

开孔三重钢管防屈曲耗能支撑有限元分析*

陈真, 褚洪民, 邓雪松, 周云
(广州大学土木工程学院, 广东 广州 510006)

摘要: 开孔式三重钢管防屈曲耗能支撑是一种性能良好的耗能减震构件, 本文介绍了开孔式三重钢管防屈曲耗能支撑的构造, 设计了10组不同开孔形式和尺寸的重钢管防屈曲耗能支撑构件, 并采用ANSYS及ABAQUS软件对其进行有限元分析, 研究不同开孔及间隙对此种防屈曲耗能支撑滞回耗能性能以及承载力的影响。研究表明: 开孔式三重钢管防屈曲支撑的滞回性能稳定、耗能能力强、屈服点发生在预设区域; 开孔形式和孔长对防屈曲支撑的性能有影响; 开孔式三重钢管防屈曲耗能支撑套箍效应明显低于不开孔三重钢管防屈曲耗能支撑; 当间隙不为0时, 芯材管开孔后支撑的承载力并没有下降。

关键词: 防屈曲耗能支撑; 三重钢管; 开孔; 耗能性能; 有限元分析

中图分类号: TU352.1 **文献标志码:** A **文章编号:** 0529-6579(2010)03-0140-06

Finite Element Analysis of Perforating Triple-Steel Tube Buckling-Restrained Brace

CHEN Zhen, CHU Hongmin, DENG Xuesong, ZHOU Yun

(Department of Civil Engineering, Guangzhou University, Guangzhou 510006, China)

Abstract: The perforating triple-steel tube buckling-restrained brace is an energy damping device with the good performance. The structure of the triple-steel tube buckling-restrained brace is introduced in this paper. In order to research the carrying capacity and hysteretic energy performance of the perforating triple-steel tube buckling-restrained brace for different perforating types and gaps, ten different perforating types and sizes are designed to carry out a FEM analysis with softwares ANSYS and ABAQUS. The perforating triple-steel tube buckling-restrained brace shows a stable hysteretic function and higher energy dissipation capacity, with the yielding point in the setting area. The perforating form and size influence the functions of the perforating triple-steel tube buckling-restrained brace. The "confinement" effect of perforating triple-steel tube buckling-restrained brace is significantly lower than that of traditional triple-steel tube buckling-restrained brace. The carrying capacity of BRB does not reduce when the gap is not zero.

Key words: buckling-restrained brace; triple-steel; perforation; hysteretic capacity; finite element analysis

三重钢管防屈曲耗能支撑是一种性能良好的耗能减震构件^[1-3], 这种防屈曲支撑由于仅由钢管组成, 不涉及混凝土等其他约束材料, 因而具有加工简便、性能稳定、自重轻等特点而具有广泛的应用

前景。三重钢管防屈曲耗能支撑是由日本的萩野谷学等研制首先提出^[4]。此后, 竹板和成等人根据三重钢管防屈曲耗能支撑的反复加载试验结果进行关于承载力提高率以及塑性变形能力等方面的研

* 收稿日期: 2009-08-03

基金项目: 广东省自然科学基金团队资助项目(8351009101000001); 广东省自然科学基金资助项目(06021581); 广东省科技计划基金资助项目(2007B030401010); 广州市属高校科技计划重点基金资助项目(62020); 城市与工程安全减灾省部共建教育部重点实验室开发基金资助项目; 北京市重点实验室开放基金项目。

作者简介: 陈真(1983年生), 男, 硕士研究生; 通讯作者: 周云; E-mail: zhydxs@163.com

究,并用 ABAQUS 进行有限元分析^[5]。松岛直树等为进一步确认三重钢管防屈曲耗能支撑的力学特性以及轴力管局部屈曲后内外钢管的约束作用,进行了大尺寸构件的轴向反复加载试验^[6]。萩野谷学等根据试验结果对三重钢管支撑的承载力提高率、塑性变形能力、滞回耗能能力以及等价阻尼系数等力学性能进行了研究^[7]。KOETAKA 等^[8]对三重钢管防屈曲耗能支撑的连接刚度和防止支撑发生平面外屈曲进行了研究,结果表明,连接刚度对防屈曲耗能支撑防止平面外屈曲的设计准则非常有用。邓雪松等^[9]采用 Ansys 软件对三重钢管防屈曲耗能支撑进行了有限元分析。周云等针对防屈曲耗能支撑端部容易破坏和缺乏低屈服点钢的情况,提出“核芯单元局部削弱相当于其它部分加强”的新型防屈曲耗能支撑设计思想,并给出“开孔式”和“开槽式”两种新型防屈曲耗能支撑方案,利用在芯材管上开孔或开槽的方法实现屈服部分和非屈服部分的分工^[10]。

本文设计了开孔式三重钢管防屈曲耗能支撑,并利用 ANSYS 及 ABAQUS 软件对其性能进行了数值分析,研究不同开孔形式和孔长对开孔三重钢管

耗能性能及承载力的影响。

1 开孔三重钢管防屈曲支撑的设计

本文根据周云提出的“核芯单元局部削弱相当于其它部分加强”的新型防屈曲耗能支撑设计思想设计了芯材管开孔形式和开孔大小不同的开孔三重钢管防屈曲耗能支撑,其构造图如图 1 所示,其中芯材管的长度为 500 mm,内外约束钢管的长度为 460 mm。此外为增加对比效果,增设 BRBK-5 代表不开孔无间隙时的支撑,分析开孔前后支撑的性能差异。表 1 给出了试件的各项几何参数,芯材管的外径为 20 mm,厚度为 2 mm,为防止防屈曲耗能支撑在加载过程中发生整体屈曲,内外套管的厚度均为 2 mm,芯材管采用 Q235 级钢材,内外套管均采用 Q345 级钢材,BRBK-1~BRBK-8 的芯材管与内外套管的空隙均为 0 mm,为分析间隙对支撑承载力的影响,设计了 BRBK-9 和 BRBK-10,分别代表不开孔但间隙为 0.5 mm 的支撑和开长条形孔且间隙为 0.5 mm 的支撑,其芯材管尺寸分别与 BRBK-5 和 BRBK-1 的相同。

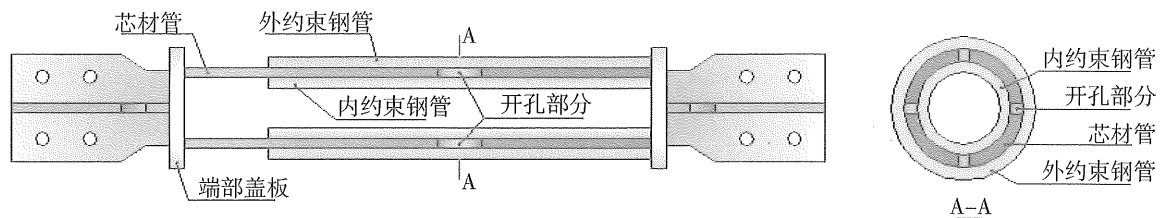


图 1 开孔三重钢管防屈曲耗能支撑构造示意图

Fig. 1 The structure of perforating triple-steel tube BRB

表 1 芯材管设计参数¹⁾

Table 1 Design parameters of the core tube

模型编号	开孔形式	参数/mm	孔所在位置/mm
BRBK-1	长条孔	$R=2, L=6$	$Z=280$
BRBK-2	圆孔	$R=2$	$Z=280$
BRBK-3	椭圆孔	$a=4, b=2$	$Z=280$
BRBK-4	双排长条孔	$R=2, L=6$	$Z_1=200, Z_2=300$
BRBK-5	—	—	—
BRBK-6	长条孔	$R=2, L=20$	$Z=280$
BRBK-7	长条孔	$R=2, L=50$	$Z=280$
BRBK-8	长条孔	$R=2, L=80$	$Z=280$

1) R 为开孔半径, L 为孔长, Z 为芯材管端部到孔中心的距离; BRBK-5 代表不开孔无间隙时的支撑。

2 三重钢管防屈曲耗能支撑模型的建立

2.1 ANSYS 模型的建立

钢材均用 SOLID45 单元模拟,此单元是一种八节点三维实体单元,每个节点有三个自由度,可以支持材料塑性、徐变、应力刚化、大应变和大变形^[11]。内核构件在做滞回分析时采用经典双线性随动强化材料模型,钢材的弹性模量取 $E=206 \times 10^3 \text{ MPa}$,泊松比 $\nu=0.3$,切线模量 $E_t=0.02E$ 。芯材管与约束钢管之间设有接触对,采用面面接触来模拟内核与套管之间的接触,用 Target170 单元定义目标面,Conta173 单元定义接触面。在划分网格时,孔周围采用四面体自由网格划分,其它地方采用六面体扫掠网格划分。由于在实际中支撑端部采

用高强螺栓连接,因此在分析时对支撑一端采用固接约束,另外一端约束住径向,轴向加载,加载制度采用美国《钢结构建筑抗震设计规定》(ANSI/AISC341-05)所建议的加载历程,采用位移控制^[12],但采用多周循环反复加载耗时长且占用空间大,因此,本文采用单周加载制度。

2.2 ABAQUS 模型的建立

钢材采用 8 节点六面体线性减缩积分单元 (C3D8R)^[13],该单元适合弹塑性分析和接触分析。钢材的本构模型采用双线性随动强化模型 (Kinematic),包辛格效应 (Bauschinger effect) 已被考虑,在循环荷载作用下,无刚度退化。钢材的弹性模量、切线模量、泊松比、网格划分方法及边界条件同 ANSYS 模型。芯材管与约束钢管之间设有接触对,接触对由主面 (master surface) 和从面

(slave surface) 构成,本文选凸面为主面,凹面为从面。接触属性中的接触面法向作用采用默认的“硬接触” (hard contact),假设钢管与钢管之间无摩擦,所以接触面的切向作用采用默认值,默认的摩擦系数为零,即无摩擦。为更好地模拟支撑端部的实际情况,在支撑两端各设置一刚性板,支撑端部与刚性板间采用绑定约束 (tie),边界条件和荷载均加在刚性板的参考点上。采用 ABAQUS/Standard 通用分析模块进行分析。

3 计算结果分析

3.1 滞回耗能性能分析

图 2 为 ANSYS 和 ABAQUS 软件模拟的支撑的滞回曲线 (受压为正,受拉为负),从图中可看出:

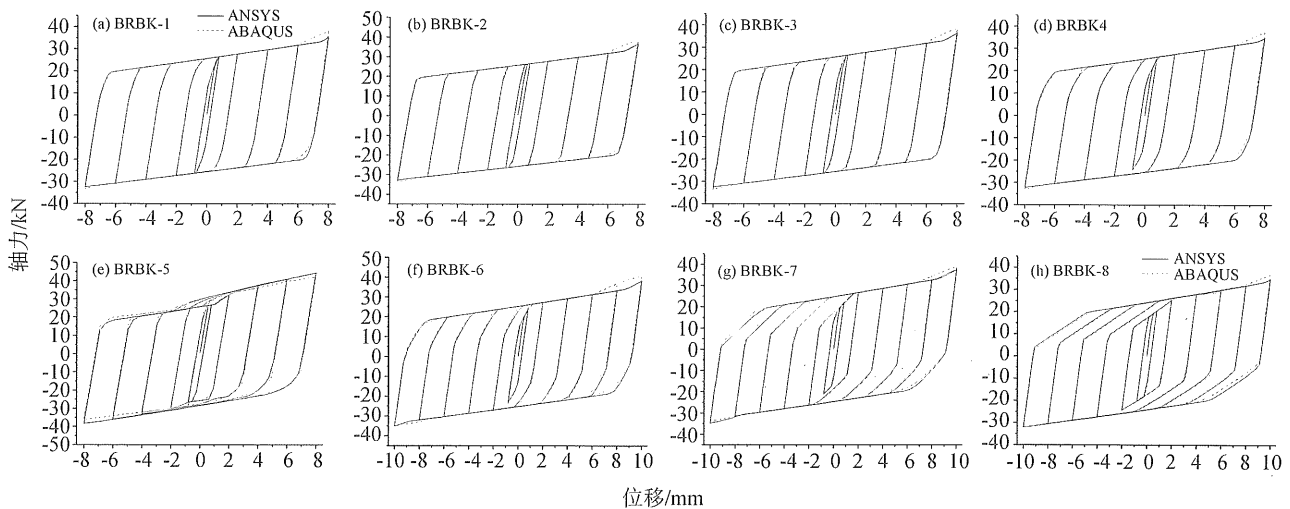


图 2 支撑的滞回曲线

Fig. 2 Hysteretic curve of BRB

1) 两种软件模拟的结果吻合得很好,其最大压力值用 ABAQUS 模拟的结果比用 ANSYS 模拟的略大, BRBK-5 则相反,两者相差小于 8%。两种软件计算结果的差异是因为两者对网格的划分方法不一样,所画的网格也不尽相同;另外两种软件选择接触面的方法不一样也是造成差异的原因之一。

2) 三重钢管防屈曲耗能支撑在加载过程中,滞回曲线稳定、饱满,表现出较好的耗能能力。

3) 这 8 种支撑在第 9 和第 10 圈受压时都有套箍效应,这是因为钢管与钢管之间的间隙为 0 mm 的缘故,芯材钢受压膨胀挤压内外钢管而产生摩擦力使支撑的压力大于实际的压力;不开孔模型 BRBK-5 在加载初期由于套箍效应,滞回曲线产

生了一些明显的跳动现象,说明此时外套管已开始约束芯材管发挥作用;开孔后支撑的套箍效应减轻,仅在加压力荷载至 6 mm 以后才稍有表现;由于套箍效应,滞回曲线图第 5 圈 (BRBK-7 和 BRBK-8 为第 6 圈) 的最大压力稍大于最大拉力,例如 BRBK-2 (图 2 (b)),用 ANSYS 模拟的最大压力为 36.586 kN,最大拉力为 32.698 kN,两者相差 10.63%;用 ABAQUS 模拟的最大压力为 38.5 kN,最大拉力为 33.6 kN,两者相差 12.73%。

根据我国《建筑抗震试验方法规程》(JGJ101-96)^[14]中对钢结构等构件及节点抗震性能试验和低周反复荷载作用下的抗震性能试验的规定,各支撑的耗能系数如表 2 所示。从表中可以看出:

1) 两种软件所得出的结果相差不大,在 1.48%~6.67% 之间,其中 ABAQUS 所得的值比 ANSYS 偏小。

2) 开孔与不开孔的支撑耗能系数均较大(2.38 以上),开孔后支撑的耗能系数均大于不开孔的耗能系数,其相差值在 5.8%~10.6% 之间。

3) 孔宽一定时,增加孔长能够有效缓解无间隙支撑受压时的套箍效应,提高支撑的滞回耗能性能,如长条孔支撑 BRBK-1 的孔长为 6 mm,耗能系数为 2.79;双排孔支撑 BRBK-4 的总孔长为 12 mm,耗能系数为 2.78;BRBK-6 的孔长为 20 mm,耗能系数为 2.82。

4) 开孔的形式不同其耗能系数也不同,如圆孔与椭圆孔支撑 BRBK-2 和 BRBK-3 的耗能系数为 2.75,长条孔支撑 BRBK-1 为 2.79。这是因为孔宽一定时不同形式的孔沿芯材管的径向长度不同,其中圆孔最短,其次到椭圆孔,再到长条形孔。

5) 对比 BRBK-1、BRBK-6、BRBK-7 和 BRBK-8 不同孔长支撑的耗能系数可看出,支撑的耗能系数并不是随着孔长的增大而增大,当孔长超过 20 mm 后,其耗能系数随着孔长的增大而减小,这是因为适当的孔长可减小支撑受压时产生的套箍效应,提高支撑的耗能系数,但是当孔长过大,根据公式(1)可知^[15],孔宽和轴力 F 一定时,受拉压屈服后开孔部分的伸长量 ΔL 与孔长 L 成正比关系,孔长 L 越大,伸长量 ΔL 越大,使弹性阶段和塑性阶段曲线有明显的过渡段,如图 2(g) 和图 2(h) 所示,使滞回曲线的外包面积减小,从而导致支撑的耗能系数减小,如支撑 BRBK-7 和 BRBK-8。

$$\Delta L = FL/E_1A \quad (1)$$

式中, ΔL 为开孔部分的伸长量, F 为轴力; L 为开孔长度; E_1 为钢材的切线模量; A 为芯材管开孔部分的净截面积。

表 2 各型号支撑耗能系数

Table 2 Energy dissipation coefficients of different models

模型编号	BRBK-1	BRBK-2	BRBK-3	BRBK-4	BRBK-5	BRBK-6	BRBK-7	BRBK-8
ANSYS	2.79	2.75	2.75	2.78	2.55	2.82	2.73	2.70
ABAQUS	2.64	2.63	2.64	2.65	2.38	2.65	2.67	2.66
相差/%	5.38	4.36	4.00	4.68	6.67	6.03	2.20	1.48

3.2 承载力分析

图 3 为轴向压力作用下不同开孔形式的芯材管开孔部分受压屈服时的应力云图,从图中可观察到 3 种不同开孔形式的芯材管都是首先在开孔中部沿横截面方向发生屈服,屈服点发生在预测区域,且长条孔发生屈服的区域大于圆孔和椭圆孔。

图 4 为轴向加压 10 mm 时不同开孔形式下支撑的荷载-位移曲线,从图中可以看出:

1) 芯材管开孔后使支撑提前屈服,开孔支撑受压至 19kN 左右时就开始发生屈服,而不开孔支撑 BRBK-5 受压达到 26 kN 左右才开始发生屈服。

2) BRBK-(1-8) 与 BRBK-9 和 BRBK-10 对比可看出间隙为 0 mm 的支撑都存在明显的套箍效应;间隙为 0 mm 的支撑其芯材管开孔后能够降低套箍效应,当加压位移达到 10 mm 时,不开孔支撑 BRBK-5 的所受压力达到 44.7 kN,而开孔支撑 BRBK-8 的压力为 39.2kN,下降 12.3%。与 BRBK-5 的芯材管尺寸相同,且同为不开孔支撑 BRBK-9,因芯材单元与约束单元之间留有 0.5 mm 的间隙,减轻芯材单元向约束单元传递轴力,

位移加载至 10 mm 时,BRBK-9 所受压力为 35.9 kN,相对 BRBK-5 下降了 19.7%。

3) 对比 BRBK-9 与 BRBK-10,说明芯材单元与约束单元之间留有间隙的支撑其芯材管合理开孔后并没有降低支撑的承载力。

4) 开孔三重钢管防屈曲耗能支撑的轴力-位移曲线可分为 3 个阶段即弹性阶段、弹塑性阶段和塑性阶段,在实际应用时通过合理设计,便可以使支撑在小震时在弹性阶段工作,中震时支撑在弹塑性阶段工作,大震时在塑性阶段工作,分别对应建筑抗震设防中“小震不坏、中震可修、大震不倒”的要求。

5) BRBK-5 支撑加载至 0.63 mm 时,部分截面开始发生屈服,如图 5 所示,加载至 0.73 mm 时,发生芯材管的全截面屈服;支撑 BRBK-1 在位移加载至 0.43 mm 时芯材管开孔周围先开始发生屈服,如图 6 所示,随着荷载的增加,屈服面积逐渐扩展,此时即可以利用先屈服的部分来达到耗散地震输入能量的效果,相当于降低了钢材的屈服点,支撑加载至 0.97 mm 时开始发生全截面屈服,

在加载至 8 mm 时芯材管的受力情况如图 7 所示, 从图中可以看出, 支撑均达到了全截面屈服, 从而能有效地耗散能量, 且支撑在端部虽然也发生了屈服但并没有发生局部屈曲, 只是在所开孔周围发生了局部应力集中的现象。支撑 BRBK-2、3 的变化规律与 BRBK-1 相似; 对于 BRBK-4 支撑, 加载至 0.45 mm 时在两长条孔周围先发生屈服, 加载至 1.31 mm 时接近于全截面屈服。

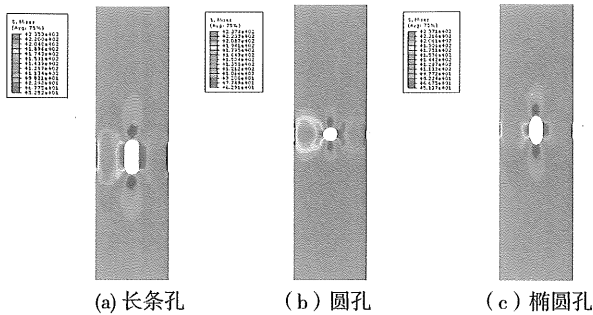


图 3 不同开孔形式受压应力云图

Fig. 3 Compression stress nephogram of different kinds of perforations

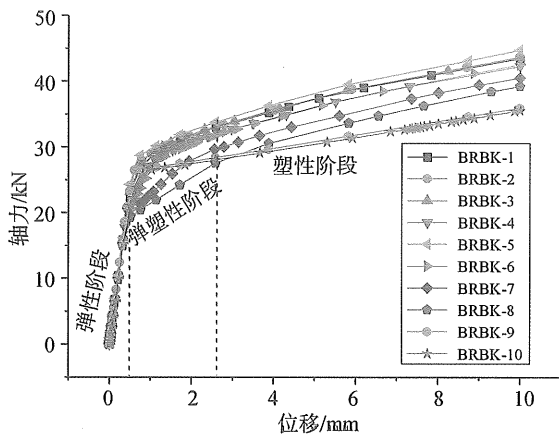


图 4 不同支撑模型的荷载 - 位移曲线

Fig. 4 Load-displacement curves of different models

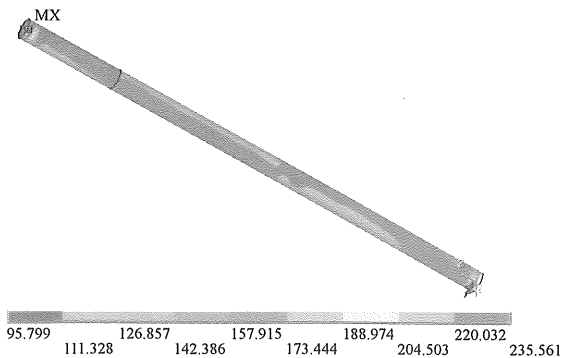


图 5 芯材管部分截面发生屈服

Fig. 5 Yielding in part of the sections

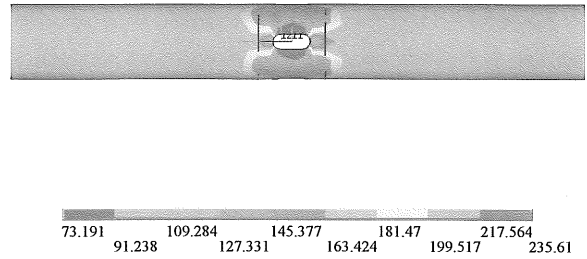


图 6 芯材管开孔周围截面发生屈服

Fig. 6 Yielding around the perforation

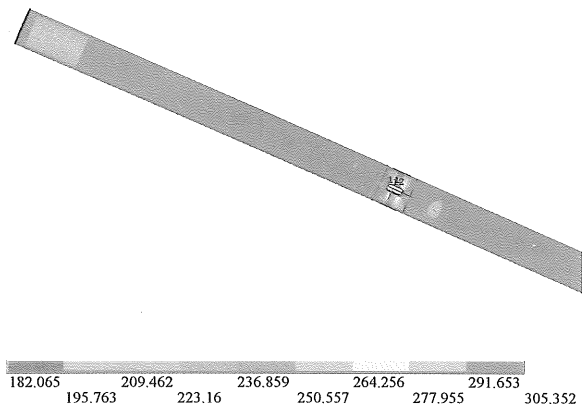


图 7 BRBK-1 支撑受力情况

Fig. 7 Stress of BRBK-1

4 结 论

本文通过对不同开孔形式的开孔三重钢管防屈曲耗能支撑进行分析, 得出以下结论:

- 1) 三重钢管防屈曲耗能支撑的力 - 位移滞回曲线稳定、饱满, 具有稳定的耗能能力;
- 2) 芯材管开孔后, 屈服现象首先出现在开孔周围, 可以提前进入耗能状态, 相当于降低了钢材的屈服点, 解决了目前缺乏制作防屈曲耗能支撑所需的低屈服点钢的问题;
- 3) 芯材管开长条形孔对开孔三重钢管防屈曲耗能支撑耗能最为有利, 但并不是开孔越长支撑耗能效果越好, 对于本模型而言, 开孔长度为 20 mm 时, 耗能系数最大, 超过 20 mm 后, 支撑耗能系数随开孔长度的增加呈下降趋势;
- 4) 核芯单元与约束单元之间的间隙为 0 mm 时受压容易产生套箍效应, 虽然芯材管开孔后能降低支撑受压时产生的套箍效应, 但依然存在明显的套箍效应, 而间隙 0.5 mm 时, 可解决上述问题, 因此, 建议钢管与钢管之间留间隙;
- 5) 芯材单元与约束单元之间存在间隙时, 芯材管合理开孔后并没有降低支撑的承载力。

参考文献:

- [1] 汪家铭, 中岛正爱, 陆焯. 屈曲约束支撑体系的应用与研究进展(1) [J]. 建筑钢结构进展, 2005, 7 (1): 1-12.
- [2] 周云. 防屈曲耗能支撑结构设计与应用 [M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2007.
- [3] 周云, 邓雪松, 杨叶斌, 等. 防屈曲耗能减震支撑研究应用与标准化 [J]. 钢结构, 2009 (增刊): 612-618.
- [4] 萩野谷学, 長尾直治, 田口孝, 等. 三重鋼管座屈拘束ブレースの耐震性能に関する研究 [C]//日本建築学会大会学術講演梗概集. 近畿, 2005.
- [5] 竹板和成, 長尾直治, 田口孝, 等. 三重鋼管座屈拘束ブレースの耐震性能に関する研究(その2 実験結果の考察と有限要素法解析) [C]//日本建築学会. 日本建築学会大会学術講演梗概集. 近畿, 2005.
- [6] 松嶋直樹, 長尾直治, 田口孝, 等. 三重鋼管座屈拘束制震ブレースの耐震性能に関する研究(その3 実大要素実験の実験概要と実験結果) [C]//日本建築学会大会学術講演梗概集. 近畿, 2006.
- [7] 萩野谷学, 長尾直治, 神谷隆, 等. 三重鋼管座屈拘束制震ブレースの耐震性能に関する研究(その4 実大要素実験の考察) [C]//日本建築学会大会学術講演梗概集, 近畿, 2006.
- [8] KOETAKA Yuji, KINOSHITA Tomohiro, INOUE Kazuo, et al. Criteria of buckling-restrained braces to prevent out-of-plane buckling [C]//The 14th World Conference on Earthquake Engineering. Beijing, 2008.
- [9] 邓雪松, 褚洪民, 钱洪涛, 等. 三重钢管防屈曲耗能支撑性能的有限元模拟分析 [J]. 华中科技大学学报: 城市科学版, 2008, 25 (3): 99-103.
- [10] 周云, 钱洪涛, 褚洪民, 等. 新型防屈曲耗能支撑设计原理与性能研究 [J]. 土木工程学报, 2009, 42 (4): 64-71.
- [11] 任重. ANSYS 实用分析指南 [M]. 北京: 北京大学出版社, 2003.
- [12] ANSI/SISC 345-05. Seismic provisions for structural steel buildings [S]. American Institute of Steel Construction, Inc. 2005: 84-87.
- [13] 石亦平, 周玉蓉. ABAQUS 有限元分析实例详解 [M]. 北京: 机械工业出版社, 2006: 51-58.
- [14] JGJ101-96. 建筑抗震试验方法规程 [M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 1997.
- [15] 孙训方, 方孝淑, 关来泰. 材料力学 [M]. 北京: 高等教育出版社, 2006.
- [10] WAGNER T. Late Cretaceous to early Quaternary organic sedimentation in the eastern Equatorial Atlantic [J]. Palaeogeography, Palaeoclimatology, Palaeoecology, 2002, 179: 113-147.
- [11] 郭建军, 陈践发, 朱忠云, 等. 柴窝堡凹陷达坂城次凹上二叠统烃源岩的地球化学特征及勘探方向 [J]. 沉积学报, 2006, 24(3): 446-455.
- [12] ESPITALIÉ J G, DEROO G AND MARQUIS F. La pyrolyse Rock-Eval et ses applications [J]. Revue de l'Institut Français du Pétrole, 1985, 40: 563-579 and 755-784.
- [13] LANGFORD F F, BLANC-VALLERON M-M. Interpreting Rock-Eval pyrolysis data using graphs of pyrolyzable hydrocarbons vs. total organic carbon [J]. The American Association of Petroleum Geologists Bulletin, 1990, 74(6): 799-804.
- [14] SABEL M, BECHTEL A, PÜTTMANN W, et al. Palaeoenvironment of the Eocene Eckfeld Maar lake (Germany): implications from geochemical analysis of the oil shale sequence [J]. Organic Geochemistry, 2005, 36: 873-891.
- [15] STEFANOVA M, IVANOV D, YANEVA N, et al. Palaeoenvironment assessment of Pliocene Lom lignite (Bulgaria) from bitumen analysis and preparative off line thermochemolysis [J]. Organic Geochemistry, 2008, 39: 1589-1605.
- [16] 陈亮, 刘春莲, 庄畅, 等. 三水盆地下古近系湖相沉积的稀土元素地球化学特征及其古气候意义 [J]. 沉积学报, 2009, 27(4): 573-580.
- [17] 谢叶彩, 刘春莲, 商建林, 等. 三水盆地古近纪早期微体生物群及其古环境意义 [J]. 中山大学学报: 自然科学版, 2008, 47(2): 114-117.
- [18] DEMAISON G J, MOORE G T. Anoxic environments and oil source bed genesis [J]. The American Association of Petroleum Geologists Bulletin, 1980, 64: 1179-1209.

(上接第126页)