

梭形双重约束防屈曲支撑的整体 稳定性设计方法

史俊^{1,2}, 徐略勤², 金双双², 贺洪滔², 周建庭², 柳杨青²

(1. 宁波工程学院 全省深海基础智能建造与运维重点实验室, 宁波 315211; 2. 重庆交通大学 山区桥梁及隧道工程国家重点实验室, 重庆 400074)

摘要:为研究新型梭形双重约束防屈曲支撑(SDR-BRB)的整体稳定性能及其设计方法,首先,采用平衡法推导了两端铰接的 SDR-BRB 弹性屈曲荷载和约束比计算公式;然后,考虑构件整体初始几何缺陷的影响,构建了 SDR-BRB 侧向变形和弯矩分布函数,并基于外围构件截面边缘纤维屈服准则,得到了 SDR-BRB 3 类约束比限值计算公式;在此基础上,建立了经试验验证的 ABAQUS 有限元模型,分别对其单调加载下的承载性能和往复加载下的滞回性能进行了弹塑性有限元数值分析;最后,结合理论推导与数值分析,提出了基于约束比限值的 SDR-BRB 整体稳定性的设计方法。结果表明:约束比对 SDR-BRB 的整体稳定性能、弹塑性承载性能和滞回性能影响显著;基于 3 类约束比限值,SDR-BRB 可分为延迟屈曲构件、承载型 BRB 和耗能型 BRB;本文提出的设计方法可准确预测 SDR-BRB 承载性能与滞回性能的屈曲行为,并具有良好的适用性,可将其作为 SDR-BRB 整体稳定设计的准则。

关键词:结构加固;梭形双重约束防屈曲支撑;整体稳定性;约束比限值;承载性能;滞回性能

中图分类号:U442.5 **文献标志码:**A **文章编号:**1671-5497(2025)11-3521-13

DOI:10.13229/j.cnki.jdxbgxb.20240417

Global stability design method of shuttle-shaped double-restrained buckling-restrained brace

SHI Jun^{1,2}, XU Lue-qin², JIN Shuang-shuang², HE Hong-tao², ZHOU Jian-ting², LIU Yang-qing²

(1. Zhejiang Key Laboratory of Intelligent Construction and Operation & Maintenance for Deep-Sea Foundations, Ningbo University of Technology, Ningbo 315211, China; 2. State Key Laboratory of Mountain Bridge and Tunnel Engineering, Chongqing Jiaotong University, Chongqing 400074, China)

Abstract: To study the global stability and design method of a novel shuttle-shaped double-restrained buckling-restrained brace (SDR-BRB), this article first uses the equilibrium method to derive the calculation formula for the elastic buckling load and the restraining ratio of SDR-BRB with hinged ends. Then, the distribution function of lateral deformation and bending moment of SDR-BRB is constructed

收稿日期: 2024-04-17.

基金项目: 广西重点研发计划(桂科 AB22036007); 重庆市技术创新与应用发展专项重点项目(CSTB2022TIAD-KPX0205); 中国中铁重大课题(2022-重大-11); 宁波工程学院科研启动项目(ZX2025000122).

作者简介: 史俊(1994-), 男, 博士研究生. 研究方向: 桥梁抗震与减隔震. E-mail: shijuncqjtu@163.com

通信作者: 周建庭(1972-), 男, 教授、博士. 研究方向: 桥梁性能评估与加固. E-mail: jtzhou@cqjtu.edu.cn

considering the influence of global initial geometric imperfections, and based on the yielding criteria of the outmost fiber for the restraining member section, the calculation formula of the three types of the restraining ratio requirement of SDR-BRB is obtained. On this basis, the ABAQUS finite element model verified by experiments is established, and the elastic-plastic finite element numerical analysis of its load-carrying capacity under monotonic loading and hysteretic performance under cyclic loading is carried out respectively. Finally, the global stability design method of SDR-BRB based on the restraining ratio requirement is proposed. The results show that the restraining ratio has a significant effect on the global stability, load-carrying capacity, and hysteretic performance of SDR-BRB. Based on the three types of the restraining ratio requirement, SDR-BRB can be divided into delayed buckling member, load-carrying BRB, and energy-consuming BRB. The design method proposed in this article can accurately predict the buckling behavior of the load-carrying capacity and hysteretic performance of SDR-BRB, and has good applicability, which can be used as the global stability design criterion of SDR-BRB.

Key words: structural reinforcement; shuttle-shaped double-restrained buckling-restrained brace; global stability; restraining ratio requirement; load-carrying capacity; hysteretic performance

0 引言

普通钢支撑在受压状态下易发生屈曲失稳,导致支撑的刚度和承载力急剧下降,显著降低结构的延性。防屈曲支撑(Buckling-restrained brace, BRB)通过在内核构件的外围设置约束构件来抑制其受压屈曲,在小震作用下提供稳定的抗侧刚度和承载能力,在中震或大震作用下先于主体结构屈服并耗散地震输入能量,显著提高结构的抗震韧性^[1,2]。由于BRB具有良好的力学性能和可观的经济效益,目前已成为最具吸引力的耗能装置之一,在美国、日本、新西兰和中国等地震频发国家取得了大量的工程实践^[3-5]。

近年来,随着工程建设对BRB多样化需求的增加,BRB应用范围不断扩展,逐步趋于轻量化、超长尺寸和复杂功能的方向发展^[6,7]。由于传统BRB一般采用等截面型式,其截面不够展开,约束效率较低,用于超长BRB中易出现截面尺寸和自重过大以及屈曲失稳等问题。为解决上述问题,本文提出一种新型轻量化梭形双重约束防屈曲支撑^[8](SDR-BRB),SDR-BRB内核构件采用等截面圆钢管,端部通过焊接加劲肋板和加劲环板进行加强,外围约束构件由外约束筒、侧向钢板和外钢套筒组成。SDR-BRB通过传统全钢型BRB外部增加梭形钢管形成双重约束作用,不仅可以有效提升整体抗弯刚度和约束性能,而且采用梭形钢管替代典型的圆形钢管可以显著降低构件重量和初始挠度,特别适用于超长BRB的设计。

整体稳定控制是保证SDR-BRB有效发挥工作性能的关键。目前,国内外学者对BRB整体稳定性研究已较为深入,相关设计理论主要有2种:一种是强度-刚度法,另一种是约束比法。前者如Inoue等^[9,10]研究成果,该方法明确了BRB整体稳定与外围约束强度和刚度的相关性,但未考虑内核初始挠度和间隙等因素的影响,无法准确反映BRB整体失稳破坏机理;后者以Fujimoto等^[11]研究成果为典型代表,通过限制BRB约束比不低于某一特定值进行设计,由于该方法概念清晰,计算简便,至今仍被广泛使用,如Kimura等^[12]、Tada等^[13]、Zhou等^[14]对各类型BRB约束比限值进行了研究。然而,对于不同截面组成和连接型式的BRB,约束比限值的规定也不尽相同,虽然约束比法难以确定各类型BRB统一的下限值,但在工程初步设计阶段,该方法仍可为BRB设计参数选取提供可靠的依据。采用约束比法设计SDR-BRB时,若约束比设计不当,可能会使SDR-BRB因刚度不足而提前失效,导致支撑不能达到预期的作用,但过于保守的设计又会徒增材料用量,无法使经济效益最大化,因此,合理的约束比设计至关重要。此外,由于SDR-BRB独特的构造特点与受力机制,使得外围约束构件的受力行为与传统等截面型式BRB相比有较大区别,传统BRB约束比限值公式已不再适用。为推动SDR-BRB的实际应用,亟须研究其整体失稳破坏机理并建立相应的设计方法。

鉴于此,本文对两端铰接的SDR-BRB受力特点与破坏机理进行理论推导和数值研究,以外

围构件截面边缘纤维屈服为弹性极限准则,建立 SDR-BRB 3 类约束比限值计算公式,通过大量弹塑性有限元分析进行数值验证,并提出 SDR-BRB 整体稳定性设计方法,以期为该类型新型 BRB 的实际应用提供设计参考。

1 SDR-BRB 约束比限值理论推导

1.1 弹性屈曲荷载理论推导

SDR-BRB 内核构件如图 1 所示。约束比定义为外围约束构件弹性屈曲荷载与内核构件全截面屈服荷载的比值,反映了外围约束构件对内核侧向变形的约束能力,目标是保证 SDR-BRB 不发生整体屈曲。因此,建立弹性屈曲荷载的计算公式是研究 SDR-BRB 整体稳定性设计方法的基础。SDR-BRB 弹性屈曲荷载的理论推导基于以下几点假设:①忽略内核构件和外围约束构件之间的摩擦力;②内核构件和外围约束构件的侧向位移相同,而纵向位移相互独立;③内核构件和外

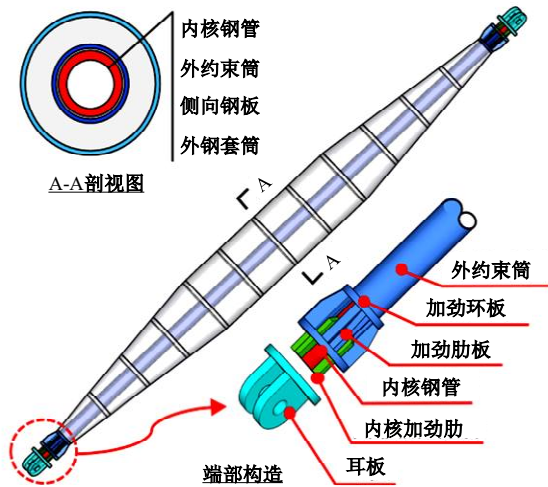


图 1 梭形双重约束防屈曲支撑示意图

Fig. 1 Schematic diagram of a SDR-BRB

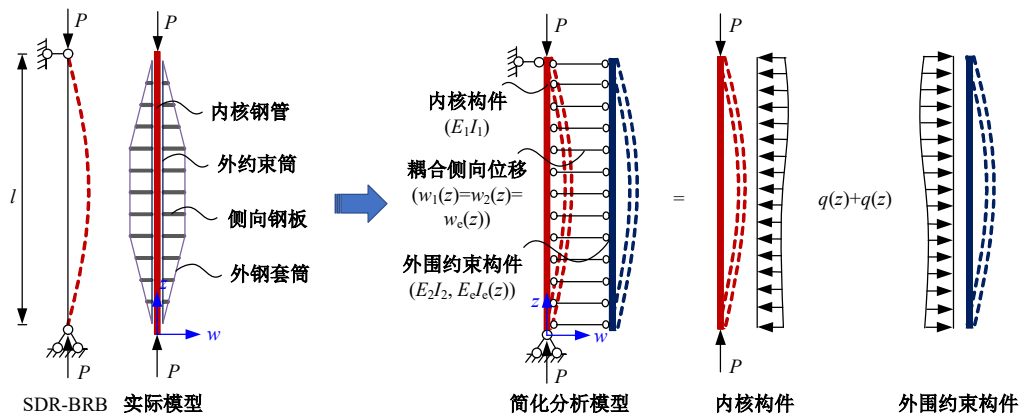


图 2 SDR-BRB 弹性屈曲荷载理论推导示意图

Fig. 2 Theoretical derivation of the elastic buckling load of SDR-BRB

围约束构件的长度相同,忽略内核外伸段的长度。

如图 2 所示,采用平衡法推导两端铰接的 SDR-BRB 弹性屈曲荷载。对于内核构件,除承受轴向荷载 P 外,还承受侧向分布荷载 $q(z)$,而外围约束构件不承受轴向荷载 P ,因此,内核构件、外围约束构件以及整体构件在 z 截面的弯矩平衡方程分别为:

$$\begin{cases} Pw_1 + \int_0^z q(t)(z-t)dt = -E_1 I_1 \frac{d^2 w_1}{dz^2} \\ -\int_0^z q(t)(z-t)dt = -E_2 I_2 \frac{d^2 w_2}{dz^2} - E_e I_e(z) \frac{d^2 w_e}{dz^2} \\ (E_1 I_1 + E_2 I_2 + E_e I_e(z)) \frac{d^2 w}{dz^2} + Pw = 0 \end{cases} \quad (1)$$

通过求解整体构件的弯矩平衡方程,可得到 SDR-BRB 弹性屈曲荷载为:

$$P_{cr} = \frac{\pi^2 (E_1 I_1 + E_2 I_2 + E_e I_e(z))}{l^2} \quad (2)$$

式中: $E_1 I_1$ 、 $E_2 I_2$ 和 $E_e I_e(z)$ 分别为内核构件、外约束筒和外钢套筒的抗弯刚度;其中, $E_1 I_1$ 和 $E_2 I_2$ 均为常数,而 $E_e I_e(z)$ 是关于纵坐标 z 的函数,需要单独求解。

外钢套筒包含中部等截面和端部变截面两部分,中部等截面部分的平衡微分方程为:

$$E_e I_{e2} \frac{d^2 w_{e1}(z)}{dz^2} + P_e w_{e1}(z) = 0 \quad (3)$$

端部变截面部分的平衡微分方程为:

$$E_e I_e(z) \frac{d^2 w_{e2}(z)}{dz^2} + P_e w_{e2}(z) = 0 \quad (4)$$

式(4)为变系数微分方程,基于 Bessel 函数可得外钢套筒的弹性屈曲荷载为:

$$P_e = \frac{K E_e I_{e2}}{l^2} \quad (5)$$

式中: $E_e I_{e2}$ 为外钢套筒中部等截面的抗弯刚度, $I_{e2} = \pi t_e (l'_0 + (l - l_1)/2)^3 \tan^3 \alpha$, t_e 和 α 分别为外钢套筒的壁厚和梭形角度的一半; K 为外钢套筒的稳定系数。

$$K = \frac{4\gamma^2 U^2}{(l'_0 + (l - l_1)/2)(1 + \gamma)^2 (1 - \lambda)^2} \quad (6)$$

式中: γ 为外钢套筒的楔率, $\gamma = (d_{e2} - d_{e1})/d_{e1}$, d_{e1} 和 d_{e2} 分别为端部变截面和中部等截面的外径; λ 为外钢套筒的长度比, $\lambda = l_1/l$, l_1 和 l 分别为中部等截面和全截面的长度; l'_0 为端部变截面与其相交点的垂直距离; U 为导出方程的根, $U^2 = P_e/E_e \pi t_e \tan^3 \alpha$ 。

将式(5)代入式(2),可得:

$$P_{cr} = \frac{\pi^2 (E_1 I_1 + E_2 I_2 + K E_e I_{e2})}{l^2} \quad (7)$$

由于内核构件进入全截面屈服后刚度会发生退化,因此可以忽略内核构件对 SDR-BRB 整体抗弯刚度的贡献,则 SDR-BRB 约束比的计算公式为:

$$\zeta = \frac{P_{cr}}{P_y} = \frac{\pi^2 (E_2 I_2 + K E_e I_{e2})}{l^2 f_{y,c} A_1} \quad (8)$$

式中: P_y , $f_{y,c}$ 和 A_1 分别为内核构件的全截面屈服荷载、屈服强度和横截面面积。

1.2 外围约束跨中最大弯矩

外围约束构件只对内核构件提供侧向支承,并不直接承受轴力,其本质上是受弯构件,因此抗弯承载力是外围约束构件设计的控制因素。对于

全钢型 SDR-BRB,以外围约束构件截面边缘纤维屈服为弹性极限准则,进而可推导外围约束构件跨中最大弯矩 $M_{\max}$ 。

外围约束构件跨中最大弯矩推导需考虑初始几何缺陷的影响,研究初始几何缺陷的影响常采用一致缺陷法^[15],即对 SDR-BRB 施加与其一阶弹性屈曲模态成比例的初始几何缺陷分布模式。因此,设计了 3 组不同计算长度的数值分析算例(详细建模过程见下文),如表 1 所示,采用特征值屈曲分析法得到了 SDR-BRB 在轴向荷载作用下的一阶弹性屈曲模态。

由图 3 可知,SDR-BRB 一阶弹性屈曲模态为单波对称形式,与正弦曲线吻合良好。因此,假设 SDR-BRB 初始几何缺陷按正弦曲线分布,缺陷幅值为 ν_0 ,即 $u_0(z) = \nu_0 \sin(\pi z/l)$ 。因此,考虑整体初始几何缺陷的影响后,根据式(1)可得到构件的弯矩平衡方程为:

$$(E_2 I_2 + E_e I_e(z)) \frac{d^2 w_0(z)}{dz^2} + P(w_0(z) + u_0(z)) = 0 \quad (9)$$

式中: $w_0(z)$ 和 $u_0(z)$ 分别为在轴向荷载 P 和初始几何缺陷作用下 SDR-BRB 的侧向变形。

定义 $k_1^2 = \frac{P}{E_2 I_2 + E_e I_e(z)}$,并设置如下坐标

系转换:

$$x = l/2 - z \quad (10)$$

因此,方程式(9)可改写为:

表 1 一阶弹性屈曲模态数值算例参数

编号	l	$d_1 \times t_1$	$d_2 \times t_2$	d_{e1}	d_{e2}	γ	l_1	λ	t_e	ζ
1	10 000	120×20	140×8	200	300	0.5	5 000	0.5	12	1.47
2	20 000	200×30	240×18	350	525	0.5	10 000	0.5	21	1.39
3	30 000	300×40	350×23	500	750	0.5	15 000	0.5	30	1.27

注: $d_1 \times t_1$ 和 $d_2 \times t_2$ 分别为内核钢管与外约束筒的外径和壁厚,内核钢管与外约束筒间隙为 2 mm。

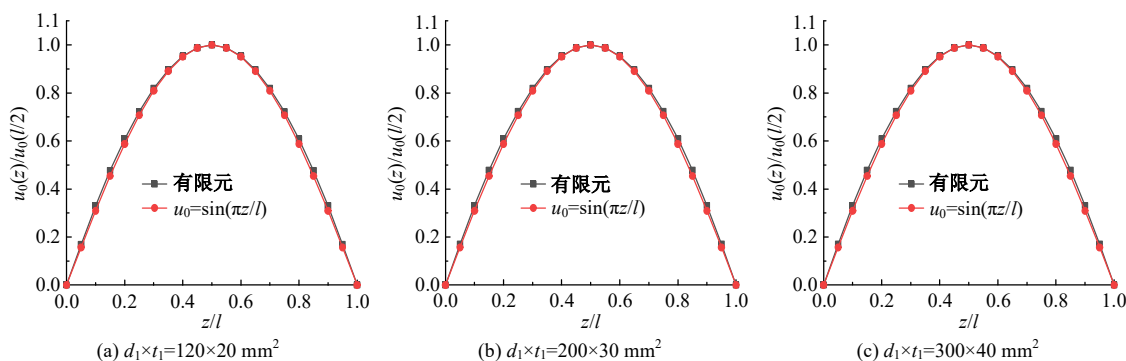


图 3 SDR-BRB 一阶弹性屈曲模态数值结果

Fig. 3 Numerical results of first-order elastic buckling mode of SDR-BRB

$$\frac{d^2 w_0(x)}{dx^2} + k_1^2 w_0(x) = -k_1^2 u_0(x) \quad (11)$$

基于 Timoshenko 的经典弹性理论^[16],可得方程式(11)通解为:

$$w_0(x) = A_0 \sin k_1 x + B_0 \cos k_1 x + \frac{1}{\frac{\pi^2}{k_1^2 l^2} - 1} u_0(x) \quad (12)$$

代入外围约束构件的几何边界条件:

$$w_0(0) = 0, w_0(l) = 0 \quad (13)$$

将边界条件代入式(12),可得:

$$A_0 = 0, B_0 = 0 \quad (14)$$

因此,轴向荷载 P 引起的侧向变形为:

$$w_0(x) = \frac{u_0(x)}{P_{cr}/P - 1} = \frac{\nu_0 \sin(\pi x/l)}{(P_2 + P_e)/P - 1} \quad (15)$$

将轴向荷载引起的侧向变形 $w_0(x)$ 与初始缺陷引起的侧向变形 $u_0(x)$ 相加,可得 SDR-BRB

总侧向变形为:

$$w(x) = w_0(x) + u_0(x) = \frac{\nu_0 \sin(\pi x/l)}{1 - P/(P_2 + P_e)} \quad (16)$$

对表 1 中 3 组算例进行轴压承载力分析,将有限元得到的 SDR-BRB 总侧向变形曲线与式(16)计算的总侧向变形曲线进行对比,如图 4 所示,理论结果与有限元结果吻合良好,两者误差在 5% 以内。

由式(16)可得 SDR-BRB 整体所受弯矩沿长度方向的分布函数为:

$$M(x) = P(w_0(x) + u_0(x)) = \frac{P\nu_0 \sin(\pi x/l)}{1 - P/(P_2 + P_e)} \quad (17)$$

当轴向荷载达到内核屈服荷载 P_y 时,得到 SDR-BRB 跨中最大弯矩为:

$$M_{\max} = M(l/2) = \frac{P_y \nu_0}{1 - P_y/(P_2 + P_e)} \quad (18)$$

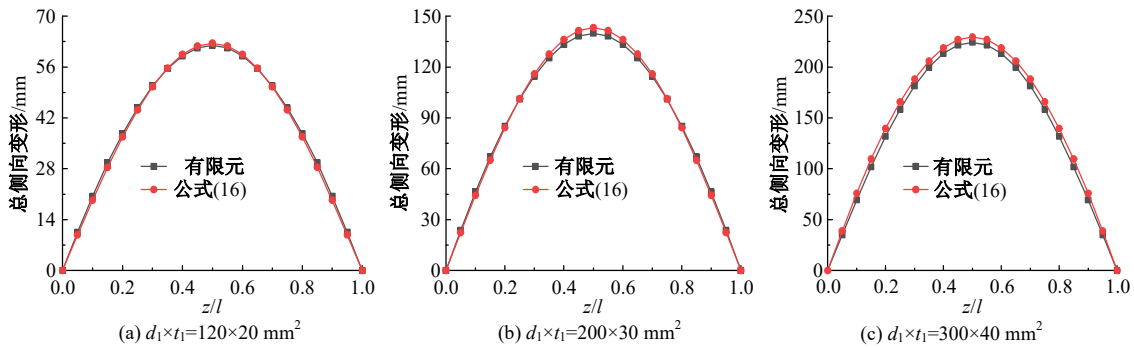


图 4 SDR-BRB 总侧向变形数值验证结果

Fig. 4 Numerical verification results of total lateral deformation of SDR-BRB

1.3 3类约束比限值理论推导

内核构件决定了 SDR-BRB 对结构抗侧刚度和耗能能力的贡献,而外围约束构件主要为内核构件提供足够的约束以满足内核“屈服而不屈曲”的要求,同时又不能太过浪费,这一设计目标主要通过约束比限值来实现。SDR-BRB 约束比应大于其约束比限值:

$$\zeta = \frac{P_{cr}}{P_y} \geq [\zeta] \quad (19)$$

根据中国钢结构设计规范^[17]对受弯构件抗弯强度的规定,外围约束构件的截面抗弯承载力 M_u 可表示为:

$$M_u = \gamma_1 f_{y,e} W_e \quad (20)$$

式中: γ_1 为截面塑性发展系数,可取 $\gamma_1 = 1.0$; $f_{y,e}$ 和 W_e 分别为外围约束构件的屈服强度和截面模量。

基于外围约束构件边缘纤维不发生屈服的条件下,令 $M_{\max} < M_u$,根据式(18)~(20)可得到

SDR-BRB 的第 1 类约束比限值计算公式为:

$$\zeta \geq [\zeta_1] = \frac{\gamma_1 f_{y,e} W_e}{\gamma_1 f_{y,e} W_e - P_y \nu_0} \quad (21)$$

在进行 SDR-BRB 设计时,内核构件与外围约束构件之间通常需要预留一定的间隙 g ,若考虑间隙对支撑整体受力性能的影响,则有:

$$\zeta \geq [\zeta_1] = \frac{\gamma_1 f_{y,e} W_e}{\gamma_1 f_{y,e} W_e - P_y (\nu_0 + g)} \quad (22)$$

当 SDR-BRB 约束比 ζ 大于第 1 类约束比限值 $[\zeta_1]$,此时由于内核材料强化效应明显,导致轴压压力 P 不断增大,直至加载结束。因此,在式(22)的基础上考虑内核材料应力强化系数 η_1 ,可得到 SDR-BRB 的第 2 类约束比限值计算公式为:

$$\zeta \geq [\zeta_2] = \frac{\gamma_1 \eta_1 f_{y,e} W_e}{\gamma_1 f_{y,e} W_e - \eta_1 P_y (\nu_0 + g)} \quad (23)$$

上述推导的第 1 类和第 2 类约束比限值均是针对单调荷载下 SDR-BRB 弹塑性承载性能,而

对于往复荷载下 SDR-BRB 弹塑性滞回性能所对应的约束比限值要求更为严格。本文将 SDR-BRB 滞回耗能能力转变为使其极限承载力达到 $\eta_2 P_y$, 其中 η_2 为往复荷载下内核构件的材料应力强化系数。此外, 往复加载下外围约束构件反复进入屈服也会大大削弱其约束刚度, 应对外围约束构件材料强度进行折减, 以考虑滞回加载对其造成的不利影响。综上, 进一步推导可得 SDR-BRB 第 3 类约束比限值计算公式为:

$$\zeta \geq [\zeta_3] = \frac{\gamma_1 \alpha_1 \eta_2 f_{y,e} W_e}{\gamma_1 \alpha_1 f_{y,e} W_e - \eta_2 P_y (\nu_0 + g)} \quad (24)$$

式中: α_1 为外围约束构件材料强度折减系数, 根据相关试验结果可取 $\alpha_1 = 0.9^{[18]}$ 。

2 SDR-BRB 分类与约束比限值的关系

基于上述推导的 3 类约束比限值计算公式, 可以得到 SDR-BRB 类型与不同约束比限值之间的对应关系, 如图 5 所示。

由图可知, 当 SDR-BRB 约束比 $\zeta < [\zeta_1]$ 时, 在内核构件达到全截面屈服之前, 支撑发生整体失稳破坏, 此时 $P < P_y$, 属于延迟屈曲构件; 当 SDR-BRB 约束比 $[\zeta_1] \leq \zeta < [\zeta_2]$ 时, 内核构件可以达到全截面屈服, 但不能满足既定的加载要求, 外围约束构件将产生塑性变形, 支撑发生整体失稳破坏; 而当 SDR-BRB 约束比 $[\zeta_2] \leq \zeta < [\zeta_3]$ 时, 内核构件可以达到全截面屈服, 同时满足既定的加载要求, 在加载全过程中支撑不发生整体失稳破坏, 可以认为是满足延性要求的承载型 BRB; 进一步地, 当 SDR-BRB 约束比 $\zeta \geq [\zeta_3]$ 时, 此时支撑不仅可以提高结构的刚度和承载力, 而且具有足够的累

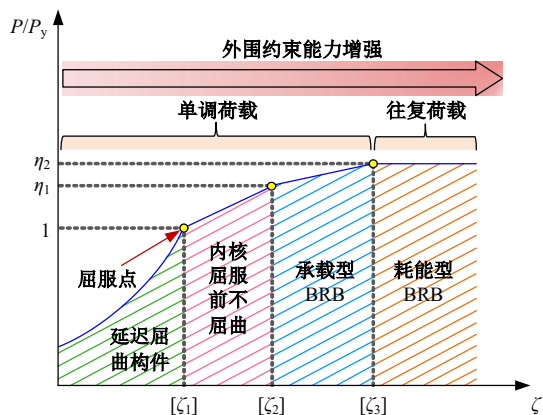


图 5 SDR-BRB 类型与约束比限值对应关系

Fig. 5 Type classification of the SDR-BRB

积塑性变形能力和耗能能力, 可以认为是满足延性要求的耗能型 BRB。对于承载型和耗能型 SDR-BRB, 可依据工程设计需要区分使用, 既保证了构件的使用功能, 又节省了制作成本。

3 弹塑性有限元分析与理论公式验证

3.1 有限元模型的建立与验证

采用通用软件 ABAQUS 对 SDR-BRB 进行有限元分析, 如图 6(a) 所示。内核钢管、外约束筒、侧向钢板和外钢套筒均采用 C3D8R 单元模拟, 该单元适合弹塑性接触分析。钢材本构采用

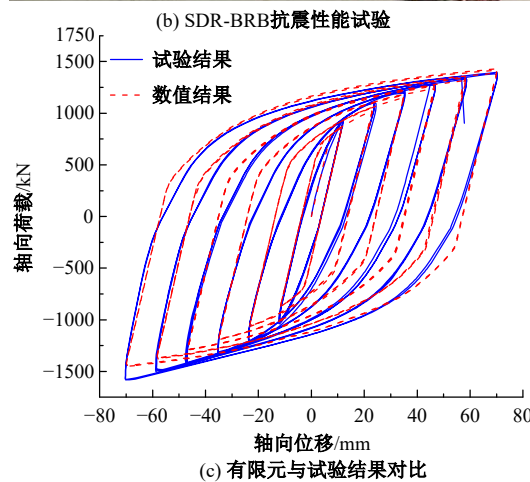
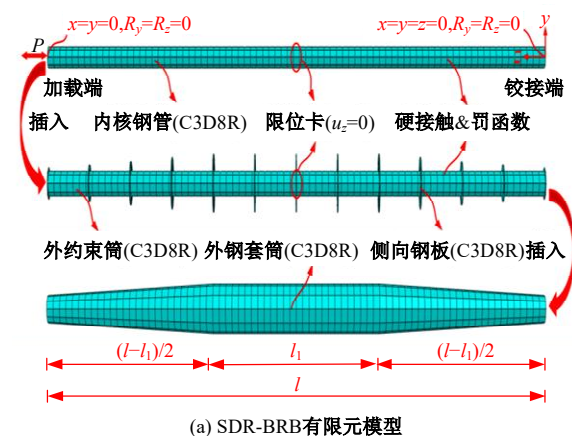


图 6 有限元模型建立与验证

Fig. 6 Establishment and verification of the FE model

Chaboche 混合强化模型,该模型包含了非线性随动强化部分和非线性等向强化部分,可以很好地模拟钢材的滞回性能,模型中强化参数选取文献[19]提供的数据。内核钢管与外约束筒之间的接触关系设置为面面接触,接触面法向作用采用硬接触,切向作用采用摩擦因数为 0.1 的罚函数。此外,在有限元模型跨中位置将内核钢管与外约束筒的 z 方向位移进行耦合,消除两者之间的轴向相对位移,以此模拟中间限位卡的作用。对于加载和边界条件,有限元模型两端铰接,轴向荷载 P 仅施加在内核左部。有限元模型采用结构化网格,网格划分考虑模型的收敛性与结果的准确性,采用试算法进行网格尺寸的选取,整体结构尺寸采用 60 mm 网格划分,以获得更好的计算效率。考虑 SDR-BRB 在实际生产与安装过程中存在误差,对有限元模型施加与其一阶屈曲模态一致的初始几何缺陷,缺陷幅值取支撑总长度的 1/500,以考虑初始缺陷的不利影响。

为检验本文有限元模型建模方法的合理性,开展了 SDR-BRB 抗震性能试验(如图 6(b)所示),试验与有限元模拟的滞回曲线对比如图 6(c)所示。两者的滞回曲线形状基本吻合,误差在 5% 以内,验证了采用该方法建立 SDR-BRB 有限元模型的正确性和有效性。

3.2 单调加载下约束比限值公式验证

为验证单调加载下推导的 SDR-BRB 约束比限值计算公式的正确性,设计了 4 组共计 60 个有限元模型进行数值验证,如表 2 所示。4 组模型约束比 ζ 取 0.81~2.72,可以覆盖工程中常用约束比限值的取值范围。SDR-BRB 弹塑性承载性能分析模型与前述有限元模型基本相同,但在材料本构

上有所差异。单调加载采用的材料本构模型为双线性随动强化模型,服从 von Mises 屈服准则。内核构件选用 Q235 钢材,屈服强度为 235 MPa,外围约束构件选用 Q345 钢材,屈服强度为 345 MPa,所有钢材的泊松比均为 0.3,弹性模量均为 206 GPa,材料屈服后的切线模量取弹性模量的 2%。根据中国建筑抗震设计规范^[20]规定,框架结构在大震作用下的层间位移角至少要达到 1/50,因此有限元分析中对 SDR-BRB 施加的最大内核轴向压应变为 $\epsilon_{\max}=2\%$ 。

图 7 给出了表 2 中 4 组数值算例的轴向荷载-轴向应变曲线。由图 7 可知,SDR-BRB 在单调加载下的破坏模式根据约束比可分为 3 类。当 SDR-BRB 约束比较小,在内核构件还未达到全截面屈服时,外围约束构件刚度不足,导致支撑过早发生整体失稳破坏,这是第 1 类破坏类型,如算例 SDR-10-1.13;随着外围约束构件楔率的增大,截面的抗弯刚度增大,即 SDR-BRB 约束比也增大,此时内核构件能达到全截面屈服但不能满足 $\epsilon=2\%$ 的加载要求,由于内核强化效应导致内核轴向压力增大,外围约束构件产生塑性变形,支撑发生整体失稳破坏,这是第 2 类破坏类型,如算例 SDR-10-1.61;第 3 类情况则是当 SDR-BRB 约束比足够大时,内核能达到全截面屈服且满足 $\epsilon=2\%$ 的加载要求,支撑不发生整体失稳破坏,如算例 SDR-10-2.15。显然,第 3 类 SDR-BRB 为满足延性要求的承载型 BRB。

根据单调加载分析结果可得出内核材料应力强化系数 $\eta_1=1.75$,由此计算出 SDR-BRB 第 1 类和第 2 类约束比限值,图 8 给出了 3 个典型算例 von Mises 应力分布与变形图。

表 2 SDR-BRB 轴向单调加载下的算例参数的几何尺寸
Table 2 Geometric sizes of numerical examples of SDR-BRB under axial monotonic load mm

编号	l	$d_1\times t_1$	$d_2\times t_2$	γ	ζ	$\zeta/[\zeta_1]$	$\zeta/[\zeta_2]$	类型
SDR-10- ζ	10 000	120×20	140×8	0.20~0.36	0.81~1.13	0.67~0.97	0.32~0.49	失稳
	10 000	120×20	140×8	0.41~0.68	1.24~2.02	1.08~1.83	0.55~0.97	失稳
	10 000	120×20	140×8	0.72~0.87	2.15~2.72	1.96~2.52	1.04~1.35	稳定
SDR-15- ζ	15 000	150×25	180×13	0.38~0.53	0.84~1.11	0.72~0.97	0.36~0.50	失稳
	15 000	150×25	180×13	0.61~0.90	1.27~2.02	1.13~1.85	0.59~0.99	失稳
	15 000	150×25	180×13	0.93~1.09	2.11~2.64	1.94~2.46	1.04~1.33	稳定
SDR-20- ζ	20 000	200×30	240×18	0.26~0.38	0.87~1.11	0.75~0.98	0.38~0.50	失稳
	20 000	200×30	240×18	0.44~0.70	1.24~1.96	1.11~1.80	0.58~0.96	失稳
	20 000	200×30	240×18	0.74~0.90	2.09~2.67	1.93~2.50	1.03~1.36	稳定
SDR-25- ζ	25 000	250×35	300×23	0.17~0.29	0.85~1.10	0.74~0.97	0.37~0.50	失稳
	25 000	250×35	300×23	0.34~0.59	1.21~1.93	1.08~1.78	0.56~0.95	失稳
	25 000	250×35	300×23	0.64~0.79	2.10~2.68	1.94~2.51	1.05~1.37	稳定

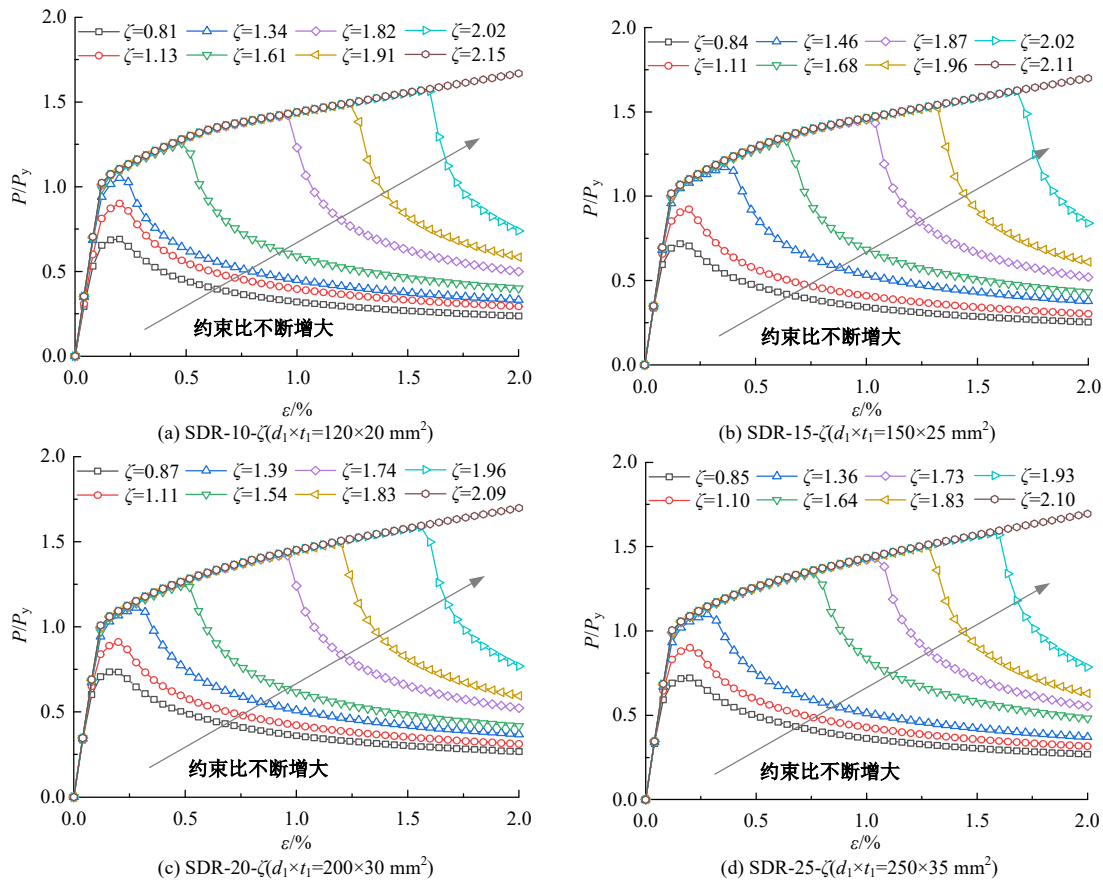


图 7 SDR-BRB 单调加载下数值分析结果

Fig. 7 Numerical results of SDR-BRB under monotonic load

图 8(a)中算例 SDR-10-1.13 约束比小于其第 1 类约束比限值 $[\zeta_1] = 1.16$, 此时 SDR-BRB 在内核屈服前发生整体失稳破坏, 出现与初始缺陷变形相似的单波对称破坏模式; 图 8(b)算例 SDR-10-1.61 约束比大于其第 1 类约束比限值 $[\zeta_1] = 1.12$, 但小于第 2 类约束比限值 $[\zeta_2] = 2.16$, 此时内核构件和外围约束构件均已达到屈服, 在轴向压应变 ϵ 未达到 2% 时, SDR-BRB 发生整体失稳破坏; 图 8(c)算例 SDR-10-2.15 约束比大于其第 2 类约束比限值 $[\zeta_2] = 2.07$, 此时内核构件达到全截面屈服, 外围约束构件基本保持弹性, SDR-BRB 在加载过程中不发生整体失稳破坏。

图 9 给出了单调加载下有限元计算结果与设计系数 $\zeta/[\zeta_2]$ 之间的关系, 图中实心圆形表示模型在加载过程中保持整体稳定, 而空心圆形对应于发生屈曲失稳的模型。由图可知, 随着外围约束构件楔率 γ 增大, 设计系数 $\zeta/[\zeta_2]$ 在不断增大, SDR-BRB 由屈曲失稳模式逐渐转变为整体稳定模式, 当 $\zeta/[\zeta_2] \geq 1.00$ 时, 所有模型保持整体稳定

不变。可以看出, 单调加载下推导的约束比限值公式计算结果与有限元分析结果保持一致, 可以准确预测 SDR-BRB 承载性能的屈曲行为, 并且适用于不同计算长度和截面尺寸的 SDR-BRB。

3.3 往复加载下约束比限值公式验证

为进一步验证往复加载下推导的 SDR-BRB 约束比限值计算公式的正确性, 同样设计了 4 组共计 60 个有限元模型进行数值验证, 如表 3 所示。在 SDR-BRB 弹塑性滞回性能分析中, 根据文献 [19] 建议的加载制度, 有限元最大加载位移取为 $2.00\%l$, 设定 6 级位移加载水平: $\pm 0.25\%l$, $\pm 0.50\%l$, $\pm 0.75\%l$, $\pm 1.00\%l$, $\pm 1.50\%l$ 和 $\pm 2.00\%l$, 每级位移水平进行一次拉压循环加载。

图 10 给出了表 3 中部分数值算例在往复加载下的典型滞回曲线。由图 10 可知, SDR-BRB 依据滞回曲线性能可分为 3 类模式。其一, 构件滞回曲线捏拢现象明显且承载力退化程度严重, 此时 SDR-BRB 耗能能力低下, 不能作为耗能构件使用, 如图 10(a)、(d) 和 (g); 其二, 构件可以完成低阶滞回加载, 随后滞回曲线开始捏拢, 无法达到

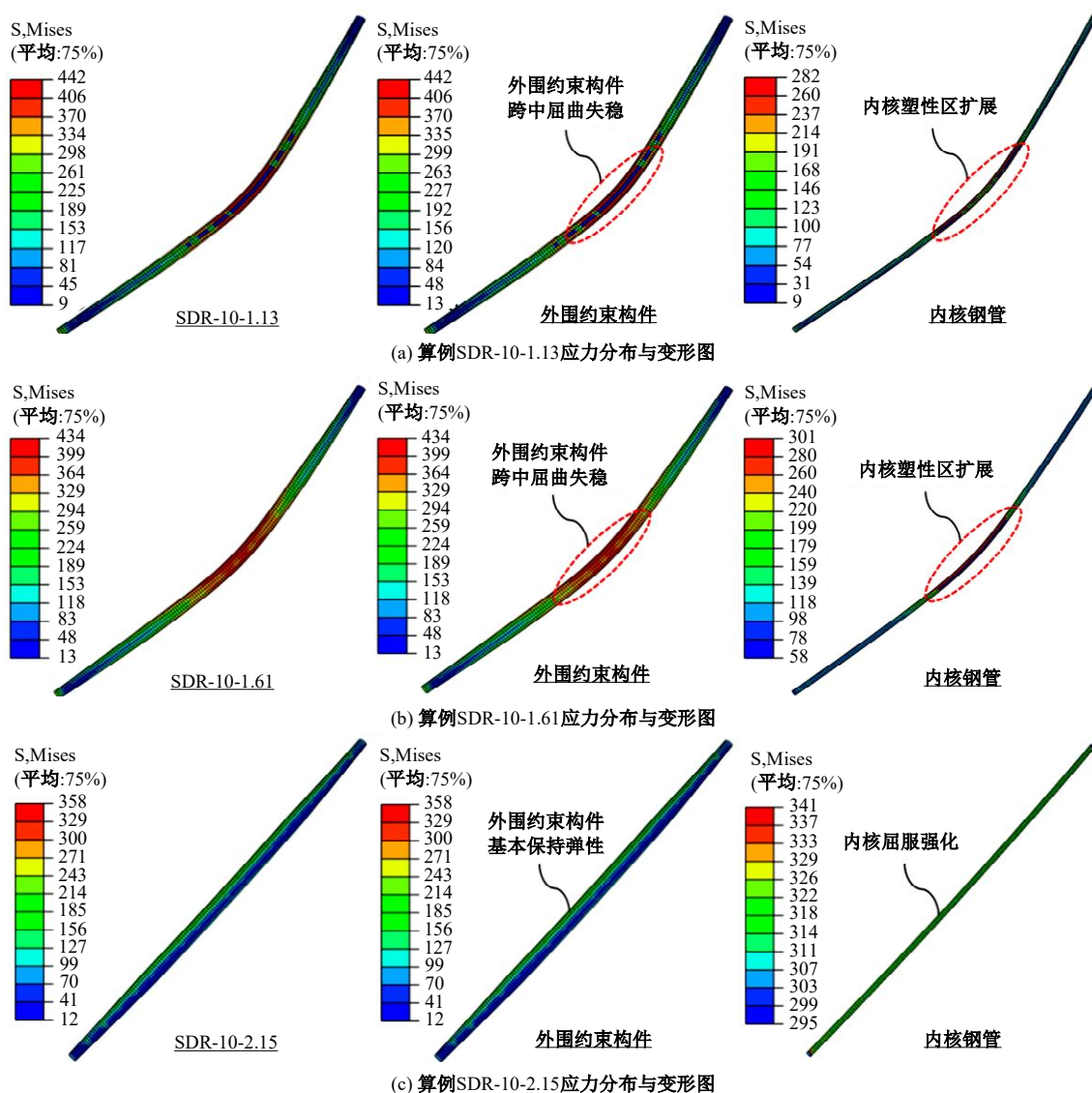


图 8 单调加载下典型算例 von Mises 应力分布与变形图 (单位: MPa)

Fig. 8 Stress distributions and deformations of typical examples von Mises under monotonic load (unit: MPa)

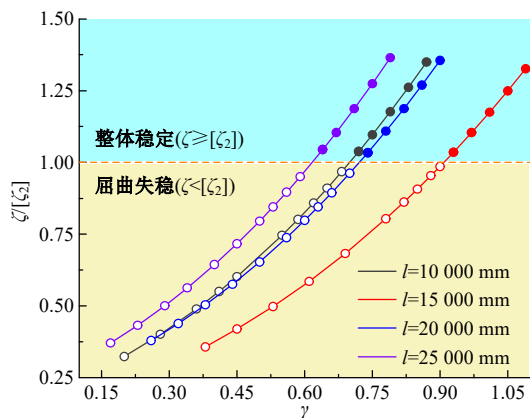


图 9 单调加载下约束比限值公式验证结果

Fig. 9 Verification of constraint ratio limit formula under monotonic load

既定加载要求的耗能能力,此时 SDR-BRB 仅具有一定的耗能性能,用于承载型构件没有问题,但不能作为耗能构件使用,如图 10(b)、(e)和(h);其三,构件可以完成既定的加载要求,且滞回曲线饱满光滑,表现出良好的耗能性能,此时 SDR-BRB 可作为耗能构件使用,如图 10(c)、(f)和(i)。显然,第 3 类 SDR-BRB 为满足延性要求的耗能型 BRB。

根据往复加载分析结果可得出内核材料应力强化系数 $\eta_2=2.15$,由此计算出 SDR-BRB 第 3 类约束比限值,图 11 给出了 3 个典型算例 von Mises 应力分布与变形图。图 11(a)算例 SDR-15-1.93 约束比远小于其第 3 类约束比限值 $[\zeta_3]=2.39$,此时外围约束构件跨中区域产生较大塑性变形,

表 3 SDR-BRB 轴向往复加载下的算例参数的几何尺寸

Table 3 Geometric sizes of numerical examples of SDR-BRB under axial cyclic load

mm

编号	l	$d_1 \times t_1$	$d_2 \times t_2$	γ	ζ	$\zeta/[\zeta_2]$	$\zeta/[\zeta_3]$	类型
SDR-10- ζ	10 000	120×20	140×8	0.32~0.67	1.04~1.98	0.44~0.95	0.37~0.81	失稳
	10 000	120×20	140×8	0.71~0.78	2.12~2.35	1.02~1.15	0.87~0.99	失稳
	10 000	120×20	140×8	0.81~0.96	2.48~3.11	1.22~1.56	1.05~1.36	稳定
SDR-15- ζ	15 000	150×25	180×13	0.47~0.87	1.00~1.93	0.44~0.94	0.37~0.81	失稳
	15 000	150×25	180×13	0.92~0.99	2.08~2.30	1.02~1.14	0.88~0.99	失稳
	15 000	150×25	180×13	1.04~1.21	2.46~3.09	1.23~1.57	1.07~1.37	稳定
SDR-20- ζ	20 000	200×30	240×18	0.32~0.69	0.99~1.93	0.44~0.94	0.37~0.81	失稳
	20 000	200×30	240×18	0.73~0.79	2.05~2.26	1.02~1.13	0.88~0.98	失稳
	20 000	200×30	240×18	0.85~0.99	2.48~3.05	1.25~1.56	1.08~1.36	稳定
SDR-25- ζ	25 000	250×35	300×23	0.23~0.59	0.97~1.93	0.43~0.95	0.36~0.82	失稳
	25 000	250×35	300×23	0.63~0.69	2.06~2.28	1.03~1.15	0.89~0.99	失稳
	25 000	250×35	300×23	0.74~0.87	2.48~3.03	1.25~1.56	1.09~1.36	稳定

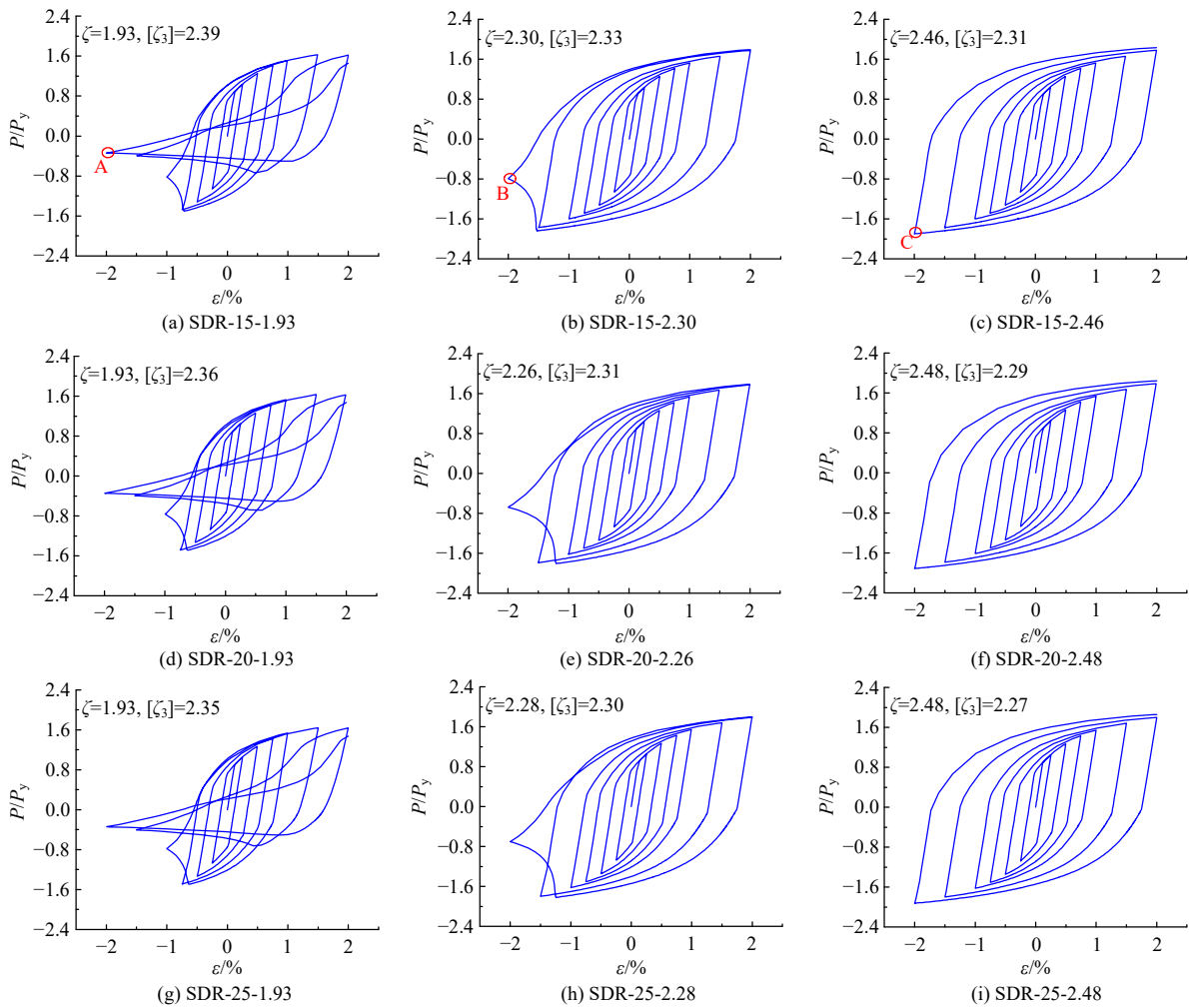


图 10 SDR-BRB 往复加载下数值分析结果

Fig. 10 Numerical results of SDR-BRB under cyclic load

导致 SDR-BRB 过早发生整体失稳破坏;图 11(b)算例 SDR-15-2.30 约束比大于其第 2 类约束比限值 $[\zeta_2]=2.02$,但小于第 3 类约束比限值 $[\zeta_3]=$ 2.33,此时 SDR-BRB 在单调加载过程中不发生整体失稳破坏,而在往复加载过程中,当轴向压应变 ϵ 还未达到 2% 时,支撑发生整体失稳破坏,这

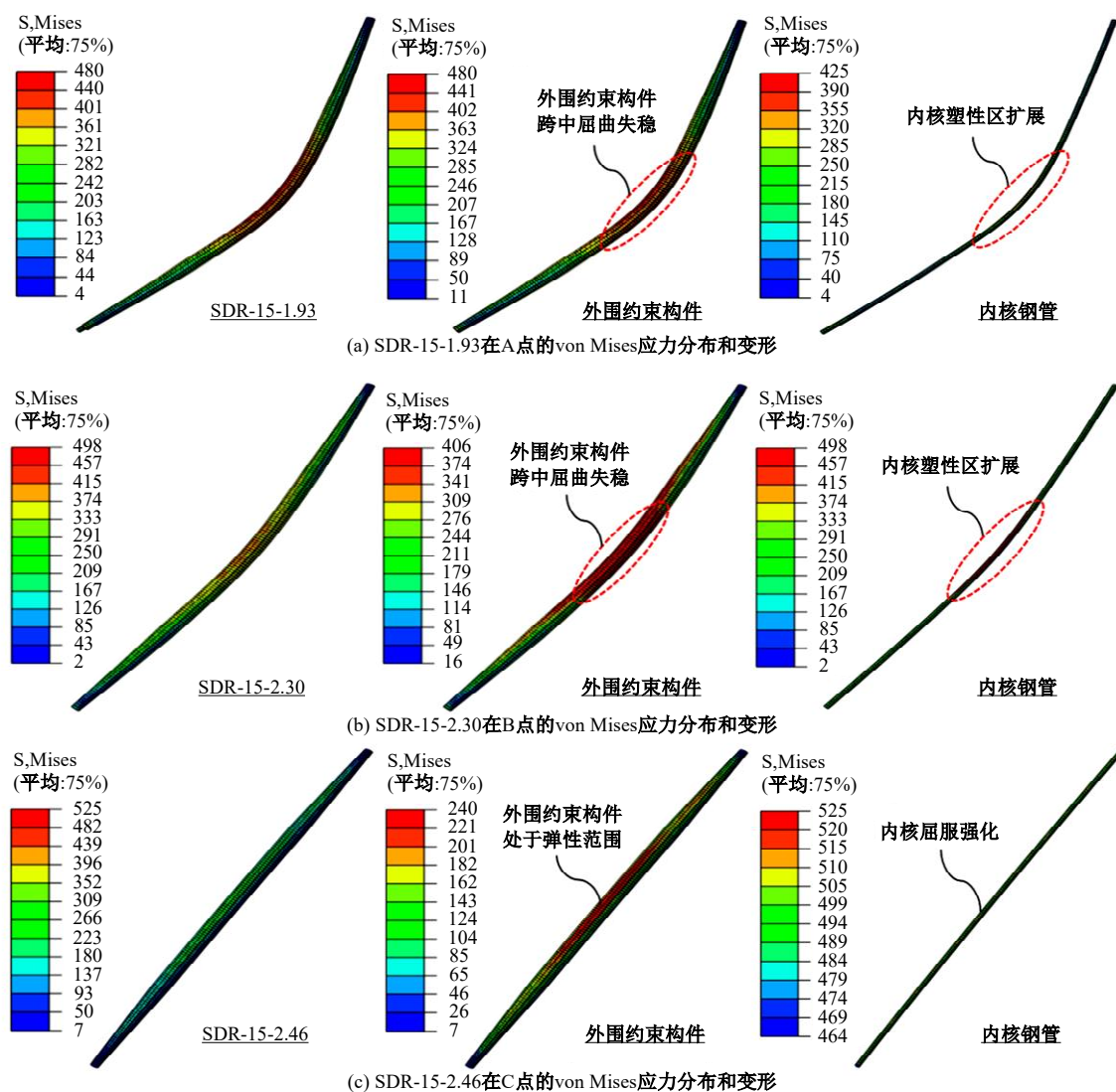


图 11 往复加载下典型算例 von Mises 应力分布与变形图 (单位:MPa)

Fig. 11 Stress distributions and deformations of typical examples von Mises under cyclic load (unit: MPa)

与数值分析结果一致;图 11(c)算例 SDR-15-2.46 约束比大于其第 3 类约束比限值 $[\zeta_3]=2.31$,此时外围约束构件在加载过程中保持弹性,最大 von Mises 应力为 240 MPa,内核达到全截面屈服且满足 $\epsilon=2\%$ 的加载要求,SDR-BRB 不发生整体失稳破坏。

图 12 给出了往复加载下有限元计算结果与设计系数 $\zeta/[\zeta_3]$ 之间的关系,图中实心圆形和空心圆形分别表示模型整体稳定和屈曲失稳。由图可知,设计系数 $\zeta/[\zeta_3]$ 随着外围约束构件楔率 γ 的增大而增大,使得 SDR-BRB 由屈曲失稳模式逐渐转变为整体稳定模式,当 $\zeta/[\zeta_3] \geq 1.00$ 时,所有模型保持整体稳定不变。可以看出,往复加载下推导的约束比限值公式计算结果与有限元分析结果保持一致,同样可以准确预测 SDR-BRB 滞回

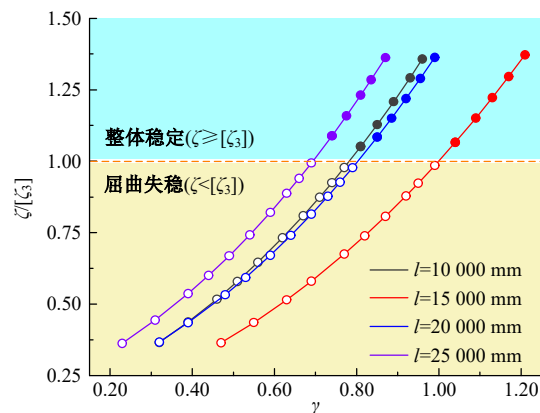


图 12 往复加载下约束比限值公式验证结果

Fig. 12 Verification of constraint ratio limit formula under cyclic load

性能的屈曲行为,并且在不同计算长度和截面尺寸的 SDR-BRB 中仍具有良好的适用性。

4 SDR-BRB 整体稳定性设计方法

通过上述理论推导和数值研究,本文提出了基于约束比限值的 SDR-BRB 整体稳定性设计方法,如图 13 所示,具体可分为以下 6 个设计步骤:

(1) 确定基本设计参数。根据 SDR-BRB 目标需求确定基本设计参数,包括构件设计长度 l 、轴向极限荷载 P_u 和初始几何缺陷 v_0 。

(2) 确定内核构件尺寸。根据 SDR-BRB 轴向极限荷载 P_u 计算内核构件的屈服强度 $f_{y,c}$ 和强化系数 η ,进而确定内核构件的截面面积和尺寸。

(3) 确定外围约束构件尺寸。根据内核构件尺寸设计外围约束构件,包括外围约束构件的截面面积和尺寸、钢材屈服强度 $f_{y,e}$ 和内外管之间的间隙 g 。

(4) 求解约束比系数。通过式(6)求解外钢套筒的稳定系数 K ,进而计算 SDR-BRB 弹性屈曲荷载 P_{cr} 和约束比系数 ζ 。

(5) 求解约束比限值。通过式(22)求解 SDR-BRB 第 1 类约束比限值 $[\zeta_1]$,进而计算第 2 类约束比限值 $[\zeta_2]$ 和第 3 类约束比限值 $[\zeta_3]$ 。

(6) 检验约束比要求。如果 $[\zeta_2] \leq \zeta < [\zeta_3]$,则表明 SDR-BRB 为承载型 BRB,可用于提高结构的抗侧刚度和承载能力,但不能用于结构的抗震耗能设计;如果 $\zeta \geq [\zeta_3]$,则表明 SDR-BRB 为耗能型 BRB,可同时用于提高结构的承载能力和耗能能力,兼具承载与耗能双重作用;否则,返回至步骤(3)重新设计外围约束构件尺寸。

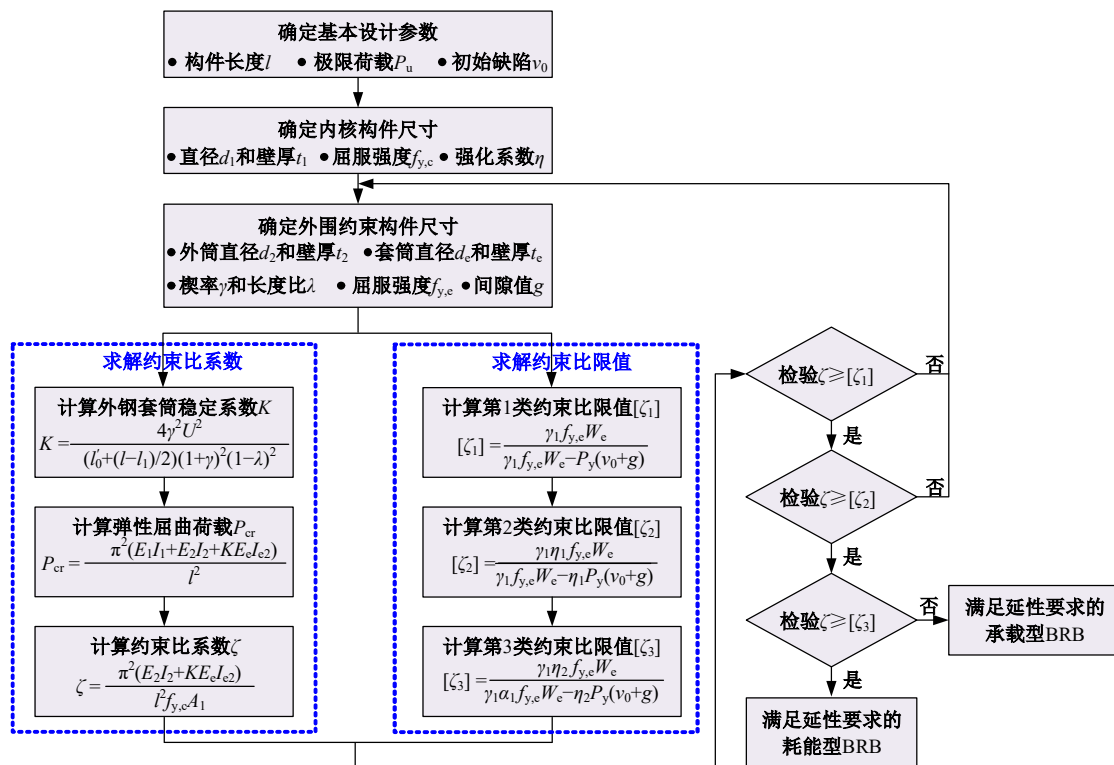


图 13 SDR-BRB 整体稳定性设计流程

Fig. 13 Global stability behavior design procedure of SDR-BRB

5 结 论

(1) SDR-BRB 一阶弹性屈曲模态为正弦单波形式,考虑正弦分布的整体初始几何缺陷影响后,构建了 SDR-BRB 侧向变形和弯矩分布函数,其计算结果与数值分析结果吻合良好,两者误差在 5% 以内。

(2) 约束比是影响 SDR-BRB 整体稳定性和失效破坏模式的重要因素。当约束比较小,外

围约束刚度不足时,SDR-BRB 出现跨中屈曲失稳的单波对称破坏模式;当约束比较大时,SDR-BRB 既能满足内核全截面屈服又具有一定的塑性变形和强化能力。

(3) SDR-BRB 根据外围约束能力和构件耗能性能可分为承载型 BRB 和耗能型 BRB,前者可用于调整结构的抗侧刚度和承载能力,后者可用于结构的抗震耗能设计。建议承载型 SDR-BRB 和耗能型 SDR-BRB 约束比限值分别取 2.1 和 2.5。

(4)本文提出的 SDR-BRB 整体稳定性设计方法准确度高、实用性强且适用性广,采用该方法可准确预测 SDR-BRB 在单调加载和往复加载下的受力性能,可将其作为 SDR-BRB 整体稳定设计准则,同时也可为其其他类型 BRB 设计提供参考。

参考文献:

- [1] Zhou Y, Shao H T, Cao Y S, et al. Application of buckling-restrained braces to earthquake-resistant design of buildings: A review[J]. Engineering Structures, 2021, 246: No. 112991.
- [2] Bai J L, Chen H M, Ma G, et al. Development of a four-tube-assembled buckling-restrained brace for convenient post-earthquake damage examination and replacement[J]. Journal of Building Engineering, 2022, 50: No. 104209.
- [3] 郭彦林, 童精中, 周鹏. 防屈曲支撑的型式、设计理论与应用研究进展[J]. 工程力学, 2016, 33(9): 1-14.
Guo Yan-lin, Tong Jing-zhong, Zhou Peng. Research progress of buckling-restrained braces: types, design methods and applications[J]. Engineering Mechanics, 2016, 33(9): 1-14.
- [4] 罗小博, 宋彧, 王腾, 等. 新型分形防屈曲支撑参数设计及受力性能[J]. 吉林大学学报:工学版, 2022, 52(7): 1607-1619.
Luo Xiao-bo, Song Yu, Wang Teng, et al. Parameter design and mechanical performance of a new type of fractal buckling restrained brace[J]. Journal of Jilin University (Engineering and Technology Edition), 2022, 52(7): 1607-1619.
- [5] Faye A G, Ranjan D S. Cyclic behavior of all-steel BRBs with bolted angle restrainers: testing and numerical analysis[J]. Journal of Earthquake Engineering, 2023, 27: 362-388.
- [6] Qing Y, Li X H, Wang C L, et al. Experimental study on a dry-assembled precast concrete frame with buckling-restrained braces[J]. Engineering Structures, 2023, 276: No. 115371.
- [7] 金双双, 李盈开, 周建庭, 等. 全装配式自复位防屈曲支撑滞回模型及其性能试验研究[J]. 工程力学, 2022, 39(7): 49-57.
Jin Shuang-shuang, Li Ying-kai, Zhou Jian-ting, et al. Hysteresis model and experimental investigation of assembled self-centering buckling-restrained braces [J]. Engineering Mechanics, 2022, 39(7): 49-57.
- [8] Shi J, Jin S S, Xu L Q, et al. Theoretical and numerical studies of elastic buckling and load resistance of a shuttle-shaped double-restrained buckling-restrained brace[J]. Buildings, 2023, 13: No. 13081967.
- [9] Inoue K, Sawaizumi S, Higashibata Y. Stiffening requirements for unbonded braces encased in concrete panels[J]. Journal of Structural Engineering, 2001, 127(6): 712-719.
- [10] Inoue K, Sawaisumi S, Higashibata Y, et al. Bracing design criteria of the reinforced concrete panel including unbonded steel diagonal braces[J]. Journal of Structural and Construction Engineering, 1992, 432 (2): 41-49.
- [11] Fujimoto M, Wada A, Saeki E. A study on the unbonded brace encased in buckling-restraining concrete and steel tube[J]. Journal of Structural Engineering, 1988, 34(34): 249-258.
- [12] Kimura K, Yoshioka K, Takeda T, et al. Tests on braces encased by mortar in-filled steel tubes[C]// Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Tokyo, Japan, 1976: 1041-1042.
- [13] Tada Y. Recommendation for Stability Design of Steel Structures[M]. Tokyo: Architectural Institute of Japan, 2009.
- [14] Zhou Y, Cao Y S, Jiro T, et al. Experimental and numerical investigation of a novel all-steel assembled core-perforated buckling-restrained brace[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2022, 193: No. 107288.
- [15] 郭彦林, 张博浩, 朱博莉. 全钢型分离式防屈曲支撑的约束比取值研究[J]. 建筑结构学报, 2015, 36 (11): 133-141.
Guo Yan-lin, Zhang Bo-hao, Zhu Bo-li. Restraining ratio of all-steel core-separated buckling-restrained braces[J]. Journal of Building Structures, 2015, 36(11): 133-141.
- [16] Timoshenko S P, Gere J M. Theory of Elastic Stability [M]. New York: McGraw Hill, 1961.
- [17] GB 50017—2020. 钢结构设计规范[S].
- [18] Tong J Z, Zhang E Y, Guo Y L, et al. Cyclic experiments and global buckling design of steel-angle-assembled buckling-restrained braces[J]. Bulletin of Earthquake Engineering, 2022, 20(10): 5107-5133.
- [19] Zhang E Y, Tong J Z, Guo Y L. Seismic performance of triple-truss-latticed buckling-restrained braces: tests and numerical simulations[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2023, 204: No. 107880.
- [20] GB50011—2016. 建筑抗震设计规范[S].