量不良于墙体受潮和渗漏等缺陷。在混凝土工程领域,该方法可用于沥青混凝土路面的离析检测和混凝土路面的脱空检测,以及建筑结构在火灾和冻融灾害下的结构损伤检测。

5.2.1 红外热成像法探伤原理

红外热像仪的检测方法分为主动检测与被动检测两大类^[41]。主动检测是由人工热源加热或太阳辐射加热,使构件产生温度的变化,在加热的同时或加热一段时间后,测量构件表面的温度分布。被动检测则是通过仪器测量构件自身的温度场分布,从而识别损伤的方法。其中,主动式检测又分为单面检测与双面检测,单面检测即被加热的表面与红外热像仪测试的表面位于同一侧的测试方法,热流如图5.1所示,当构件内部的损伤为隔热性缺陷时,缺陷位置表面所反射回的热量较其他部位更多,测得表面温度分布中,热量集中的部位即为存在损伤的部位,反之,当构件内部存在导热性缺陷时,表面温度分布中热量较低的区域为存在损伤的部位;双面检测即在构件的一侧表面进行人工外部加热,在另一侧用红外热像仪进行温度场分布检测的方法,其热流如图5.2所示,当构件内部存在隔热性损伤时,热流从加热表面传播至另一侧表面,经过隔热损伤的部位将流失部分热量,表面温度分布中热量较低的区域为存在损伤的部位;反之,当构件内部存在导热性缺陷时,表面温度分布中热量较高的区域为存在损伤的部位。

当热能作用于被测构件的表面后,构件表面吸收热能并将其向构件内传导,

当构件内存在损伤时,损伤部位的热传导性能与完好的部位热传导性能存在差异,因此通过红外热像仪记录构件的温度场分布,可以检测和识别构件的损伤部位。

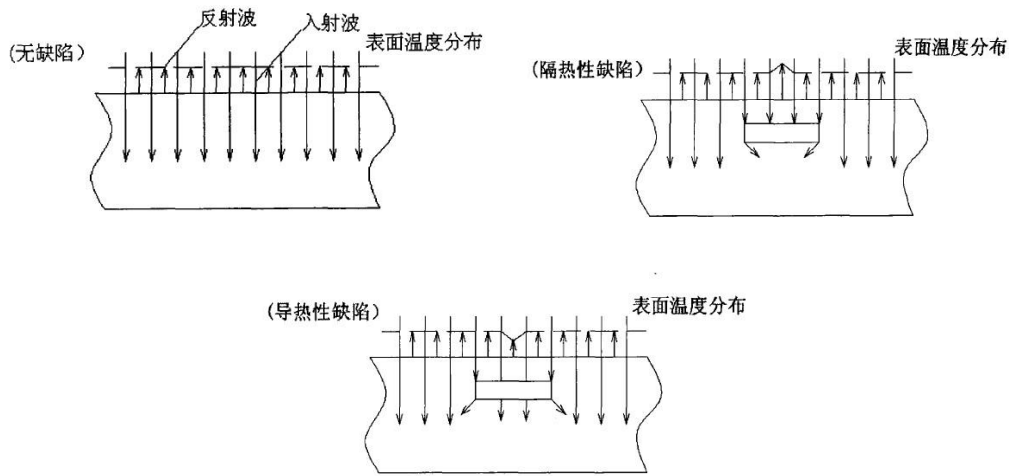


图 5.1 单面主动检测方法的热流示意图^[116]

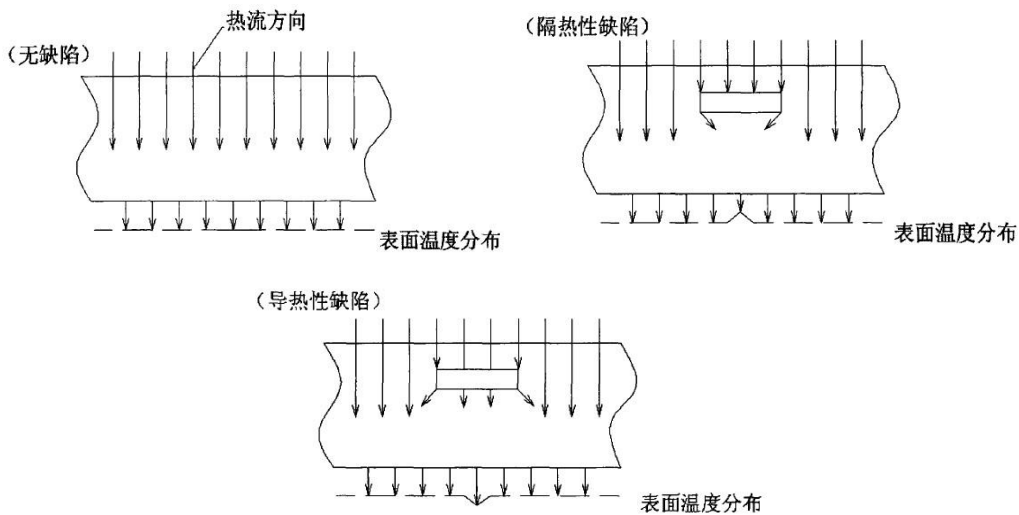


图 5.2 双面主动检测方法的热流示意图^[116]

对于存在钢-混凝土局部界面脱空的钢-混凝土组合构件的损伤检测,理论上也可以用红外热成像法进行测试。

对于本研究中的包含局部脱空损伤的钢-混凝土组合板构件,采用单面主动检测的方法进行测试,分别采取人工热源加热与人工制冷的方式在钢-混凝土组合板构件的钢板表面制造温度变化。

空气、泡沫、混凝土以及钢板的导热系数如表5.1所示。

表 5.1 各材料的导热系数 (W/m·K)

材料	空气	珍珠棉泡沫	混凝土	钢材
导热系数	0.031	0.02	1.28	48

由于制作损伤时用泡沫模拟空气层损伤,而空气与泡沫的导热系数远远小于混凝土与钢材的导热系数,因此当外加热源作用于一侧表面时,反射回来的热量

在存在脱空损伤的区域更加集中，因此预期对构件单侧升温时，损伤处检测到的热量更集中，而对构件进行单侧降温冷却时，损伤区域检测到的温度比无损区域更低。

5.2.2 钢-混凝土组合板构件红外探伤测试

试验所用的仪器为NEC G100EXD红外热像仪，如图5.3所示，仪器的探测器为非制冷焦平面传感器，测试波长范围为8~14 μm ，测量精度为 $\pm 2\%$ 或 $\pm 2^\circ\text{C}$ ，测量场视角为 $32^\circ \times 24^\circ$ ， 30°C 时的温度分辨率为 0.04°C ，有效像素为320 (H) \times 240 (V)，每帧频率为8.5Hz，空间分辨率为1.78mrad，数据深度为14bits，数字变焦为 $\times 1\sim 4$ 倍。

对构件的钢表面进行加热处理时，采用两个“小太阳”暖烤炉进行均匀加热处理，如图5.4所示。



图 5.3 NEC G100EXD 红外热像仪



图 5.4 钢-混凝土组合板构件均匀加热

用电烤炉将钢板表面均匀加热二十分钟后，通过红外热像仪拍摄记录构件钢表面的温度分布场，损伤区域的描述和相应位置的温度分布如图5.5和图5.6所示。填充珍珠棉泡沫设置的局部脱空损伤包括图中下部的 $200 \times 350\text{mm}^2$ 矩形损伤、图片中部的 $150 \times 150\text{mm}^2$ 矩形损伤、直径及边长为30mm及30mm的矩形与圆形小损伤，以及图中上部的 $150 \times 150\text{mm}^2$ 矩形损伤与直径150mm的圆形损伤。

从图5.6可知，在人工热源的加热下，构件表面的温度整体达到了 30°C 以上，在 $200 \times 350\text{mm}^2$ 的矩形损伤区域温度最高达 40°C 左右，在直径或边长为150mm的矩形与圆形脱空损伤区域也出现了局部高温，上述区域的温度要高于没有设置损伤部位的温度，因此可以从图中大致分辨出这些损伤的位置。而面积较小的损伤区域则无法直接通过温度场分布的图片识别出来，符合试验预期。

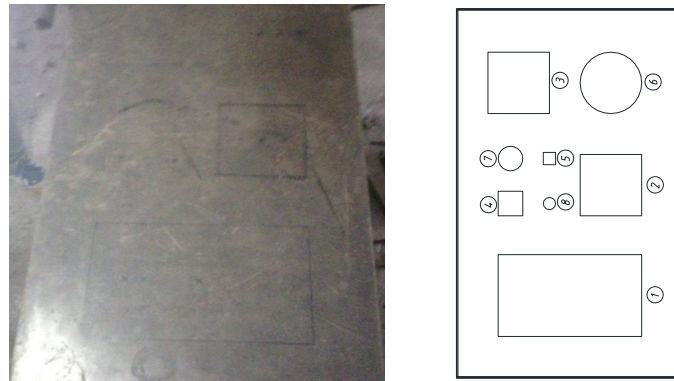


图 5.5 钢-混凝土组合板构件的脱空位置分布

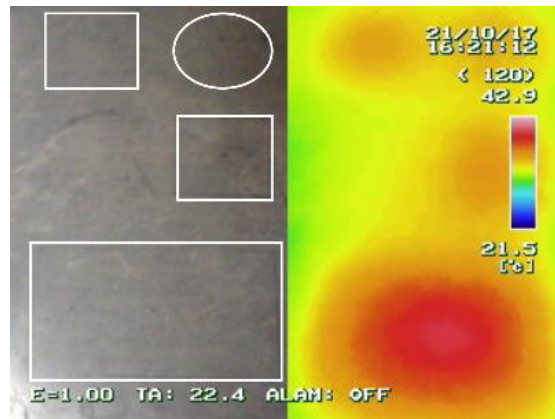


图 5.6 钢-混凝土组合板构件均匀加热后的温度场分布

为了探究构件在冷却条件下形成的温度场分布能否进行局部脱空损伤的识别，对构件的钢表面进行冷却处理，用塑料薄膜装载冰水混合物覆盖在钢板上表面，如图5.7所示。静置15分钟后，用红外热像仪对构件钢板表面进行摄像，捕捉其温度场分布如图5.8所示。



图 5.7 钢-混凝土组合板构件均匀冷却

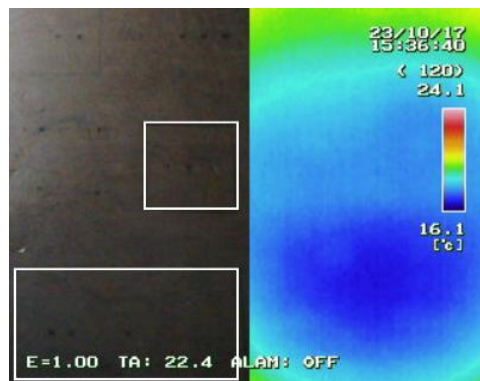


图 5.8 钢-混凝土组合板构件均匀冷却后的温度分布

由图5.8可知，在人工冷却的作用下，构件表面温度低至 $16^{\circ}\text{C}\sim 20^{\circ}\text{C}$ ，其中可以看出图中下部的 $200\times 350\text{mm}^2$ 矩形损伤和图片中部的 $150\times 150\text{mm}^2$ 矩形损伤的温度低于周围没有设置损伤的区域温度，可以模糊地辨认出损伤的位置。而面积较小的损伤区域无法通过温度场分布的图片直接识别出来，符合试验预期。

5.2.3 钢管混凝土构件红外探伤测试

与钢-混凝土组合板构件的红外探伤测试类似，通过人工热源加热，单面测试的方法对钢管混凝土构件的一个侧面进行局部脱空损伤检测。加热工具为两个“小太阳”电烤炉，如图5.9所示。



图 5.9 钢管混凝土构件均匀加热

经过电烤炉均匀加热二十分钟后，通过红外热像仪拍摄记录构件钢表面的温度分布场，损伤区域的描述和相应位置的温度分布如图5.10和图5.11所示。

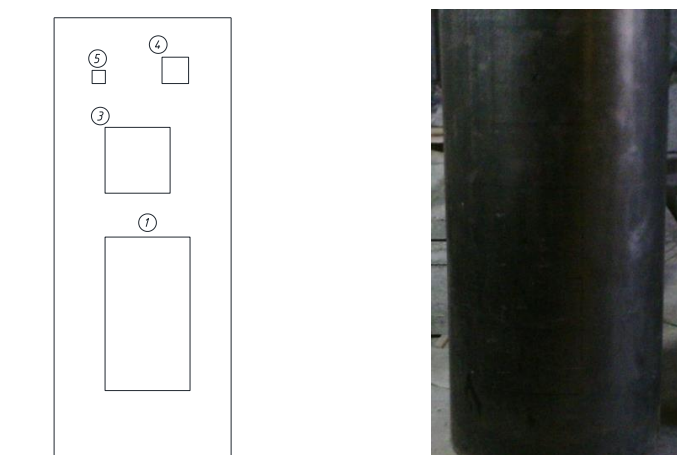


图 5.10 钢管混凝土构件的脱空位置分布

从图5.11可以知，构件在加热后表面达到 $22\sim 34^{\circ}\text{C}$ ， $200\times 350\text{mm}^2$ 矩形损伤和 $150\times 150\text{mm}^2$ 矩形损伤部位的温度达 30°C ，明显高于其他无损部位的温度，因此可以通过红外热像图明显地判断出脱空区域的位置，符合试验预期。



图 5.11 钢管混凝土构件均匀加热后的温度场分布

5.3 混凝土超声波探伤法

超声波探伤法是常用的检测混凝土构件缺陷的方法^[17]。由于超声脉冲波的穿透力较强，超声法常用于检测混凝土的不密实区域，裂缝、孔洞等缺陷，其主要测量的物理量包括声速、波幅、接收信号的波形和主频等参数，根据这些参数的变化判断构件内部是否存在损伤。

5.3.1 混凝土超声波探伤原理

超声波探伤法测混凝土缺陷的原理是利用超声脉冲波在相同测试条件（如测距、混凝土原材料、配合比等）下，在混凝土中传播的波速、波幅和频率等参数变化来识别构件内部的缺陷损伤。由于超声波的波速与混凝土的密实程度有关，材料越密实，则波速越大，相反当构件内部存在孔洞和不密实等缺陷时，超声波的传播将绕过缺陷部分传到接收器中，因此测量到的波速将小于没有缺陷的部分。另外，由于空气的声阻抗率远远小于混凝土的声阻抗率，故当超声脉冲波遇到缺陷部位将发生反射与散射现象，能量发生衰减，其中高频部分的能量衰减更快，因此当测量路径中存在缺陷时，接收到的信号往往波幅偏小，高频信号减少。由于超声波遇到缺陷发生散射与反射，与直达信号之间存在声程与相位差，叠加之后形成相互干扰，导致最终接收到的波形发生畸变。

对于构件内部不密实与孔洞的缺陷检测，检测方法根据不同的测量条件和需求，有平面对测、平面斜侧与钻孔测法三种方式，如图5.12~5.14所示，其中T为超声波发射换能器，R为超声波接收换能器。

由于测试所得的声速、声时、波幅等参数收到具体测试条件如混凝土材料、环境湿度及测距的影响，无法明确给出确定的临界指标作为缺陷的判别标准，因此常用统计指标作为判断缺陷的标准，即从测区内所有测点的参数结果中识别出异常值作为缺陷的识别点。

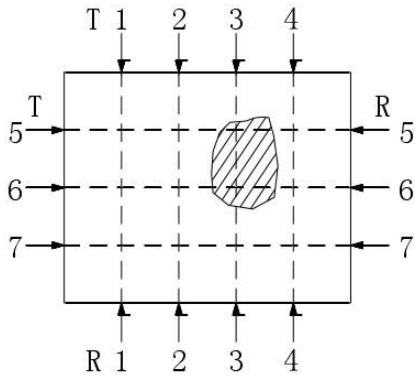


图 5.12 对测法的换能器布置^[117]

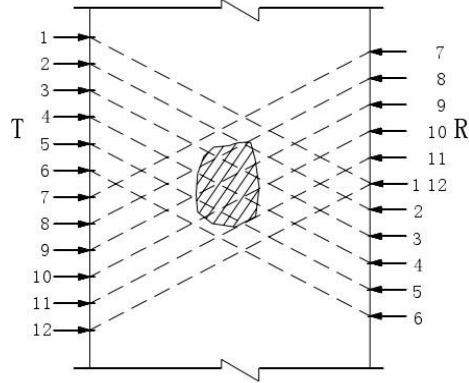


图 5.13 斜测法的换能器布置^[117]

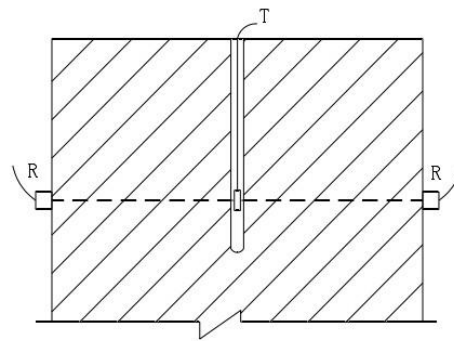
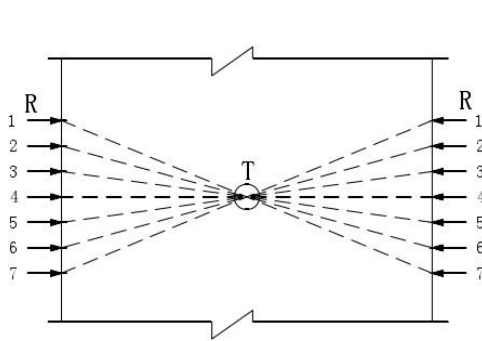


图 5.14 钻孔法的换能器布置^[117]

空气和钢材、混凝土、及泡沫的声阻抗如表5.2所示。

表 5.2 各材料的声阻抗 ($N \cdot s/m^3$)

材料	空气	珍珠棉泡沫	混凝土	钢材
声阻抗	415	1.7×10^6	12.4×10^6	4.54×10^6

与混凝土内部孔洞探伤的原理相似，由于脱空损伤的空气声阻抗与钢材及混凝土差异巨大，超声脉冲波在遇到缺陷时将发生明显的绕射及反射，接收换能器所得到的信号将发生明显的异常，因此，钢-混凝土组合构件的局部界面脱空损伤从原理来判断也是可行的。

5.3.2 钢-混凝土组合板构件超声波探伤测试

为了探究混凝土超声波探伤法对于钢-混凝土组合结构脱空损伤检测的有效性及其与冲击共振法成像试验与其的优劣性比较，用此方法对本文中的钢-混凝土组合结构构件进行测试，由于本研究的钢管混凝土构件损伤设立在对立的两侧，影响了测试效果的呈现，故仅对钢-混凝土组合板构件的局部脱空损伤进行测试。

测试所用的仪器设备为ZBL-U520非金属超声波检测仪和ZBL-CP50探头，如图5.15所示，其采样周期为 $0.05 \sim 400 \mu s$ ，声时精度为 $0.05 \mu s$ ，声时范围为 $-204800 \sim 409600 \mu s$ ，动态范围为130dB，频带宽度为 $10 \sim 250 kHz$ ，接收灵敏度

$\leq 30\mu\text{V}$ ，增益精度为0.5dB。



图 5.15 BL-U520 非金属超声波检测仪和 ZBL-CP50 探头

试验采取对测的方式,对钢-混凝土组合板构件中麦克风冲击共振法成像测试所测的损伤工况,即 $150\times 150\text{mm}^2$ 的矩形局部脱空损伤区域的两侧进行测区划分,以距损伤的中心为中心点,画 7×7 ,间距为50mm的网格,将每个网格焦点分别编号1-1~7-7,如图5.16所示。测区范围覆盖 $300\times 300\text{mm}^2$,损伤区域面积为 $150\times 150\text{mm}^2$,一共布置49个测点,其中损伤区域以外的测点一共40个,损伤区域以内的测点9个,得以保证所测结果在统计意义上无损区域的测点占大多数,以此识别出异常点。



图 5.16 BL-U520 非金属超声波检测仪和 ZBL-CP50 探头

用凡士林作耦合剂涂抹在各个测点,将发射探头与接收探头分别固定在正反两面相同的测点上,如图5.17所示。



图 5.17 测试时发射探头与接收探头的放置

设置好构件的测距以及测点后,超声脉冲波由发射探头发发出,经过板内的混凝土介质传播至接收探头,待非金属超声波检测仪内的波形稳定后采集此处的超声波信息并记录下来,49个测点均测试完成后,将各测点的首波声时、首波波幅

及频谱峰值信息统计比较，整理出异常点。当测点位于损伤区域内时，典型的超声波信号如图5.18所示。当测点位于非损伤区域时，典型的超声波信号如图5.19所示。

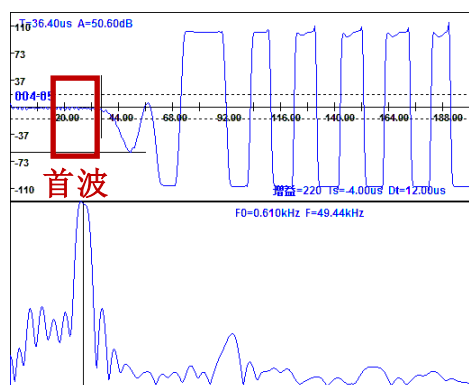


图 5.18 脱空测点的波形及频谱图

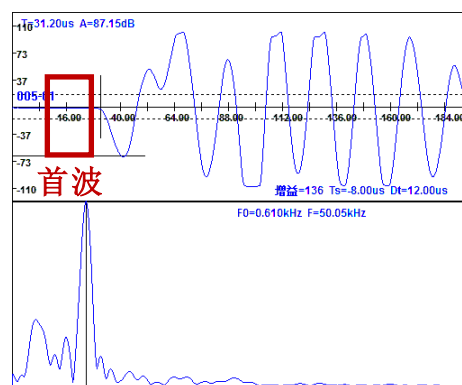


图 5.19 无损测点的波形及频谱图

从图5.18可以看出，当测点位于脱空区域，其超声波信号呈现首波声时长、首波波幅小的特征，而没有损伤的测点，其超声波信号呈现首波声时相对短，首波波幅偏小的特征。各测点的首波声时、波速、首波波幅数据分别如表5.3、表5.4、表5.5所示。

表 5.3 各测点的首波声时（单位： μs ）

测点	1	2	3	4	5	6	7
1	37.2	29.2	30.4	41.2	31.6	30.4	30.0
2	30.0	30.4	31.2	31.2	30.4	29.6	31.2
3	30.0	29.6	43.2	35.6	50.0	30.8	31.2
4	31.6	31.8	36.8	46.0	36.4	31.2	44.8
5	31.2	29.6	40.4	41.2	40.4	31.2	31.2
6	28.0	29.6	31.2	34.4	31.6	30.0	31.2
7	29.6	29.6	29.6	30.0	31.6	31.2	31.2

从表5.2~5.5可知，本次测试中，没有设置损伤处测点的超声波首波声时介于28~32 μs 之间，波速介于4.1~4.4km/s之间，首波波幅介于60~95dB之间。若测试数据偏出此范围，可以判断该点可能为存在缺陷的区域。该方法测得数据异常区域如图5.20所示。

从图5.20中可以看出，第3~5行、第3~5列的测点数据普遍出现了声时异常与波幅异常，该区域对应的位置为设置了局部脱空损伤的区域，而其他区域的数据

大致正常,因此可以看出,混凝土超声波探伤法可以大致判断出损伤区域的范围。但此方法要求测区的覆盖范围内,无损区域的测点远多于损伤区域的测点,且网格间距为50mm,损伤识别的精度偏低。

表 5.4 各测点的波速 (单位: km/s)

测点	1	2	3	4	5	6	7
1	3.495	4.452	4.276	3.155	4.114	4.276	4.333
2	4.333	4.276	4.167	4.167	4.276	4.392	4.167
3	4.333	4.392	3.009	3.652	2.600	4.221	4.167
4	4.114	4.114	3.533	2.826	3.571	4.167	2.902
5	4.167	4.392	3.218	3.155	3.218	4.167	4.167
6	4.643	4.392	4.167	3.779	4.114	4.333	4.167
7	4.392	4.392	4.392	4.333	4.114	4.167	4.167

表 5.5 各测点的首波波幅 (单位: dB)

测点	1	2	3	4	5	6	7
1	74.74	90.74	58.38	72.42	62.66	59.37	86.13
2	68.56	78.38	78.17	86.81	80.59	60.18	89.85
3	69.58	68.89	75.42	55.85	76.68	68.69	88.32
4	65.32	74.64	59.95	27.60	50.60	71.46	80.94
5	87.15	79.27	52.25	71.67	57.07	71.44	82.05
6	78.25	88.30	80.30	74.84	68.87	81.88	90.43
7	93.85	91.28	88.15	76.39	61.09	70.03	87.10

5.4 钢结构超声波探伤法

超声波探伤的无损检测方法具有灵敏度高、穿透力强、检验速度快、成本低和设备简单轻便等优点,因此为最常用的无损检测手段之一^[31]。常用的超声检测方法涉及的方法包括穿透法、脉冲反射法、串列法等等,其中脉冲反射法的应用最为普遍。数字式超声波探伤仪被广泛地应用于钢板、焊缝的损伤检测。本文通过钢结构的超声波探伤法尝试检测钢-混凝土组合板构件的局部脱空损伤。

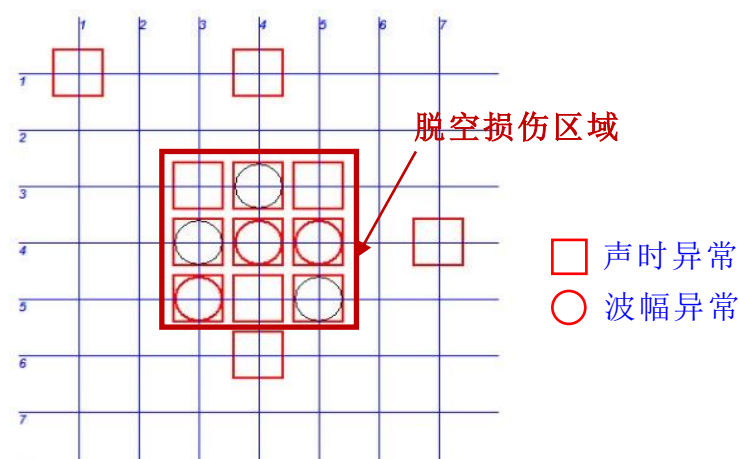


图 5.20 混凝土超声探伤法的损伤成像结果

5.4.1 钢结构超声探伤测试原理

钢结构在焊接和制作的过程中受工艺、环境等因素的影响难免会产生气孔、夹渣、裂纹等缺陷损伤，可能造成材料性能的降低。钢结构超声波探伤的检测方法主要是利用超声波在不同介质中传播将发生发射的特性进行损伤识别。超声波探伤检测根据波的类型可分为基于纵波、横波、表面波和板波的检测方式，其中纵波可用于检测金属铸锭、中厚板、大型锻件及形状简单的制件中存在的裂缝、分层和夹杂物等缺陷；横波可用于探测管材中的径向与轴向裂缝，焊缝中的气孔、夹渣等缺陷；表面波可用于检测简单制件表面的缺陷；板波可用于检测薄板中的缺陷。超声波通过构件表面的耦合剂进入构件并传播，当其遇到缺陷部位或构件底部时将反射回探头，根据反射信号的波形及频谱可以测出缺陷的深度及大小。

5.4.2 钢-混凝土组合板构件超声探伤测试

为了探究此方法是否可用于钢-混凝土局部脱空缺陷的识别，对钢-混凝土组合板构件的钢板表面进行超声波探伤测试。试验仪器设备为汉威HS610e钢结构超声波探伤仪，配合发射频率2.5MHz，9×9的斜探头进行纵波发射测量，仪器设备如图5.21所示。对麦克风冲击共振法成像试验所测的同一损伤工况，即150×150mm²的矩形局部脱空损伤区域进行扫描测试。测试时，将耦合剂涂抹至被测损伤工况区域，将探头紧贴钢表面发射并接受超声波，测试方法及参数设置如图5.22所示，与麦克风冲击共振法成像测试的测点网格相同，以损伤中心为中心点，在10×10，间距为25mm的网格测点分别进行测试。

各测点的典型信号波形图如图5.23所示。其中向下箭头所示数据为测得的回波深度，也即测点的构件深度或损伤深度。

将10×10网格的各测点的回波深度整理如表5.6所示。将这些数据绘成云图，探究局部脱空损伤区域的测点数据与非脱空区域的测点数据是否存在明显的差异以识别脱空损伤，成像图如图5.24所示。



图 5.21 汉威 HS610e 钢结构超声波探伤仪及斜探头

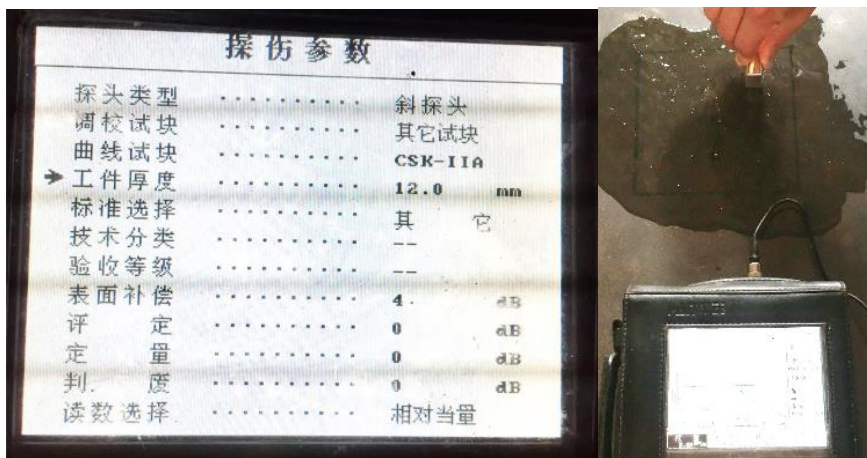


图 5.22 钢结构超声探伤法参数设置及测试方法

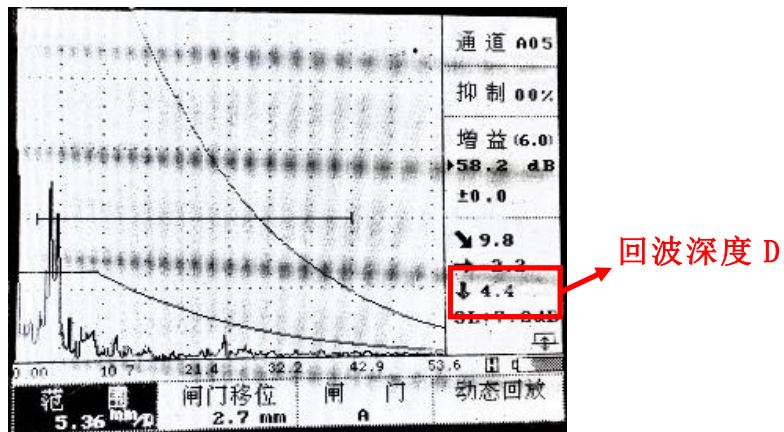


图 5.23 钢结构超声探伤法典型波形图

图5.24中红色虚线所包围的区域为 $150 \times 150 \text{mm}^2$ 的矩形局部脱空损伤区域，从数据与图像可以看出，钢结构超声仪在被测区域的所有测点所测得的回波深度介于 $4.3 \sim 4.6 \text{mm}$ 之间，由于斜探头的测试存在 $1 \sim 2 \text{mm}$ 的盲区，故所有测点的测试损伤深度结果为 6mm 左右，这与钢板的厚度接近，可以得出结论，无论存不存在脱空损伤，超声纵波的反射深度不超过钢板的边界厚度，即使用该方法完全无法识别出钢-混凝土组合结构的局部界面脱空损伤。

表 5.6 各网格点的钢结构探伤回波深度（单位：mm）

模态	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
1	4.3	4.6	4.5	4.5	4.5	4.5	4.5	4.6	4.5	4.6
2	4.5	4.4	4.6	4.3	4.3	4.6	4.4	4.4	4.4	4.3
3	4.4	4.6	4.3	4.5	4.5	4.4	4.5	4.3	4.3	4.4
4	4.6	4.5	4.3	4.4	4.3	4.3	4.6	4.5	4.5	4.5
5	4.3	4.3	4.4	4.3	4.4	4.6	4.3	4.3	4.6	4.5
6	4.5	4.4	4.5	4.5	4.4	4.5	4.5	4.3	4.3	4.5
7	4.3	4.4	4.6	4.4	4.6	4.4	4.3	4.3	4.4	4.6
8	4.5	4.6	4.3	4.4	4.4	4.6	4.4	4.6	4.5	4.4
9	4.6	4.5	4.6	4.5	4.4	4.5	4.4	4.5	4.5	4.3
10	4.3	4.4	4.5	4.4	4.3	4.4	4.4	4.5	4.5	4.4

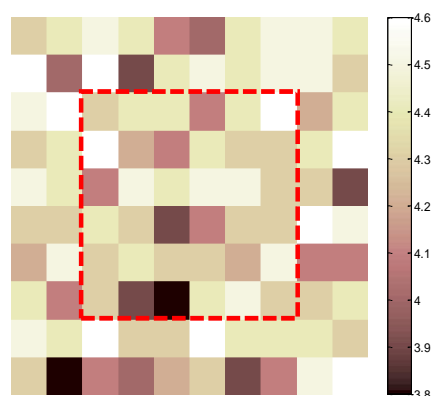


图 5.24 钢结构超声探伤法数据成像图

5.5 雷达法

雷达法是基于广谱电磁技术原理的一种无损检测方法^[118]。由于其快速、直观且具有一定穿透深度等优点，被广泛应用于工程中。传统的探地雷达法多用于地质勘查领域，近年来，高频的探地雷达开始应用于老旧建筑物的房屋质量鉴定中，对于年代久远未留存结构图的建筑，雷达法可探测出结构内的钢筋分布。

5.5.1 雷达法探伤原理

雷达法由发射天线、接收天线及主机配合工作，其基本原理是由控制单元分别发出控制信号，使发射天线发射出宽频带的高频电磁脉冲波，由于不同材料的

介质其介电常数与电阻率也不相同，电磁脉冲波在传播过程中若遇到不同介质的交界面将发生反射，由接收天线接收被测结构的介质面的反射波，并在计算机中存储各测点的波形、双程走时及波幅，求出反射面的深度。测试时，持探头沿这被测表面的一条测线匀速移动采集数据，即可得到该测线剖面内的厚度及介质分布情况，以此进行结构内部的探测，如图5.25所示。

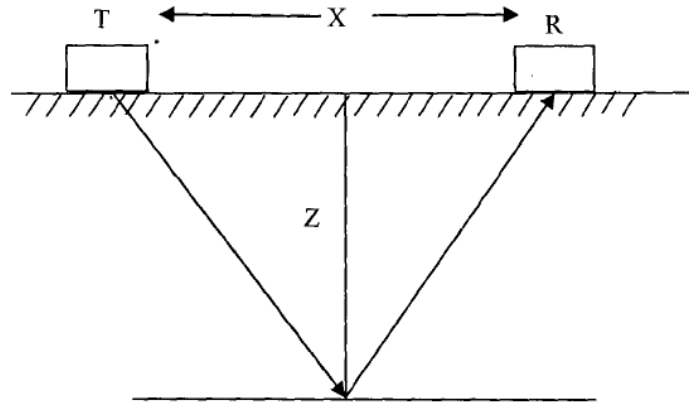


图 5.25 钢结构超声探伤法数据成像图

图中的T表示发射天线，R表示接收天线。雷达法常以波形图来表示，波的正负峰以不同的颜色表示，使得反射面的等色线可以反映介质内部的情况。

常用的地质雷达的观测方法主要剖面法，宽角法和共中心点法，电磁波在发射端与接收端之间的传播路径如图5.26所示。

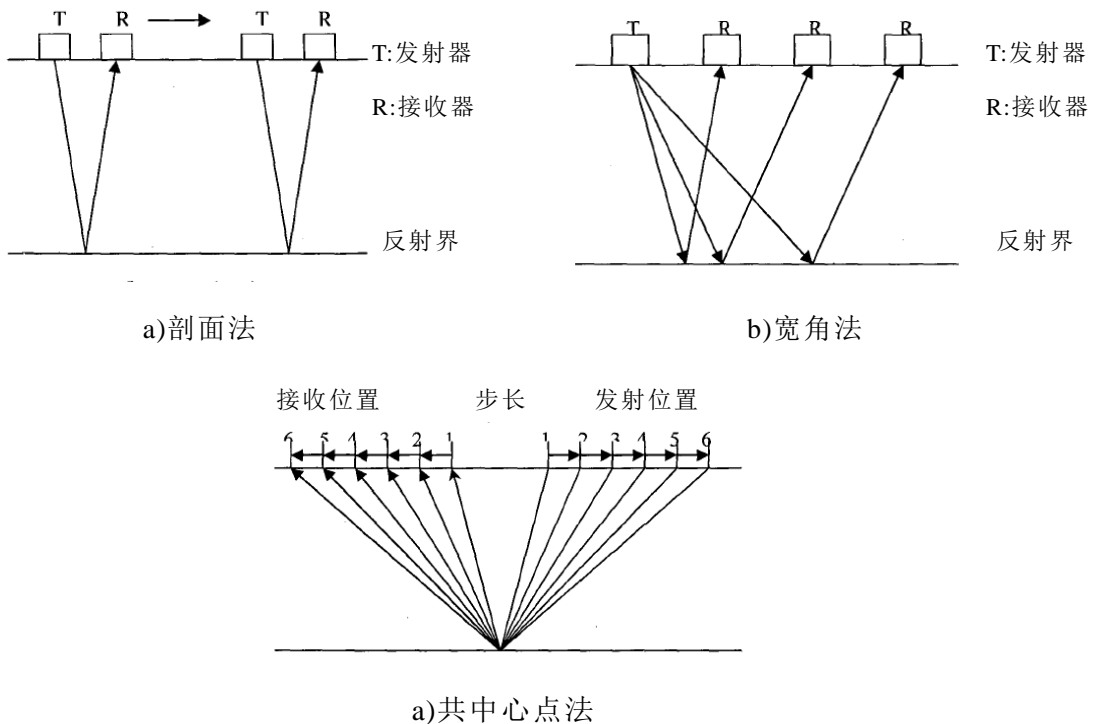


图 5.26 雷达法测试方式^[118]

5.5.2 雷法法损伤成像测试

采用LTD-2100探地雷达和GC900M天线进行实验室钢-混凝土组合板试件与钢管混凝土试件的局部界面脱空损伤的测试，测试仪器如图5.27所示。



a) LTD-2100 探地雷达主机

b) LTD-2100 配套屏蔽天线（900M）

图 5.27 LTD-2100 探地雷达系统的组成

空气和钢材、混凝土、及泡沫的电性特征如表5.7所示。

表 5.7 各材料的电性特征

材料	空气	珍珠棉泡沫	混凝土	钢材
电导率 (S/m)	0	10 ⁻¹⁶	10 ⁻⁹ ~10 ⁻⁸	∞
介电常数 (相对值)	1	1.05~1.5	6.0~6.4	∞

由于天线频率900MHz 对应的垂直方向分辨率为0.03m，水平方向分辨率为0.06m而钢板和钢管壁的厚度仅有0.006m，故而钢管混凝土构件的测量预期无法得到有效的结果，选择钢-混凝土组合板构件进行测试，从混凝土一侧分别沿着矩形板构件的两个边长方向进行匀速扫描，测线经过各处损伤，如图5.28所示。



图 5.28 雷达法测钢-混凝土组合板构件

测试时的关键参数设置如下：

- (1) 检测速度控制在5km/h左右；
- (2) 每道（即每一个探测面采样点）包括512个时间采样点；
- (3) 900M天线的时间窗为15ns；

(4) 采用9点分段增益，由浅至深线性增益；

测试的结果如图5.29所示。

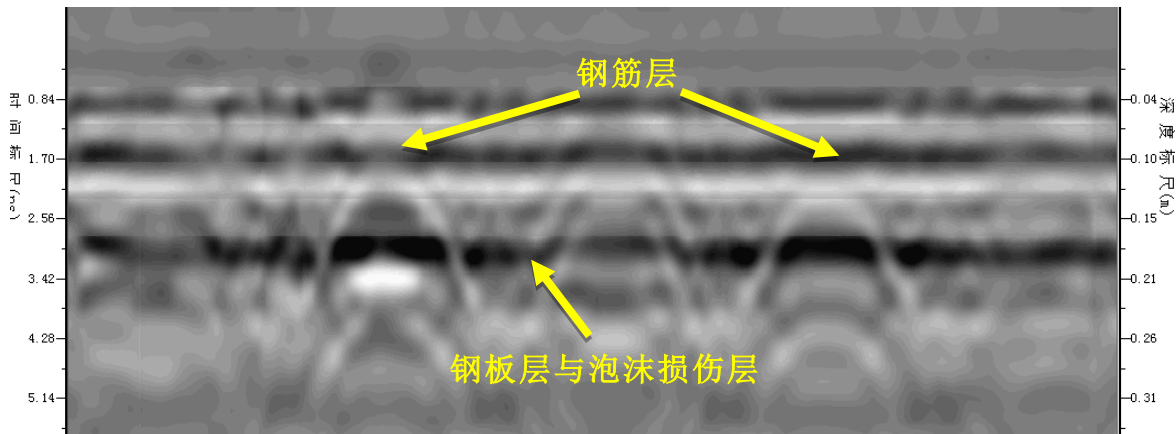


图 5.29 钢-混凝土组合板构件雷达法结果

从图5.29可见，图中拱状的波形为电磁波传播过程中遇到钢筋而引起的，拱顶的深度刻度即为钢筋层所在深度，而距离表面约0.13m深度处出现颜色较深的横向波形。由电磁波的传播理论可知，混凝土、钢材、损伤泡沫及空气介质的电性特征各不相同，当电磁波传播至混凝土与钢板的分界面、混凝土与损伤泡沫的分界面、损伤泡沫与钢板的分界面以及钢板与空气的分界面时，均会发生明显的反射现象，而钢板仅6mm厚，损伤泡沫不大于15mm，上述材料的分界面在垂直方向上十分接近，故此深度的测试结果波形由混凝土与钢板的分界面、钢板与空气的分界面或混凝土与泡沫的分界面共同作用下产生的，由于垂直方向分辨率为0.03m，而脱空损伤泡沫厚度小于0.015m，故无法分辨出钢-混凝土界面脱空损伤对波形造成的影响。

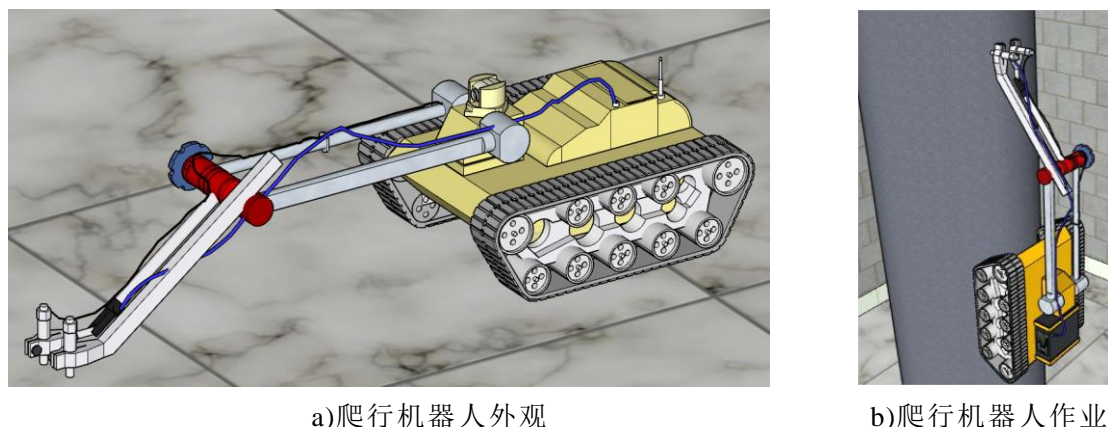
综上所述，针对钢-混凝土组合板构件的雷达法探伤试验，一方面受到仪器设备的限制，在板厚的方向上测试精度达不到要求，使得探伤结果在钢板的深度附近无法区分脱空损伤与材料介质边界对图形结果的影响；另一方面，实际应用中的雷达法探伤往往在长达几十米的范围内进行匀速移动测量，在所得测量结果图中，根据大部分测区内部不存在缺陷的假设，判断图形异常处是否存在脱空损伤，本次试验的构件尺寸不足一米，测量范围过于狭窄，测试结果没有对比与参考的价值。故雷达法探伤不适用与本次局部脱空损伤的探测。

5.6 基于爬行机器人的麦克风冲击共振成像法

5.6.1 麦克风冲击共振法原理

实际工程中的钢-混凝土组合结构脱空损伤检测，其检测的环境与损伤的位置、形状都将比本文的试件设计更复杂，本项目的最终目标是设计一个爬行机器人进行麦克风冲击共振法成像测试的实际应用，装载麦克风、力锤激励装置及信

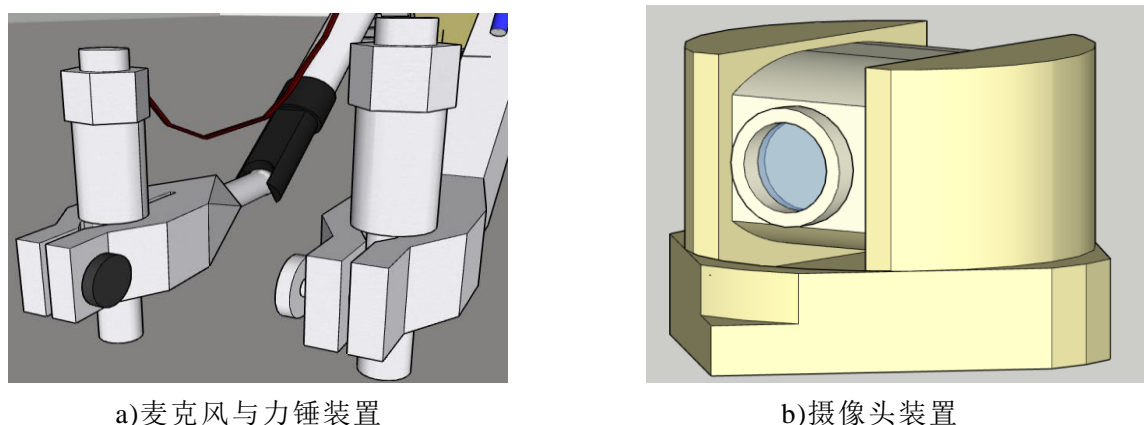
号采集装置，使用无线遥控及无线信号传输的方式指挥机器人进行爬壁作业，使得麦克风冲击共振法成像测试可以在不方便上人的区域和高空危险区域进行自动化作业，对钢-混凝土组合构件和钢管混凝土构件中疑似存在局部脱空损伤的部位进行精细化的多点测试敲击，并将结果最早处理成损伤云图结果。爬行机器人的外观如图5.30所示。机器人的部分部件细节如图5.31所示。



a)爬行机器人外观

b)爬行机器人作业

图 5.30 麦克风冲击共振成像测试爬行机器人



a)麦克风与力锤装置

b)摄像头装置

图 5.31 爬行机器人部分部件细节图

麦克风冲击共振法损伤成像的基本原理是：钢-混凝土组合结构中，局部界面脱空损伤区域的钢板或钢壳在点脉冲激励下将发生自由振动，其振动特性可由激励点上空的麦克风传感器拾取的声压信号作频响函数而得，且当激励点位于脱空损伤区域时，其声压频响函数幅值远远大于激励点位于非损伤区域时所测得的声压频响函数幅值。对测量区域根据测试精度要求进行测点网格划分，并通过爬行机器人装置对各测点进行逐点敲击与拾振，通过信号处理提取各测点声压信号的声压模态柔度近似值，将其整理绘成二维图像，当数据中出现某一区域的声压模态柔度近似值超出正常范围，且该区域测点识别到的一阶频率非常接近时，可以判断该区域存在界面脱空损伤。进一步可以通过损伤成像云图中的损伤形状与范围，建立四周约束的板壳振动的模型，计算其自振频率并对损伤面积大小进行验算校核。

5.6.2 麦克风冲击共振法损伤成像测试

根据前述章节中基于麦克风阵列的冲击共振法损伤成像测试结果，可以描述当损伤区域为 $150 \times 150 \text{mm}^2$ ，测量间距为 25mm 的 10×10 网格时基于爬行机器人的麦克风冲击共振成像测试的结果。

对于钢-混凝土组合板构件的 $150 \times 150 \text{mm}^2$ 损伤，测试的过程与结果如图5.32与图5.33所示。

对于钢管混凝土构件的 $150 \times 150 \text{mm}^2$ 损伤，测试的过程与结果如图5.34与图5.35所示。

由上述结果可知，基于爬行机器人的麦克风冲击共振法损伤成像测试对于钢-混凝土组合结构的局部界面脱空损伤可以进行有效的识别。

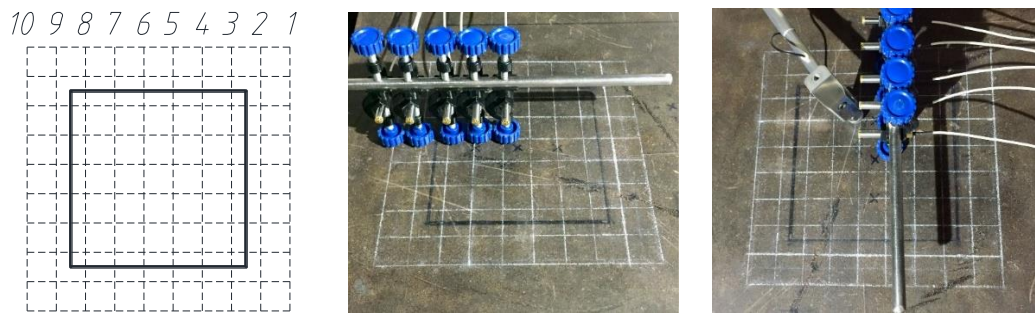


图 5.32 钢-混凝土组合板构件麦克风冲击共振法损伤成像测试

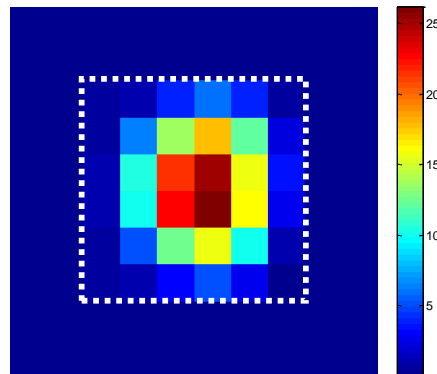


图 5.33 钢-混凝土组合板构件脱空识别成像云图

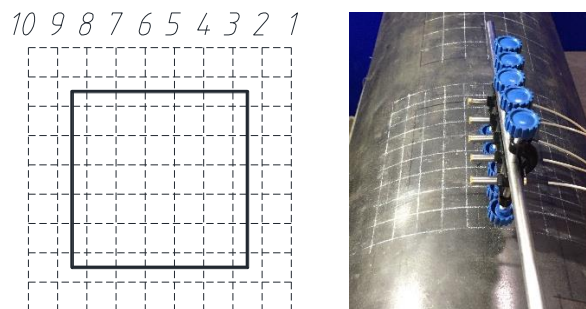


图 5.34 钢管混凝土构件麦克风冲击共振法损伤成像测试

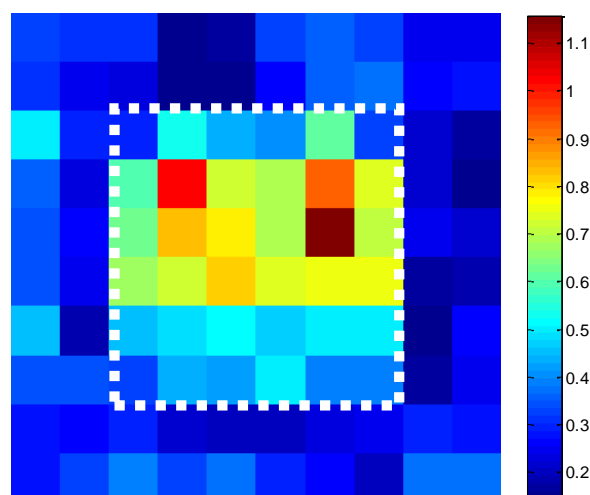


图 5.35 钢管混凝土构件脱空识别成像云图

5.7 各无损检测方法的优劣对比

本章分别探究了红外热成像探伤法、混凝土超声波法、钢结构超声探伤法、雷达法和基于爬行机器人的麦克风冲击共振法对钢-混凝土组合结构局部界面脱空损伤识别的测试效果。

从前述试验结果可知，对于红外热像法，在人工加热或制冷的情况下，可以由温度场的集中分布大致识别出一定面积以上的脱空损伤，对于面积较小的局部脱空损伤难以识别。其中，人工均匀加热的测试效果比均匀制冷的测试效果更优。对于混凝土超声探伤法，网格测距50mm的条件下可以由首波的声时与波幅异常大致测得损伤区域的位置。对于钢结构的超声探伤法，无法通过超声波的反射原理识别出钢板与混凝土之间的局部界面脱空损伤，只能在钢板厚度范围内探测材质内的晶粒损伤。对于雷达法，无法识别薄钢板或钢壳以内的局部脱空损伤。对于基于爬行机器人的麦克风冲击共振法，可以大致识别处钢-混凝土组合板构件的局部界面脱空损伤。

虽然麦克风冲击共振法成像测试、红外热像法和混凝土超声探伤法在钢-混凝土局部界面脱空的损伤识别上均能做出一定的效果，其测试的条件要求、测试效率、适用范围及测试精度等特点却各不相同。各方法的特点及优缺点整理如表5.8所示。

由表5.8可见，三种方法各具优缺点，其中麦克风冲击共振成像测试相比其他无损检测方法而言，具有无需界面接触耦合，测试方便快捷，安全高效，精准定位等优点，具有非常大的应用潜力。

表 5.8 麦克风冲击共振成像、红外热像法及混凝土超声波法的对比

项目	麦克风冲击共振法 (爬行机器人)	红外热成像法	混凝土超声法
测试准备	力锤敲击，即爬即测	大面积均匀加热或制冷	涂抹耦合剂
操控范围	无线遥控机器人，方便测量高处等不方便上人的区域	手持仪器，对准加热或制冷部位拍摄	结构两侧同时划分网格，手持探头
探伤面积	识别局部脱空损伤	识别大面积脱空损伤	识别局部脱空损伤
探伤精度	最小25mm网格，高精度探伤	图片颜色识别，界限模糊	最小50mm的网格，大致识别损伤区域
优点	1.力锤敲击麦克风拾振，无需界面接触耦合，快速方便； 2.爬行机器人为载体无线控制，测量安全性高； 3.精确定位局部损伤的范围，以频率预测模型辅助验证。	1.适合大面积脱空损伤识别； 2.直接输出图片结果，直观判断损伤大致范围。	1.以首波的声时、波幅综合识别损伤，发展成熟，行业规程齐全。
缺点	1.暂时无法识别脱空损伤深度； 2.不适合噪声特别大的环境测量。	1.需准备均匀加热设备，使用条件限制较大； 2.无法识别损伤深度； 3.图片结果为模糊的定性结果，受人为因素影响大，缺乏其他手段辅助证明。	1.接触面处理麻烦； 2.要求双面均布置探头，使用限制大； 3.网格间距较大，无法精确定位损伤范围。

5.8 本章小结

本章为了探究在钢-混凝土局部界面脱空损伤识别的领域中，麦克风冲击共振法损伤成像测试与其他常用的无损检测方法相比的优缺点及检测效果对比，分别采用红外热成像方法、混凝土超声探伤法、钢结构超声探伤法及雷达法对麦克风冲击共振测试中所测的钢-混凝土组合板构件的相应损伤工况进行损伤测试。其中，红外热成像探伤法和混凝土超声波探伤法能够识别出钢-混凝土组合结构的局部界面脱空损伤，钢结构超声探伤法及雷达法无法识别脱空损伤。

红外热成像法探伤适合大面积脱空损伤识别，直观判断损伤大致范围，但需准备均匀加热设备，使用条件限制较大，且无法识别损伤深度，图片结果为模糊

的定性结果，受人为因素影响大，缺乏其他手段辅助证明。

混凝土超声法以首波的声时、波幅综合识别损伤，行业规程齐全，但接触面处理麻烦，要求双面均布置探头，使用限制大，且测试网格间距较大，无法精确定位损伤范围。

相比而言三种方法中，以麦克风冲击共振法原理为基础的爬行机器人损伤成像测试虽然伴随着无法识别脱空损伤深度与不适合噪声大的环境测量的局限性，但其具有无需界面接触耦合，快速方便；无线控制，测量安全性高；精确定位损伤范围，以频率预测模型辅助验证等优点，在实际工程中，该方法具有非常可观的应用前景。

总结与展望

钢-混凝土组合结构由于其承载力高、延性好、抗震性能优越等优点，在高层及超高层建筑、桥梁结构及工业建筑中被广泛地应用。我国存在大量钢管混凝土拱桥现役结构，随着服役时间越来越长，其结构损伤积累越来越多，关键部位的结构损伤的检测识别成为急需解决的问题。本文提出利用麦克风冲击共振法作为解决钢-混凝土界面局部脱空损伤的无损识别问题的新手段。基于板壳振动理论，提出了局部脱空损伤在点激励下的响应频率峰值与损伤的平面几何尺寸的模型，分别设计了具有8种损伤工况的一块钢-混凝土组合板试件与一块钢管混凝土试件，对其局部脱空损伤进行了麦克风冲击共振法测试识别，利用有限元软件进行模拟与分析，并利用其他常用的无损检测方法对同一损伤构件进行损伤成像测试，对比各种方法的优点与缺点，详细的研究内容与成果如下：

(1) 理论方面：首先，介绍了声模态分析的基本理论。接着，介绍了振动与声的互易性原理和声学模态分析的基本理论，分析了基于声压信号的模态分析的可行性。最后，提出了矩形局部脱空损伤与圆形局部脱空损伤的自振频率估计模型。由频率公式可知，板的自振频率与其材料特性、平面尺寸及板的厚度相关，当局部脱空损伤的尺寸已知时，可以计算得出该损伤工况的自振频率估计值。

(2) 试验方面：首先，对钢-混凝土组合板试件进行试探性试验，分别探究麦克风声压测点与激励点相对位置对响应频谱信号的影响，结果与理论预期一致，即当麦克风测点与激励点的距离越远，板壳振动对麦克风测点的声辐射功率越小，测得响应信号的幅值也越小，但信号的基本频谱特征保持不变。

然后，对试件中各损伤工况的不同测点进行麦克风冲击共振试验，探究不同面积、形状和深度的脱空损伤对信号频响函数的影响。结果表明，麦克风冲击共振法适用于一定面积以上的局部脱空损伤的检测与识别，且损伤尺寸越大，其响应的一阶频率越低。

接着，进行钢-混凝土组合板构件与钢管混凝土构件的局部脱空损伤板壳的声模态测试，结果表明，麦克风测得的声压信号能够准确地反映局部脱空损伤板壳的振动特性。

最后，针对试件特定的损伤工况进行基于麦克风阵列的冲击共振法损伤成像测试，提取其声压模态柔度近似值绘出损伤云图，结果表明，位于损伤区域内的激励点响应信号的声压模态柔度近似值较大，以此作为损伤点的判断依据，为麦克风冲击共振测试在实际工程中的应用奠定基础。

(3) 模拟方面：首先，过有限元流固耦合分析直观的模拟麦克风冲击共振测

试在损伤构件与无损构件中的测试声压响应特征。结果表明，当激励点位于脱空区域内时，上空产生的持续大振幅的声波。而当激励点位于非损伤区域时，声场分布中存在小振幅的球状直接声波与泄露瑞雷波。

接着，建立钢-混凝土组合板构件与钢管混凝土构件的不同脱空损伤工况的模型，提取各损伤工况的模态频率与振型，并将模拟的模态分析结果与麦克风模态测试、加速度传感器模态测试以及理论自振频率解析解进行对比比较。结果呈现出较高的一致性，表明麦克声学模态测试能够可靠地测试出结构的模态频率与振型。

(4) 分别采用多种无损检测方法对麦克风冲击共振测试中所测的钢-混凝土组合板构件的相应损伤工况进行损伤测试。其中，红外热成像探伤法和混凝土超声波探伤法能够识别出钢-混凝土组合结构的局部界面脱空损伤，钢结构超声探伤法与雷达法无法识别脱空损伤。以麦克风冲击共振法原理为基础的爬行机器人损伤成像测试，具有无需界面接触耦合，快速方便；无线控制，测量安全性高；精确定位损伤范围，以频率预测模型辅助验证等优点，与红外热成像法及混凝土超声波法相比具有突出的优势，在实际工程中，该方法具有非常可观的应用前景。

本文对麦克风冲击共振法识别钢-混凝土组合结构的界面脱空损伤进行了理论、试验及模拟方面的研究，但笔者在研究过程中发现，仍然存在如下不足与有待进一步的研究的问题：

(1) 试验表明，麦克风冲击共振法可以高效快速地识别钢-混凝土组合结构中是否存在损伤及损伤的位置与大小，但无法准确地判断脱空损伤的深度，对于损伤程度的判别方法仍需进一步探索与研究。

(2) 本文提出了平板构件中矩形与圆形局部脱空损伤的理论频率-损伤尺寸模型，并得到试验验证，但对于钢管混凝土构件的脱空损伤，即开口柱壳中矩形与圆形的理论频率-损伤尺寸模型尚未找到可靠的理论模型，无法根据损伤尺寸准确预测出麦克风冲击共振法的试验频率峰值，有待进一步深入研究。

(3) 钢管混凝土的麦克风冲击共振试验设计中，所有的测点都设置在了轴向的中线上，未考虑到其一阶振型的形状特殊性，导致测得的频响函数峰值无法反映一阶模态频率，完善的试验设计应在轴向与环向的中线、以及偏离中线的位置均设置敲击测点，从而保证测得的频响函数信息能覆盖壳体振动的一般特征。

(4) 麦克风冲击共振法识别局部脱空损伤的面积临界值尚无系统的研究，该方法的适用范围尚待深入研究。

参考文献

- [1] 徐洪涛,郭国忠,蒲焕玲等.我国近年来桥梁事故发生的原因与教训. 中国安全科学学报, 2007 17(11): 90-95
- [2] 苏俊臣. 钢管混凝土拱桥调查及其脱空问题研究[西南交通大学硕士学位论文]. 成都:西南交通大学,2012
- [3] 傅斌,许晓锋,黄福伟.对钢管混凝土拱桥病害的调研及分类. 交通标准化,2008,(04):220-223
- [4] 张凯峰,刘永道,吴雄等.钢管混凝土界面脱空机理及检测技术研究进展. 混凝土,2013,(06):154-156+160
- [5] Rytter A.Vibration based inspection of civil engineering structure. Earthquake Engineering & Structural Dynamics, 1991, 29(1):37-62
- [6] 刘沐宇,袁卫国.桥梁无损检测技术的研究现状与发展.中外路,2002,(06):34-37
- [7] 李国强,李杰.工程结构动力检测理论与应用. 科学出版社, 2002
- [8] 袁万城,崔飞.桥梁健康监测与状态评估的研究现状与发展.同济大学学报(自然科学版), 1999(2):184-188
- [9] 姜绍飞.基于神经网络的结构优化与损伤检测.科学出版社, 2002
- [10] 玄光男,程润伟,汪定伟.遗传算法与工程设计. 科学出版社, 1900
- [11] 沈建中,李宗津.土木工程中的无损检测技术及其应用.无损检测,2000,22(11):497-500
- [12] 袁仁续,赵鸣.红外热像技术在无损检测中的应用研究进展.福州大学学报, 2005, 33(s1):203-207
- [13] 韩林海,陶忠,刘威.钢管混凝土结构——理论与实践.福州大学学报,2001,29(6):24-34
- [14] 李俊峰.浅谈钢管混凝土结构的应用与优缺点.包钢科技, 2001, 27(3):92-95
- [15] 檀永杰.钢管混凝土超声测试方法研究[大连理工大学硕士学位论文].大连:大连理工大学, 2012
- [16] 张永宁.管内混凝土脱空检测新方法及脱空对钢管砼拱桥力学性能影响的研究[重庆交通大学硕士学位论文]. 重庆:重庆交通大学, 2013
- [17] 丁睿,刘浩吾,罗凤林等.钢管混凝土拱桥界面脱空光纤传感研究. 实验力学, 2004, 19(4):493-499
- [18] 张敏,虢曙安.钢管拱混凝土脱空距离检测计算新方法的研究.湖南交通科技,2008,(02):83-85

- [19] 傅斌,许晓锋,黄福伟.对钢管混凝土拱桥病害的调研及分类.交通运输研究, 2008(4):220-223
- [20] 刘益华,黄福伟.钢管混凝土拱肋脱空分类及原因分析.交通运输研究, 2010(14):134-136
- [21] 姜绍飞,许丕元,陈维.钢管混凝土结构的损伤检测方法.哈尔滨工业大学学报, 2003, 35(s1):204-207
- [22] 涂光亚.脱空对钢管混凝土拱桥受力性能影响研究[湖南大学硕士学位论文]. 湖南:湖南大学,2007
- [23] 孙庆新,杨冬波.基于 ANSYS 的脱空钢管混凝土拱桥极限承载力分析.土木工程与管理学报, 2009, 26(2):47-51
- [24] 刘夏平,唐述,唐春会等.脱空钢管混凝土偏心受压力学性能试验研究.铁道建筑,2011(2):117-121
- [25] Liao F Y, Han L H, He S H. Behavior of CFST short column and beam with initial concrete imperfection: Experiments. Journal of Constructional Steel Research, 2011, 67(12):1922-1935
- [26] 张宏,余钱华,吕毅刚.超声透射法检测钢管拱桥拱肋混凝土质量应用研究.土木工程学报, 2004, 37(8):50-53
- [27] 童寿兴.钢管混凝土脱粘的超声波检测与验证.无损检测, 2007, 29(12):731-732
- [28] 梁鸣,刘沐宇,冯仲仁.钢管混凝土超声波检测与评价试验研究.武汉理工大学学报, 2001, 23(12):44-46
- [29] 刘永前,张彦兵,邹振祝.超声波检测钢管混凝土拱桥密实度的试验研究.北京交通大学学报,2004, 28(4):54-57
- [30] 潘卫育,赵玮,李传勇等.超声波检测钢管混凝土密实性.中国铁道科学,2005, 26(3):64-67
- [31] 李天降,任敏,郭鹏飞.超声波在钢管砼主拱密实度及均匀性检测中的应用.西部探矿工程,2006, 18(4):66-68
- [32] 周先雁,肖云凤.用超声波法和冲击回波法检测钢管混凝土质量的研究.中南林业科技大学学报, 2006, 26(6):44-48
- [33] 史新伟,魏建东.超声波法测定钢管混凝土脱空量.人民黄河, 2010, 32(3):88-89
- [34] 杨建江,董守华.方形截面钢管混凝土柱超声检测.施工技术,2012, 41(22):101-103
- [35] 胡志辉.基于光纤光栅的复合材料结构健康监测研究.南京航空航天大学, 2014
- [36] 刘伟升.光纤光栅传感与光纤光栅激光器的应用研究.浙江大学, 2011

- [37] 丁睿,刘浩吾,罗凤林等.光纤检测钢管混凝土界面脱空模型的试验研究.压电与声光, 2004, 26(4):268-271
- [38] 丁睿,刘浩吾,罗凤林等.钢管混凝土拱桥界面脱空光纤传感研究.实验力学, 2004,19(4):493-499
- [39] 丁睿.钢管混凝土拱桥健康监测的光纤传感研究.土木工程学报,2005,38(11):69-74
- [40] 田长彬,王静,张峰等.用于桥梁钢管混凝土裂缝监测的 FBG 传感器研究.仪表技术与传感器,2017(9)
- [41] 黄沛,谢慧才,袁昕.混凝土构件粘钢补强质量的红外热像检测方法.激光与红外,2004,34(5):350-353
- [42] 胡爽.基于红外热像技术的钢管混凝土密实度缺陷检测探究.重庆大学,2016
- [43] Lin J M, Sansalone M. Impact-echo studies of interfacial bond quality in concrete: Part I - Effects of unbonded fraction of area. Aci Materials Journal, 1996, 93(3):223-232
- [44] Carino N J. The impact-echo method: an overview. Structures. Structural Engineering Odyssey. ASCE, 2001:1-18
- [45] 张东方,王运生.冲击回波法在钢管混凝土拱桥检测中的研究.工程地球物理学报,2009, 06(3):364-367
- [46] 杨金.基于 HHT 的钢管混凝土缺陷特征提取研究与 FPGA 实现[湖南科技大学硕士学位论文].湘潭:湖南科技大学, 2016
- [47] 王靖涛,黄新国,丁美英等.钢管混凝土表面波检测的小波分析方法.岩石力学与工程学报,2003,22(11):1878-1878
- [48] 陈振宇.基于功率谱的全隐框玻璃幕墙结构胶损伤检测方法[江苏大学硕士学位论文].南京:江苏大学,2008
- [49] 王骑,韩西,易志坚.混凝土路面板下脱空识别的瞬态冲击响应法研究.公路交通科技,2010,27(11):26-32
- [50] 陈良田.基于局部定量自激励的钢管混凝土结构脱空研究[大连理工大学硕士学位论文].大连:大连理工大学, 2013
- [51] 赵海亮.基于局部瞬态激励钢砼界面脱空实验研究[大连理工大学硕士学位论文].大连:大连理工大学,2014
- [52] Zhu J. Non-contact NDT of concrete structures using air coupled sensors. 2008
- [53] Brodeur P H, Hall M S, Esworthy C. Sound dispersion and attenuation in the thickness direction of paper materials. Journal of the Acoustical Society of America, 1992, 94(4):2215-2225
- [54] Stor-Pellinen J, Luukkala M. Paper roughness measurement using airborne

- ultrasound. *Sensors & Actuators A Physical*, 1995, 49(1–2):37–40
- [55] Zhu J, Popovics J. Non-contact detection of surface waves in concrete using an air-coupled sensor. 2002, 615(1):1261–1268
- [56] K. Imielińska, M. Castaings, R. Wojtyra, et al. Air-coupled ultrasonic C-scan technique in impact response testing of carbon fibre and hybrid: glass, carbon and Kevlar/epoxy composites. *Journal of Materials Processing Tech*, 2004, s 157–158(4):513–522
- [57] Purnell P, Gan T H, Hutchins D A, et al. Noncontact ultrasonic diagnostics in concrete: A preliminary investigation. *Cement & Concrete Research*, 2004, 34(7):1185–1188
- [58] Berriman J, Purnell P, Hutchins D A, et al. Humidity and aggregate content correction factors for air-coupled ultrasonic evaluation of concrete. *Ultrasonics*, 2005, 43(4):211
- [59] Siddiolo A M, D'Acquisto L, Maeva A R, et al. Wooden panel paintings investigation: An air-coupled ultrasonic imaging approach. *IEEE Transactions on Ultrasonics Ferroelectrics & Frequency Control*, 2007, 54(4):836–46
- [60] Sanabria S J, Furrer R, Neuenschwander J, et al. Analytical modeling, finite-difference simulation and experimental validation of air-coupled ultrasound beam refraction and damping through timber laminates, with application to non-destructive testing. *Ultrasonics*, 2015, 63–65
- [61] Thiele S, Kim J Y, Qu J, et al. Air-coupled detection of nonlinear Rayleigh surface waves to assess material nonlinearity. *Ultrasonics*, 2014, 54(6):1470–1475
- [62] Kim G, Kim J Y, Kurtis K E, et al. Quantitative evaluation of carbonation in concrete using nonlinear ultrasound. *Materials & Structures*, 2016, 49(1–2):399–409
- [63] Gan T H, Hutchins D A, Billson D R, et al. The use of broadband acoustic transducers and pulse-compression techniques for air-coupled ultrasonic imaging. *Ultrasonics*, 2001, 39(3):181–94
- [64] Lee R, Ongpeng J, Oreta A, et al. Air-coupled ultrasonic test in singly-reinforced concrete beam. *Asep Convention on Concrete Engineering Practice and Technology*. 2016
- [65] 韩西,杨科,杨劲等.基于声振法的钢管混凝土脱空检测技术试验研究. *公路工程*, 2012, 37(5):108–110
- [66] Yan F, Hauck E, Pera T M, et al. Ultrasonic guided wave imaging of a composite

- plate with air - coupled transducers. AIP Conference Proceedings, 2007, 894(1):1007–1012
- [67] Zhu J, Schubert F, Popovics J S. Analytical solution of leaky rayleigh waves at the interface between elastic solids and ideal fluids. American Institute of Physics, 2004:198–205
- [68] Zhu J, Popovics J S, Schubert F. Leaky rayleigh and scholte waves at the fluid–solid interface subjected to transient point loading. Journal of the Acoustical Society of America, 2004, 116(4):2101–2110
- [69] Zhu J, Popovics J S. Non–contact imaging for surface–opening cracks in concrete with air–coupled sensors. Materials & Structures, 2005, 38(9):801–806
- [70] Zhu J, Popovics J S. Application of air - coupled sensors to surface wave ndt in concrete. American Institute of Physics, 2006:1500–1506
- [71] Ryden N, Lowe M J S, Cawley P, et al. Non–contact surface wave measurements using a microphone. symposium on the application of geophysics to engineering and environmental problems. Environment and Engineering Geophysical Society, 2006:1110–1115
- [72] Ryden N, Lowe M J S, Cawley P. Noncontact surface wave testing of pavements using microphones. Journal of the Acoustical Society of America, 2008, 124(4):2576
- [73] Lu Y F, Zhang Y, Cao Y, et al. A mobile acoustic subsurface sensing (MASS) system for rapid roadway assessment. Sensors, 2013, 13(5):5881–96
- [74] Gibson A, Popovics J S. Lamb wave basis for impact–echo method analysis. Journal of Engineering mechanics, 2005, 131(4): 438–443
- [75] Zhu J, Popovics J S. Air - coupled impact - echo method for ndt of concrete. American Institute of Physics, 2006:1351–1357
- [76] Zhu J, Popovics J S. Imaging concrete structures using air–coupled impact–echo. Journal of engineering mechanics, 2007, 133(6): 628–640
- [77] Popovics J S, Gibson A, Hall K, et al. Developments in air–coupled contactless sensing for concrete. NDTCE09, 2009, 7
- [78] Dai X W, Zhu J, Tsai Y T, et al. Use of parabolic reflector to amplify in–air signals generated during impact–echo testing. The Journal of the Acoustical Society of America, 2011, 130(4): 167–172
- [79] Shin S W, Popovics J S, Oh T. Cost effective air–coupled impact–echo sensing for rapid detection of delamination damage in concrete structures. Advances in Structural Engineering, 2012, 15(6): 887–895

- [80] Zhang Y, Wei X, Tsai Y T, et al. Multisensor data fusion for impact–echo testing of concrete structures. *Smart Materials & Structures*, 2012, 21(7):75021–75027
- [81] Tsai Y T, Zhu J. Simulation and experiments of airborne zero–group–velocity lamb waves in concrete plate. *Journal of Nondestructive Evaluation*, 2012, 31(4):373–382
- [82] Algernon D, Ernst H, Dressler K. Signal processing for air–coupled impact–echo using microphone arrays
- [83] Groschup R, Grosse C U. MEMS microphone array sensor for air–coupled impact–echo. *Sensors*, 2015, 15(7):14932–14945
- [84] Bjurström H, Ryden N. Detecting the thickness mode frequency in a concrete plate using backward wave propagation. *Journal of the Acoustical Society of America*, 2016, 139(2):649
- [85] Kee S H, Zhu J. Using air–coupled sensors to determine the depth of a surface–breaking crack in concrete. *Journal of the Acoustical Society of America*, 2010, 127(3):1279
- [86] Kee S, Zhu J. Air–coupled surface wave transmission measurement across a partially closed surface–breaking crack in concrete. *American Institute of Physics Conference Series*. American Institute of Physics, 2011:169–174
- [87] Kee S H, Zhu J. Effects of sensor locations on air–coupled surface wave transmission measurements across a surface–breaking crack. *IEEE Transactions on Ultrasonics Ferroelectrics & Frequency Control*, 2011, 58(2):427–436
- [88] Kee S H, Zhu J. Surface wave transmission measurements across distributed surface–breaking cracks using air–coupled sensors. *Journal of Sound & Vibration*, 2011, 330(22):5333–5344
- [89] Lee K M, Kim D S, Kim J S. Determination of dynamic Young's modulus of concrete at early ages by impact resonance test. *Ksce Journal of Civil Engineering*, 1997, 1(1):11–18
- [90] Kweon G, Kim Y. Determination of asphalt concrete complex modulus with impact resonance test. *Transportation Research Record Journal of the Transportation Research Board*, 2006, 1970(1):151–160
- [91] Heyliger P, Ugander P, Ledbetter H. Anisotropic elastic constants: measurement by impact resonance. *Journal of Materials in Civil Engineering*, 2001, 13(5):356–363
- [92] 潘秀娟,屠康.用冲击共振法无损检测梨采后质地的变化.南京农业大学学报, 2004, 27(2):94–98

- [93] Leśnicki K J, Kim J Y, Kurtis K E, et al. Characterization of ASR damage in concrete using nonlinear impact resonance acoustic spectroscopy technique. *Ndt & E International*, 2011, 44(8):721–727
- [94] 陈军,尹婷苑,徐征等.非线性冲击共振声谱法检测混凝土损伤.工业建筑, 2016, 46(1):95–99
- [95] Oh T, Popovics J S, Sim S H. Analysis of vibration for regions above rectangular delamination defects in solids. *Journal of Sound & Vibration*, 2013, 332(7):1766–1776
- [96] Zhang G, Harichandran R S, Ramuhalli P. Automatic delamination detection of concrete bridge decks using impact signals. *Journal of Bridge Engineering*, 2012, 17(6):951–954
- [97] Oh T, Popovics J S, Ham S, et al. Improved interpretation of vibration responses from concrete delamination defects using air-coupled impact resonance tests. *Journal of Engineering Mechanics Asce*, 2013, 139(3):315–324
- [98] Oh T, Popovics J S. Application of impact resonance c-scan stack images to evaluate bridge deck conditions. *Journal of Infrastructure Systems*, 2015, 21(1): 29
- [99] Oh T, Popovics J S. Practical visualization of local vibration data collected over large concrete elements. *Computer-Aided Civil and Infrastructure Engineering*, 2015, 30(1):68–81
- [100] Sun H, Zhu J, Ham S. Acoustic evaluation of concrete delaminations using ball-chain impact excitation. *Acoustical Society of America Journal*, 2017, 141(5): 477
- [101] 何琳,邱小军,朱海潮.声学理论与工程应用.科学出版社,2006
- [102] Rayleigh J W S B, Lindsay R B. *The theory of sound*. Dover Publications, 1945
- [103] Wyckaert K, Augusztinovicz F, Sas P. *Vibro-acoustical modal analysis: some reflections on reciprocity and model validity*.1995
- [104] 刘进明,应怀樵,谭祥军等.振动和声的互易性原理在结构模态试验中的应用.现代振动与噪声技术. 2011
- [105] 李乐,刘文峰.声音识别结构模态方法的研究.科学技术与工程,2010, 10(22):5441–5444
- [106] Li J B, Yang Q F, Xiong S B. Structural acoustic radiation modal analysis. *Proceedings of SPIE – The International Society for Optical Engineering*, 1995
- [107] 黎胜,赵德有.用有限元/边界元方法进行结构声辐射的模态分析.声学学报, 2001(2):174–179

- [108] Kirchhoff G. Über das Gleichgewicht und die Bewegung einer elastischen Scheibe. *Journal Für Die Reine Und Angewandte Mathematik*, 2009, 1850(40):51–88
- [109] Mitchell A K, Hazell C R. A simple frequency formula for clamped rectangular plates. *Journal of Sound & Vibration*, 1987, 118(2):271–281
- [110] Hazell C R, Mitchell A K. Experimental eigenvalues and mode shapes for flat clamped plates. *Experimental Mechanics*, 1986, 26(3):209–216
- [111] 杜功焕,朱哲民,龚秀芬.声学基础-第2版.南京大学出版社,2001
- [112] Arfken G, Mathews J. *Mathematical methods for physicists*. Elsevier, 2006
- [113] Clough R W, Penzien J, Griffin D S. *Dynamics of structures*. McGraw-Hill, 1975
- [114] Raghavendrachar M, Aktan A E. Flexibility by multireference impact testing for bridge diagnostics. *Journal of Structural Engineering*, 1992, 118(8):2186–2203
- [115] 廖公云,黄晓明. *Abaqus 有限元软件在道路工程中的应用*. 东南大学出版社, 2014
- [116] 谢春霞. *红外热像检测技术在土木工程中的应用*[西南交通大学硕士学位论文]. 成都:西南交通大学, 2009
- [117] 梁惕平. *超声波检测混凝土构件内部缺陷数据处理研究*[江西理工大学硕士学位论文]. 南昌:江西理工大学, 2009
- [118] 朱洪潇. *混凝土探伤中的探地雷达及超声 CT 的综合应用*[中南大学硕士学位论文]. 长沙:中南大学, 2007

致 谢

转眼间两年半的研究生生活即将步入尾声，回首两年半间在学校里学习和生活的点点滴滴，感慨时光短暂，记忆漫长，期间学校的平台和资源带给我许多的收获和成长，感恩这几年陪伴我一路走来的老师、同学和朋友，有你们的引导和帮助，让我克服了诸多困难，顺利完成学业。

本人的硕士学位论文是在恩师周云的殷切关怀和悉心指导下完成的，这几年来导师对我学习和生活上给予了无微不至的关怀。从课题的选择，到理论上的准备，直到最后的试验室试验和论文的撰写，在整个论文的进度和质量上周老师都进行了把控，期间给予了我耐心的指导以及多方面的支持，论文中的每一处都凝聚着他对我的付出和关心，周老师对学术严谨的态度和精益求精的工作风格，带给我深刻的影响，让我受益匪浅，终身难忘。在学习之外，也要感谢恩师在这几年里给予了我一个团结活泼、开放包容、张弛有度的团队氛围和环境，让我以及团队的每一位成员都能够充分发挥自己的特点，完成学业的同时合理规划自己的生活 and 未来，在此谨向老师致以衷心的感谢和崇高的敬意。

在进行试验室试验和论文撰写期间，我的室友邓茜、董玲、苏丽静给了我很多的帮助和鼓励，他们的付出保证了试验的顺利进展，感谢课题组裴熠麟、周赛、程依婷对我试验的支持和付出，感谢同门胡翔、陈太平、奚树杭、曾雅丽思、李紫玮、张琴、彭涵钰、王振生以及研一兄弟姐妹们一路的陪伴，向每一位关心和帮助过我的你们道一声衷心的感谢。

最后要感谢一直在背后支持和鼓励我的父母，感谢他们为我提供的一切，谢谢他们的理解，让我能够全身心地投入学业。

感谢各位专家、教授在百忙之中对本论文的审阅！

刘蒙

2017年1月14日于湖南大学