

对接圆柱壳结构的频响函数子结构 混合建模方法研究

李旭龙¹, 张忠³, 董俊辉⁴, 牛牧青⁴, 魏莎^{1,2}, 陈立群^{1,2}

(1. 上海大学力学与工程科学学院, 上海 200444; 2. 上海市应用数学和力学研究所, 上海 200072;

3. 北京强度环境研究所可靠性与环境工程技术重点实验室, 北京 100076;

4. 哈尔滨工业大学(深圳)理学院, 广东 深圳 518055)

摘要: 以建立精确的对接圆柱壳结构动力学模型为目标, 为解决对接圆柱壳结构实验模型存在的界面转角自由度信息缺失的问题, 提出了频响函数子结构混合建模方法, 采用界面刚性等效方法进行界面转角自由度信息的近似估计, 并将其与有限元频响结果进行对比分析, 验证了该方法在圆柱壳结构中的计算精度。同时, 根据子结构频响函数获取方式、界面自由度的不同, 采用子结构频响函数综合方法进行多种工况下的混合建模。结合对接圆柱壳结构的振动特性, 对比分析不同工况下的混合建模结果。结果表明: 考虑界面转角自由度信息后, 可有效提高对接圆柱壳结构的混合建模精度。

关键词: 圆柱壳结构; 子结构综合; 混合建模; 频响函数; 转角自由度

中图分类号: TB123 **文献标志码:** A **文章编号:** 1004-4523(2023)01-0070-06

DOI: 10.16385/j.cnki.issn.1004-4523.2023.01.008

引言

近年来, 随着航空航天、船舶和机械等工程领域的迅速发展, 复杂结构被广泛地运用于工程实际, 这对结构动力学分析结果的准确性提出了更高的要求。传统方法需对复杂结构展开大量的仿真运算, 需耗费大量的计算成本, 也不利于现代创新设计中的快速修改和结构优化。子结构综合方法为该问题提供了新的解决思路^[1]。

子结构综合方法可分为模态综合方法^[2-4]和基于频响函数的子结构综合方法^[5-6]两种, 前者采用模态模型进行综合, 后者则直接使用频响函数进行综合。模态综合法存在主模态个数限制^[7]、高阶次模态截断误差、剩余模态难以通过实验方法获得^[8]等问题。基于频响函数的子结构综合方法直接利用子结构频响函数进行综合建模, 有效避免了上述问题, 因此许多学者将该方法运用于工程实际。张勇^[9]基于上述方法对整车进行了混合建模, 结果表明所建立的模型是准确、可靠的; 王威等^[10]考虑子结构连接特性后对桁架模型进行综合, 计算结果在一定随机误差下仍具有较好的精度; 吴仕超等^[11]考虑了界面转角自由度对空间刚架进行综合, 所得结果较好地提高了结构动力学性能预报的质量。

本文采用界面刚性等效方法(EMPC)耦合多个拾振点的平动自由度信息, 获取了对接圆柱壳结构界面连接点的转角自由度信息。同时, 将其与有限元频响进行对比, 验证所用方法对圆柱壳结构具有普遍适用性和较高计算精度。根据子结构频响函数获取方式的不同, 采用 Jetmundsen 频域子结构法进行不同工况下的混合建模, 以分析界面转角自由度缺失对混合建模精度的影响。

1 子结构混合建模方法

1.1 Jetmundsen 频域子结构法

Jetmundsen 等^[12]通过子结构分离与组合状态间关系推导出组合结构的频响矩阵, 该方法仅需对连接处频响矩阵进行求逆运算, 缩减了矩阵求解阶次。以对接圆柱壳结构为例, 为方便表述, 称其为组合结构 C。假设其可拆分为子结构 A 和 B, 则子结构 A、B 频响矩阵可表示为^[13-14]:

$${}^A\mathbf{H} = \begin{bmatrix} {}^A H_{ii} & {}^A H_{ic} \\ {}^A H_{ci} & {}^A H_{cc} \end{bmatrix}, {}^B\mathbf{H} = \begin{bmatrix} {}^B H_{jj} & {}^B H_{jc} \\ {}^B H_{cj} & {}^B H_{cc} \end{bmatrix} \quad (1)$$

式中 下标 c 代表界面自由度; i 和 j 分别代表 A 和 B 的内部自由度。

基于耦合界面刚性假设, 在耦合界面处须满足

位移协调条件和界面力平衡条件:

$${}_A X_c = {}_B X_c = {}_C X_c \quad (2)$$

$${}_A F_c + {}_B F_c = {}_C F_c \quad (3)$$

利用式(1),(2)和(3),可推导出子结构A,B与组合结构C间的频响函数关系式:

$${}_C H = \begin{bmatrix} {}_A H_{ii} & {}_A H_{ic} & 0 \\ {}_A H_{ci} & {}_A H_{cc} & 0 \\ 0 & 0 & {}_B H_{jj} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} {}_A H_{ic} \\ {}_A H_{cc} \\ -{}_B H_{jc} \end{bmatrix} [{}_A H_{cc} + {}_B H_{cc}]^{-1} \begin{bmatrix} {}_A H_{ic} \\ {}_A H_{cc} \\ -{}_B H_{jc} \end{bmatrix}^T \quad (4)$$

式(4)右端仅包含子结构A,B的频响函数矩阵元素,这表明通过对子结构频响函数进行矩阵运算,便可得到组合结构C的频响函数矩阵。

1.2 界面刚性等效方法

由公式(4)可得,子结构A,B中包含了大量的耦合界面自由度信息,这其中既需要平动自由度信息,也需要转角自由度信息。但由于实验过程中采用三轴加速度传感器进行响应的测量,所得界面响应数据均为平动自由度响应。故当子结构频响函数矩阵由实验实测获得时,存在界面转角自由度信息丢失问题。本文采用界面刚性等效方法^[15],通过耦合界面连接点附近的多个平动自由度响应,对连接点的转角自由度信息进行近似估计。以对接圆柱壳结构为例,其可根据连接特性分为子结构A,B且由输入、输出关系可得子结构的频率响应方程为:

$$\begin{bmatrix} u_c \\ u_i \end{bmatrix}^a = \begin{bmatrix} H_{cc} & H_{ci} \\ H_{ic} & H_{ii} \end{bmatrix}^a \begin{bmatrix} f_c \\ f_i \end{bmatrix}^a \quad (5)$$

式中 u_i, u_c 分别为子结构内部自由度响应与界面自由度响应, f_c 和 f_i 分别为界面节点力向量和内部节点力向量;上标“a”表示子结构A的频率响应方程。

式(5)可写为如下形式:

$$\begin{bmatrix} u_c \\ u_i \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R & 0 \\ 0 & E \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_{eq} \\ u_i \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mu \\ 0 \end{bmatrix} \quad (6)$$

为叙述方便,式(6)省略上标a。其中: R 为描述界面主模态信息的变换矩阵; E 为单位矩阵; u_{eq} 为界面主自由度响应; μ 为剩余自由度响应。可对式(6)

进行相应的简化,令 $\begin{bmatrix} u_c \\ u_i \end{bmatrix} = u, \begin{bmatrix} u_{eq} \\ u_i \end{bmatrix} = \tilde{u}, \begin{bmatrix} R & 0 \\ 0 & E \end{bmatrix} =$

$G, \begin{bmatrix} \mu \\ 0 \end{bmatrix} = \gamma_u$,可得:

$$u = G\tilde{u} + \gamma_u \quad (7)$$

此时,利用剩余自由度响应与界面主模态信息的正交关系($G^T \gamma_u = 0$),可将剩余自由度响应从上述表达式中脱离。子结构A,B的原自由度响应便可由变换矩阵 R 进行表达,经过简化运算可得:

$$\tilde{H} = YHY^T \quad (8)$$

式中 $Y = (G^T G)^{-1} G^T$ 。

经过上述运算便可对界面连接点转角自由度信息进行近似估计,界面刚性等效变换得到的频响函数矩阵 \tilde{H} 包含了界面连接点的转角自由度信息。

2 有限元频响与实验频响的获取

2.1 仿真模型及有限元频响函数获取

在有限元分析过程中,有限元模型及其网格划分的合理性对于分析结果的准确性和经济性有较大的影响。已知圆柱壳结构整体采用6061铝合金进行加工制作,密度为2750 kg/m³,弹性模量为71 GPa,泊松比为0.33,图1为圆柱壳结构示意图,基本参数如表1所示。

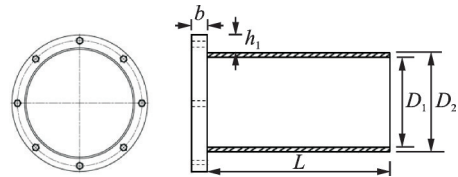


图1 圆柱壳结构示意图

Fig. 1 Schematic diagram of cylindrical shell structure

表1 圆柱壳结构基本参数

Tab. 1 Basic parameters of cylindrical shell structure

参数	符号	数值
筒壁外径/mm	D_2	300
筒壁内径/mm	D_1	292
筒壁长度/mm	L	500
法兰厚度/mm	b	30
法兰外伸长度/mm	h	35

本节根据实验件实际尺寸进行有限元建模以及网格划分,法兰部分采用八结点六面体单元(CHEXA),薄壁圆柱壳采用四结点四边形壳单元(CQUAD4),共21760个单元。图2为圆柱壳结构的有限元模型。



图2 有限元模型

Fig. 2 Finite element model

为获取有限元频响函数,本节采用Nastran中序号为SOL 108的求解器进行目标点频响函数的求解。为表征法兰盘处的螺栓连接,在螺栓孔中心处建立节点并用MPC约束将其与孔周的节点连接起

来,随后采用 RBE2 单元进行螺栓的模拟,相应的命令卡片如表 2 所示。

表 2 螺栓模拟的命令卡片

Tab. 2 Command card for bolt simulation

RBE2	EID	GN	CM	GM1	GM2
	GM6	GM7	GM8	-etc.-	ALPHA

注: EID 为 RBE2 卡片编号; GN 为独立自由度节点编号; GM*i* 为非独立的节点编号; CM 为节点 GM*i* 的非独立自由度编号, 取值为 1~6 的整数; ALPHA 代表热膨胀系数。

2.2 实验模型及实验频响函数的获取

实验过程中采用单点激励多点响应形式, 利用冲击力锤施加脉冲激励, 数据采集系统结合力传感器信号和拾振点处的三轴加速度传感器信号进行曲线拟合, 进而识别系统的模态振动参数, 所采用的实验测试系统如图 3 所示。

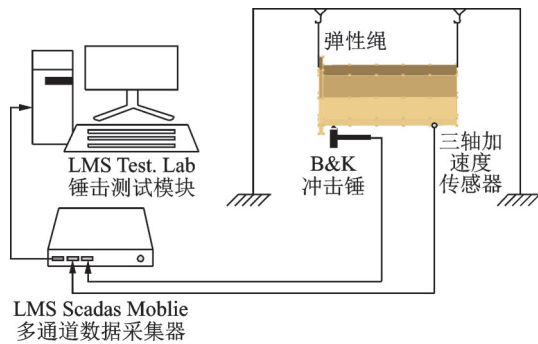


图 3 实验测试系统示意图

Fig. 3 Schematic diagram of experimental modal test

对于对接圆柱壳结构 C, 可按照螺栓连接特性分为子结构 A, B。其中子结构 A 频响矩阵由实验实测频响函数组成, 子结构 B 的频响矩阵视具体情况而定。图 4 为子结构与对接圆柱壳结构示意图,

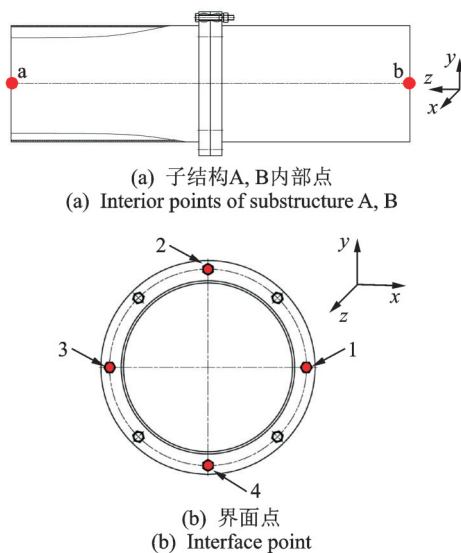


图 4 子结构 A, B 内部点、界面点示意图

Fig. 4 Schematic diagram of internal points and interface points of substructure A, B

选取 a, b 分别为子结构 A, B 内部点, 选取 1~4 号连接点作为子结构 A, B 界面点。

由于实验条件下界面连接点的转角自由度信息不可测, 故对实验子结构 A 采用界面刚性等效方法进行界面连接点转角自由度信息的近似估计。分别在 1~4 号连接点附近布置如图 5(a) 所示的三轴加速度传感器 (蓝色), 并通过附加质量块对每个拾振点进行三向激励 (如图 5(b) 所示), 以获取各拾振点的自身频响函数和各拾振点之间的跨点频响函数。

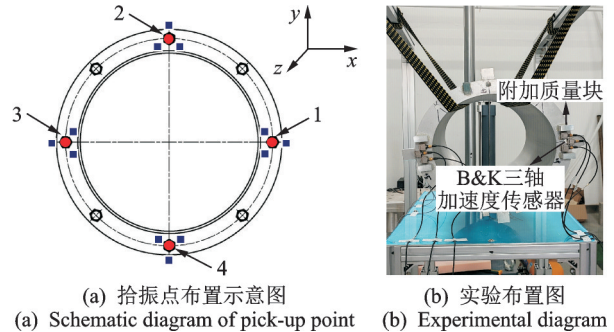


图 5 连接界面的拾振点布置

Fig. 5 The location of interface testing points

通过 EMPC 方法耦合上述拾振点平动自由度响应, 便可完成对 1~4 号连接点转角自由度信息的近似估计, 表 3 为 1 号点 EMPC 频响与有限元频响峰值误差汇总。

表 3 EMPC 计算频响与有限元频响峰值误差汇总

Tab. 3 Summary of peak error of frequency response function calculated by different methods

模态阶次	EMPC 峰值频率/Hz	有限元 峰值频率/Hz	频率误差/Hz (相对误差/%)
1	130	130	0 (0.00)
2	357	351	6 (1.68)

通过表 3 可以发现, EMPC 频响在各阶固有频率处均有共振峰的出现, 且与有限元频响相比具有较小的相对误差, 其中最大的相对频率误差为 1.68%。结果表明: 1) 界面刚性等效方法同样适用于圆柱壳结构, 以进行界面转角自由度信息的近似估计; 2) 通过界面刚性等效方法计算得到的转角自由度信息具有较高的计算精度, 可用于对接圆柱壳结构的混合建模。

2.3 对接圆柱壳结构振动特性分析

为正确评估子结构综合结果的正确性, 需结合对接圆柱壳结构模态振动特性^[16]进行分析。采用 M10 螺栓进行圆柱壳结构的对接, 并通过数显式力矩扳手控制螺栓扭矩为 30 N·m。同样采用图 3 所示的实验测试系统, 可得到对接圆柱壳结构前 3 阶模态振型结果, 如图 6 所示。表 4 为对接圆柱壳结构实验模态分析结果与有限元模态分析结果汇总。

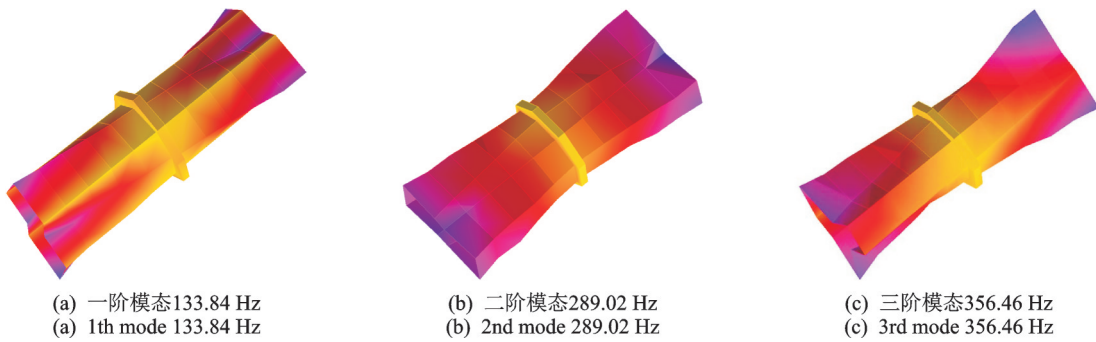


图 6 对接圆柱壳结构前 3 阶模态振型

Fig. 6 The first three modes of butted cylindrical shell structure

表 4 对接圆柱壳结构前 3 阶模态参数

Tab. 4 The first three modal parameters of butted cylindrical shell structure

模态阶次	固有频率/Hz	模态阻尼比/%	振型特征描述
1	133.84	0.32	两端圆筒椭圆鼓曲(非对称)
2	289.02	0.26	两端圆筒椭圆鼓曲(对称)
3	356.46	0.12	两端圆筒三角鼓曲

表 3 和 4 对比分析结果表明:对接圆柱壳结构保留子结构模态振动特性的同时,出现了 289.02 Hz 的频率成分。该频率对应的结构模态振型表现为以法兰面为分界的对称振动,如图 6 所示。

3 频响综合结果及误差分析

3.1 频响综合结果

本节采用 Jetmundsen 频域子结构法对对接圆柱壳结构进行混合建模,计算 b 点 X 向至 a 点 X 向的目标点频响函数 H_{a_x, b_x} 。计算过程中采用与试验工况相同的激励,所用到的数据均为单位激励下的频响函数,已通过实验模态测试、有限元频响分析、EMPC 等方法获取。

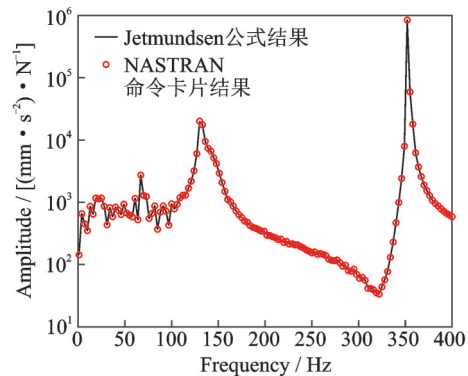
为正确评估界面转角自由度信息对子结构混合建模精度的具体影响,可将综合过程分为以下两种不同的工况,如表 5 所示。

表 5 子结构混合建模工况

Tab. 5 The working condition of hybrid modeling

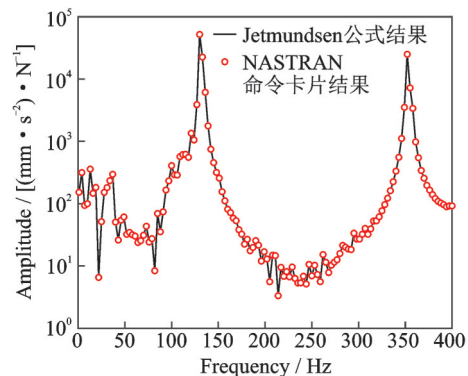
工况	子结构 A 频响选取	子结构 B 频响选取	界面点自由度选取
综合 1	实验频响	有限元频响	平动自由度
综合 2	实验频响	有限元频响	所有自由度

通过 Jetmundsen 频域子结构法,可计算得到对接圆柱壳结构在不同工况下的目标点频响函数 H_{a_x, b_x} 。为验证 Jetmundsen 频域子结构法混合建模的正确性,将计算结果与采用 NASTRAN 命令卡片综合结果进行对比,如图 7 所示。



(a) 综合 1(不考虑转角自由度)

(a) Synthesis 1 (The rotational degrees of freedom are not considered)



(b) 综合 2(考虑转角自由度)

(b) Synthesis 2 (The rotational degrees of freedom are considered)

图 7 公式综合结果与 NASTRAN 综合结果对比

Fig. 7 Comparison of substructure synthesis results and NASTRAN synthesis results

通过图 7 的比较可知,NASTRAN 计算结果与 Jetmundsen 频域子结构法计算结果在前 400 Hz 频段内具有很好的一致性,前者验证了 Jetmundsen 频域子结构法计算结果的正确性。随后,将不同工况下目标点频响函数 H_{a_x, b_x} 的计算结果与实验实测频响函数进行对比,如图 8 所示。表 6 和 7 分别为不同工况下二者峰值频率及幅值的误差汇总。

分析上述不同工况的综合结果,有下述现象:

(1)综合 1 和综合 2 的对比可以发现,考虑转角自由度信息后,第一阶共振峰处的峰值误差从 8.28 dB 降为了 0.77 dB,第三阶共振峰处的峰值误差从 17.06 dB 降为了 13.47 dB。结果表明,考虑经

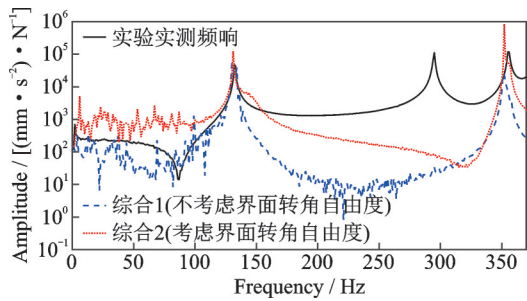
图8 $H_{ar, br}$ 不同工况下的计算结果对比Fig. 8 Comparison of calculation results under different working conditions ($H_{ar, br}$)

表6 综合1(不考虑界面转角自由度)

Tab. 6 Synthesis 1 (The rotational degrees of freedom are not considered)

模态阶次	计算峰值 频率/Hz	实测峰值 频率/Hz	频率误差/Hz (相对误差/%)	峰值误差/ dB
1	131	132	1(0.76)	8.28
2	/	289	/	/
3	352	355	3(0.85)	17.06

表7 综合2(考虑界面转角自由度)

Tab. 7 Synthesis 2 (The rotational degrees of freedom are considered)

模态阶次	计算峰值 频率/Hz	实测峰值 频率/Hz	频率误差/Hz (相对误差/%)	峰值误差/ dB
1	130	132	2(1.54)	0.77
2	/	289	/	/
3	352	355	3(0.85)	13.47

EMPC 计算得到的界面转角自由度后,可有效提高对接圆柱壳结构的混合建模精度;

(2)综合1,2均存在第二阶模态丢失问题,故需结合对接圆柱壳结构的模态分析结果进行进一步的讨论与分析;

(3)考虑转角自由度信息后,第三阶共振峰处的峰值误差有所下降,但仍存在较大误差,分析其主要原因是由于子结构实验频响在该频段质量较差导致。

3.2 误差分析

由于综合1,2均存在第二阶模态丢失问题,下面展开该问题的分析。由于混合建模对象采用两个几何尺寸完全相同的圆柱壳结构进行对接,对接后的组合结构表现出几何对称性。这种对称性使得对接后的结构模态产生了新的频率成分(289.02 Hz)。该频率成分下,连接界面存在一定的面内振动,如图9中虚线所示。这使得该阶模态受螺栓连接预紧力的影响较大。综上所述,混合建模对象的结构特殊性是导致该阶模态丢失的主要原因。

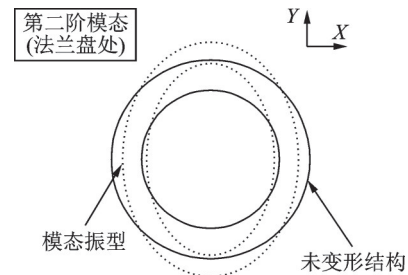


图9 第二阶模态振型示意图(法兰盘处)

Fig. 9 Schematic diagram of the second mode shape (at the flange)

4 结论

本文针对实验过程中存在的界面转角自由度缺失问题,采用界面刚性等效方法进行了近似估计。同时,采用 Jetmundsen 频域子结构法对对接圆柱壳结构进行了混合建模。对于不同工况下的混合建模结果,结合对接圆柱壳结构的模态振动特性展开分析,可得以下结论:

(1)对接圆柱壳结构保留子结构模态振动特性的同时,出现了289.02 Hz的频率成分。该频率处的结构模态振动为对接圆柱壳结构所特有的振动特性,其受连接方式的影响较大;

(2)针对对接圆柱壳结构,通过界面刚性等效方法计算得到的转角自由度信息具有较高的计算精度,可用于对接圆柱壳结构的混合建模;

(3)考虑转角自由度信息后,可有效提高对接圆柱壳结构的混合建模精度;

(4)基于 Jetmundsen 频域子结构法进行混合建模对子结构频响函数具有较高的精度要求,若子结构频响质量较差,可能会产生较大的误差。

参考文献:

- [1] 郑玲, 苏锦涛, 万鑫铭, 等. 振动子结构综合与修正方法研究综述[J]. 机械工程学报, 2019, 55(23): 120-135.
Zheng Ling, Su Jintao, Wan Xinming, et al. Research on the synthesis and modification of vibration substructure [J]. Journal of Mechanical Engineering, 2019, 55(23): 120-135.
- [2] Hou S N. Review of modal synthesis techniques and a new approach[J]. Shock and Vibration Bulletin, 1969, 40(4): 25-39.
- [3] Galdwell R L. Vibration analysis by dynamic partitioning[J]. AIAA Journal, 1969, 7(6): 1152-1154.
- [4] 邱吉宝, 张正平, 李海波, 等. 动态子结构法在航天工程中的应用研究[J]. 振动工程学报, 2015, 28(4): 510-517.
Qiu Jibao, Zhang Zhengping, Li Haibo, et al. Applications of dynamic substructure method for aerospace engi-

- neering[J]. Journal of Vibration Engineering, 2015, 28(4): 510-517.
- [5] Bishop R E D, Johnson D C. The mechanics of vibration [D]. Cambridge: Cambridge University Press, 1960.
- [6] Craig R R. A review of time-domain and frequency-domain component mode synthesis method [J]. Experimental Modal Analysis, 1987, 2(2): 59-72.
- [7] 张勇,侯之超,赵永玲. 界面自由度柔性等效与子结构频响函数综合方法[J]. 振动与冲击, 2017, 36(17): 200-205.
Zhang Yong, Hou Zhichao, Zhao Yongling. Frequency response function based sub-structuring synthesis method with flexible equivalence of interface's DOFs [J]. Journal of Vibration and Shock, 2017, 36(17): 200-205.
- [8] 董兴建,孟光. 一种转角动柔度间接测量技术及在实验模态综合法中应用[J]. 振动与冲击, 2013, 32(5): 58-61.
Dong Xingjian, Meng Guang. Indirect measurement of rotational dynamic flexibility and its applications in experimental component mode synthesis method[J]. Journal of Vibration and Shock, 2013, 32(5): 58-61.
- [9] 张勇. 面向整车 NVH 分析的频响函数子结构混合建模方法研究[D]. 北京: 清华大学, 2016.
Zhang Yong. Research on modeling methods of FRF based sub-structuring hybrid synthesis for full vehicle NVH performance [D]. Beijing: Tsinghua University, 2016.
- [10] 王威,胡于进,凌玲. 考虑连接特性的子结构频响综合方法及实现[J]. 中国机械工程, 2013, 24(10): 1385-1389.
Wang Wei, Hu Yujin, Ling Ling. Method and implementation of substructure FRF synthesis considering connection property[J]. China Mechanical Engineering, 2013, 24(10): 1385-1389.
- [11] 吴仕超,蔡国平. 考虑界面转角自由度的频域子结构法研究[J]. 振动工程学报, 2011, 24(3): 323-326.
Wu Shichao, Cai Guoping. FRF based sub-structuring technique considering rotational degrees of freedom of interface [J]. Journal of Experimental Mechanics, 2011, 24(3): 323-326.
- [12] Jetmundsen B, Bielawa R L, Flannelly W G. Generalized frequency domain substructure synthesis[J]. Journal of the American Helicopter Society, 1988, 33(1): 55-64.
- [13] 陆海秋,李德葆. 工程振动试验分析[M]. 北京: 清华大学出版社, 2015.
- [14] 傅志方,华宏星. 模态分析理论与应用[M]. 上海: 上海交通大学出版社, 2000.
- [15] De Klerk D, Rixen D J, Voormeeren S N, et al. Solving the RDoF problem in experimental dynamic sub-structuring [C]. Conference Proceedings of the Society for Experimental Mechanics Series, 2008.
- [16] 陈立群. 关于对模态概念的理解[J]. 力学与实践, 2021, 43(2): 252-255.
Chen Liqun. On the concept of modes[J]. Mechanics in Engineering, 2021, 43(2): 252-255.

Research on sub-structure hybrid modeling method based on frequency response function for butted cylindrical shell structures

LI Xu-long¹, ZHANG Zhong³, DONG Jun-hui⁴, NIU Mu-qing⁴, WEI Sha^{1,2}, CHEN Li-qun^{1,2}

(1.School of Mechanics and Engineering Science, Shanghai University, Shanghai 200444, China;

2.Shanghai Institute of Applied Mathematics and Mechanics, Shanghai 200072, China;

3.Science and Technology on Reliability and Environment Engineer Laboratory,

Beijing Institute of Structure and Environment Engineering, Beijing 100076, China;

4.School of Science, Harbin Institute of Technology, Shenzhen, Shenzhen 518055, China)

Abstract: In order to establish an accurate dynamic model of butted cylindrical shell structures and to solve the problem of lack of information of rotational degrees of freedom in the experimental model of butted cylindrical shell structures, the frequency response function based sub-structuring synthesis method is proposed. The equivalent multi-point connection method is used to approximately estimate the information of rotational degrees of freedom. Then the results are compared with the frequency response function results of the finite element method, verifying the accuracy of the method for cylindrical shell structure. At the same time, according to the different ways of obtaining the frequency response function of the substructure and the degree of freedom of the interface, the frequency response function based sub-structuring synthesis method is used for the hybrid modeling under various working conditions. Combined with the vibration characteristics of the butted cylindrical shell structure, the hybrid modeling results under different working conditions are compared and studied. Results show that the hybrid modeling accuracy of the butted cylindrical shell structure can be effectively improved by considering the information of rotational degrees of freedom of interface.

Key words: cylindrical shell structure; sub-structuring synthesis; hybrid modeling; frequency response function; rotational degree of freedom

作者简介: 李旭龙(1998—),男,硕士研究生。电话:13162080790;E-mail:lixulong@shu.edu.cn。

通讯作者: 魏 莎(1988—),女,助理研究员。电话:17721011926;E-mail:s_wei@shu.edu.cn。