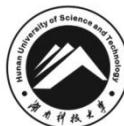


密 级：公开

中图分类号： TU375



湖南科技大学
Hunan University of Science and Technology

硕士学位论文

低周反复荷载作用下的 RC 剪力墙拓扑优化与 配筋设计

研 究 生：马哲霖

导 师：张鹄志

专业类别：工程硕士

专业领域：建筑与土木工程

2022 年 5 月

A Thesis Submitted for the Degree of Master

**Topology Optimization and Reinforcement
Design of RC Shear Wall under Low Reversed
Cyclic Loading**

Candidate: Ma Zhe-Lin

Supervisor and Rank: Zhang Hu-Zhi

低周反复荷载作用下的 RC 剪力墙拓扑优化与配筋设计

学 位 类 型 专业学位
作 者 姓 名 马哲霖
作 者 学 号 19020201010
学科 (专业学位类别) 工程硕士
研究方向 (专业领域) 建筑与土木工程
导 师 姓 名 及 职 称 张鹄志 副教授
实 践 导 师 姓 名 及 职 称 孙昱 高级工程师
所 在 学 院 土木工程学院
论 文 提 交 日 期 2022 年 5 月

摘要

近年来,世界范围内地震频发,钢筋混凝土剪力墙作为高层结构中主要的抗侧力构件,是最重要的抗震防线之一。当前设计方法下的钢筋混凝土剪力墙易发生脆性的剪切破坏,延性不足。拓扑优化具备良好图形演化能力,可以客观构建出合理的拉压杆模型,继而指导设计,为钢筋混凝土剪力墙的设计提供了一条出路。因此,文中提出基于低周反复荷载作用下的渐进结构优化算法,并在此基础上进行钢筋混凝土剪力墙的配筋设计,完成相应构件的仿真验证,最后讨论了设计参数对优化的影响。论文的主要内容如下:

首先,分别建立基于线弹性分析和材料非线性分析的优化数学模型,提出基于钢筋混凝土整体模式基础上的低周反复荷载作用下钢筋混凝土剪力墙渐进结构优化方法。其中基于线弹性分析的优化方法在设定的体积约束下,以单元存活状态为设计变量,基于单元应变能构建优化灵敏度,使结构刚度最大化。基于材料非线性分析的优化方法在设定的应力约束下,以单元存活状态为设计变量,基于单元塑性应变能构建优化灵敏度,使结构耗能最大化。基于线弹性分析以及非线性分析下分别进行单向加载和反复加载的钢筋混凝土剪力墙的四个优化算例对比,结果表明:反复荷载作用下的拓扑结果比单向荷载作用下的最终拓扑结果的优化水平更高,更适合指导设计;基于材料非线性分析的拓扑结果的优化水平高于基于线弹性分析的拓扑结果;基于非线性分析的反复荷载作用下钢筋混凝土剪力墙渐进结构优化算法能够考虑混凝土超出弹性阶段后表现出的材料非线性特性,有效地提高钢筋混凝土剪力墙的耗能性能。

其次,根据基于非线性分析的低周反复荷载作用下钢筋混凝土剪力墙渐进结构优化算法所得到的拓扑结果指导建立拉压杆模型,继而完成配筋设计,有效地将拓扑优化方法融入到工程设计中,形成基于拓扑优化-拉压杆模型的钢筋混凝土剪力墙抗震设计方法。通过钢筋混凝土剪力墙的非线性有限元验证与仿真分析,证实了优化设计新方法的优势。结果表明,一方面优化配筋剪力墙在低周反复荷载作用下钢筋利用率较高,承载力较大,具有较好的耗能能力,另一方面,在优化配筋剪力墙中合理设置分布钢筋,使结构用钢量有所提高,但在保证结构承载力的前提下,一定程度提高了结构延性。

最后,通过对比在低周反复荷载作用下不同高宽比和不同轴压比的钢筋混凝土剪力墙优化算例,一方面验证了文中提出的低周反复荷载作用下钢筋混凝土剪力墙渐进结构优化算法的通用性与稳定性,另一方面探讨了不同设计参数对于低周反复荷载作用下剪力墙优化结果的影响并给出相关设计建议。结果表明:随着高宽比的增加,最优拓扑两侧区域的竖向杆件逐渐表现为下部较为粗壮的变截面杆,跨中区域的斜向杆件数量减少。可在剪力墙两侧区域的沿墙身 1/2 高度内,增配连续螺旋箍筋或复合螺旋箍筋进行加强;随着剪力墙轴压比增加,拓扑中两侧区域的材料重要度较高,演化出的竖向杆件向中间

倾斜的角度减小，跨中区域的斜杆数量减少。建议在墙体两侧区域沿墙高方向增配封闭箍筋或连续螺旋箍筋加密，提高强度；在墙体 1/5~4/5 区域内增设斜向钢筋防止剪切破坏。

总的来说，文中提出了考虑了钢筋混凝土的材料非线性特性的低周反复荷载作用下钢筋混凝土剪力墙渐进结构优化算法，其能够有效辅助拉压杆模型构建，反应出结构的传力路径，最终指导配筋设计。这种新方法设计的剪力墙耗能能力良好，不易发生脆性破坏。这对于合理化钢筋混凝土剪力墙的抗震设计方法，提升钢筋混凝土剪力墙的抗震延性和耗能性能，是一种开创性的尝试，有着较大的科学意义和工程价值。

关键词：钢筋混凝土剪力墙；拓扑优化；渐进结构优化算法；拉压杆模型；低周反复荷载；抗震设计；有限元分析

Abstract

In recent years, earthquakes have occurred frequently all over the world, and reinforced concrete shear wall, as the main lateral force-resistant components in high-rise structures, are one of the most important seismic defense lines. Reinforced concrete shear wall under current design methods are prone to brittle shear damage with insufficient ductility. Topology optimization has good graphical evolution capability, which can objectively construct a reasonable strut-and-tie model and then guide the design, providing a way out for the design of reinforced concrete shear wall. Therefore, in this paper, proposes the evolutionary structural optimization algorithm based on the low reversed cyclic loading, and on this basis, the reinforcement design of reinforced concrete shear wall is conducted. The simulation verification of the corresponding components is completed, and the influence of design parameters on optimization are discussed. The main contents include:

Firstly, the optimization mathematical model based on linear elastic analysis and the optimization mathematical model based on material nonlinear analysis are established respectively, and the evolutionary structural optimization method of reinforced concrete shear wall under low reversed cyclic loading based on finite element analysis of reinforced concrete integrated elements model is proposed. Among them, the optimization method based on the linear elastic analysis constructs the optimization sensitivity according to the strain energy to maximize the structural stiffness under the set volume constraint, with the status of elements as the design variable. The optimization method based on material nonlinear analysis constructs the optimization sensitivity according to the element plastic strain energy to maximize the structural energy dissipation under the set stress constraint with the status of elements as the design variable. Four optimization cases of reinforced concrete shear wall based on linear elastic analysis with unidirectional loading and repeated loading and nonlinear analysis with unidirectional loading and repeated loading respectively. Comparison of four optimization cases of reinforced concrete shear wall based on linear elastic analysis and nonlinear analysis with unidirectional loading and repeated loading respectively. The results show that: The topology results under repeated loading have a higher level of optimization than the symmetric envelope topology results under unidirectional loading and are more suitable to guide the design; the optimization level of topological results based on material nonlinear analysis is higher than that of topological results based on linear elastic analysis; the evolutionary structural optimization algorithm for reinforced concrete shear wall under repeated loads based on nonlinear analysis can consider the material nonlinear properties exhibited by concrete beyond

the elastic phase, and which can effectively improve the energy dissipation capacity of reinforced concrete shear wall.

Secondly, the topological results obtained from the evolutionary structural optimization algorithm of reinforced concrete shear wall under repeated loads based on nonlinear analysis guide the establishment of the strut and tie model, followed by the completion of the reinforcement design, effectively integrating the topological optimization method into the engineering design, forming a seismic design method for reinforced concrete shear wall based on topological optimization&strut-and-tie model. Non-linear finite element verification and simulation analysis of reinforced concrete shear wall confirm the advantages of the new method of optimal design. The results show that: on the one hand, the optimized reinforcement shear wall has higher utilization rate of reinforcement under low reversed cyclic loading, larger bearing capacity, better energy dissipation capacity; on the other hand, the reasonable setting of distributed reinforcement in the optimized reinforcement shear wall increases the structural steel consumption slightly, but improves the structural ductility to a certain extent under the premise of ensuring the structural bearing capacity.

Finally, by comparing the optimized calculations of reinforced concrete shear wall with different aspect ratios and different axial compression ratios under low reversed cyclic loading. On the one hand, the generality and stability of the evolutionary structural optimization algorithm for reinforced concrete shear wall under low reversed cyclic loading are verified; on the other hand, the effects of different design parameters on the optimization results of shear wall under low reversed cyclic loading are discussed and associated design recommendations are given. The results show that: with the increase of aspect ratios, the vertical members on both sides of the optimal topology gradually behave as the thicker variable cross-section members in the lower part, and the number of diagonal members in the mid span area decreases. Continuous spiral stirrups or composite spiral stirrups can be added within 1/2 height along the wall in the areas on both sides of the shear wall for reinforcement; With the increase of axial compression ratio of shear wall, the material importance of both sides of the topology is higher, the inclination angle of the evolved vertical members to the middle decreases, and the number of inclined members in the mid span area decreases. It is suggested to add closed stirrups or continuous spiral stirrups along the wall height at both sides of the wall to increase the strength; Diagonal reinforcement shall be added in the 1/5~4/5 area of the wall to prevent shear failure.

In general, the paper proposes an evolutionary structural optimization algorithm for reinforced concrete shear wall under low reversed cyclic loading considering the material

nonlinear characteristics of reinforced concrete, which can effectively assist in the establishing a strut-and-tie model to reflect the force transmission path of the structure and ultimately guide the reinforcement design. This new method designs shear wall with better energy dissipation capacity and less prone to brittle damage. This is a pioneering attempt to rationalize the seismic design method of reinforced concrete shear wall and to improve their seismic ductility and energy dissipation performance, which has greater scientific significance and engineering value.

Keywords: reinforced concrete shear wall; topology optimization; evolutionary structural optimization algorithm; strut-and-tie model; low reversed cyclic loading; seismic design; Finite element analysis

目 录

第1章 绪论.....	1
1.1 RC剪力墙	1
1.1.1 工程背景.....	1
1.1.2 力学特性.....	1
1.2 RC剪力墙配筋设计方法	3
1.2.1 经验和半经验设计法.....	3
1.2.2 弹性应力设计方法.....	4
1.2.3 弹塑性应力设计方法.....	5
1.3 结构优化设计.....	5
1.3.1 定义与种类.....	5
1.3.2 拓扑优化.....	6
1.4 国内外研究现状.....	6
1.4.1 RC剪力墙设计方法	6
1.4.2 拉压杆模型设计方法.....	7
1.4.3 渐进演化类拓扑优化及其在RC结构设计中的应用	7
1.5 本文研究的主要内容.....	8
第2章 低周反复荷载作用下的RC剪力墙拓扑优化.....	11
2.1 概述.....	11
2.2 低周反复荷载作用下的拓扑优化	11
2.2.1 基于线弹性分析的优化.....	11
2.2.2 基于材料非线性分析的优化.....	14
2.3 数值算例.....	18
2.3.1 构件概况.....	19
2.3.2 优化参数.....	19
2.3.3 优化结果.....	20
2.4 分析与讨论.....	23
2.4.1 单向荷载与往复荷载作用下优化的比较	23
2.4.2 基于线弹性分析与材料非线性分析的优化的比较	24
2.5 本章小结.....	26
第3章 基于拓扑优化-STM的RC剪力墙抗震设计方法	29
3.1 概述.....	29
3.2 拓扑优化-STM设计方法.....	29
3.2.1 基于拓扑解的STM构建	29
3.2.2 STM轴力求解	31

3.2.3 RC 剪力墙配筋设计	31
3.3 RC 剪力墙的有限元仿真分析	33
3.3.1 ABAQUS 软件简介	33
3.3.2 有限元模型验证.....	34
3.3.3 新方法设计构件的仿真分析.....	36
3.4 本章小结	49
第 4 章 高宽比和轴压比对剪力墙优化抗震设计的影响	51
4.1 概述.....	51
4.2 高宽比的影响.....	51
4.2.1 算例概况.....	51
4.2.2 拓扑解.....	52
4.2.3 分析与讨论.....	55
4.2.4 不同高宽比下 RC 剪力墙抗震设计建议	55
4.3 轴压比的影响.....	56
4.3.1 算例概况.....	56
4.3.2 拓扑解.....	56
4.3.3 分析与讨论.....	61
4.3.4 不同轴压比下 RC 剪力墙抗震设计建议	61
4.4 本章小结	62
第 5 章 结论与展望	63
5.1 结论	63
5.2 展望	64
参考文献	65

第1章 绪论

1.1 RC 剪力墙

1.1.1 工程背景

近年世界地震频发，钢筋混凝土（RC）剪力墙作为高层结构中主要的抗侧力构件，是最重要的抗震防线之一^{[1][2]}。RC 剪力墙又名抗震墙、抗风墙或结构墙，其抗侧向刚度大，承载力高，当地震作用传来时，RC 剪力墙能够很好的吸收地震能，表现出良好的抗震性能，被普遍应用于大型高层建筑之中^[3]。

但是，由于 RC 剪力墙在地震作用下内力的分布和变化都较为复杂，当前的设计下易发生脆性破坏，结构承载力骤降，从而引发不可估量的影响。如智利在 2010 年经历了一次大地震，大量高层建筑结构中的剪力墙发生了剪切破坏，甚至发生剪力墙结构整体倒塌^[4]；再比如 2018 年花莲 6.4 级地震，部分设计不尽合理的剪力墙结构也出现了整体倾斜和倒塌的现象^[5]。



图1.1 地震中的剪力墙破坏（图片来源于网络）

Fig.1.1 Shear Wall Failure in Earthquakes(The picture comes from the Internet)

大量既有案例、试验及理论分析都表明，RC 剪力墙在地震作用下多发生剪切破坏^{[6][7]}，结构达到峰值承载力后，在延性与耗能方面表现出能力不足，刚度迅速下降。该类破坏较脆，发生十分突然，易对生命安全造成严重后果。可见，结构震害的大小与 RC 剪力墙等构件的耗能能力以及延性有着举足轻重的关系^[8]。

1.1.2 力学特性

研究过程中常用拟静力试验方法（低周反复荷载试验方法）来模拟地震时结构在反

复荷载作用下的受力、变形特征^[9]，此时结构内力随外荷载正负交替，其滞回性能可以评估结构的刚度退化与耗能能力^[10]。

剪力墙在反复荷载作用下的破坏形态大致可以分为弯曲破坏、弯剪破坏、剪切破坏三种基本类型^[11]。一般构件在纵筋屈服前发生了斜拉破坏、斜压破坏、剪压破坏或剪切滑移破坏，则定义该破坏形态为剪切破坏^[12]。

弯曲破坏包括脆性弯曲破坏和延性弯曲破坏，受拉端钢筋屈服后达到极限强度被拉断或受压端混凝土被压溃是弯曲破坏的主要原因。剪力墙常出现延性弯曲破坏，弯曲裂缝大多出现在墙体底部的塑性区域，墙体中部也有斜裂缝开展，纵筋被拉断，该破坏形态是一种较为理想的延性破坏，此时的剪力墙耗能能力较强。

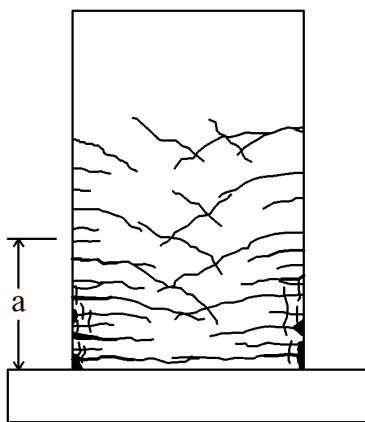


图1.2 弯曲破化形态^[12]

Fig.1.2 Ductile Flexural failure appearance

弯剪破坏常见于中高剪力墙之中，此时结构在弯矩和剪力二者作用下，最先于剪力墙底部两侧的墙角处出现水平裂缝，然后裂缝逐渐向剪力墙中部蔓延成斜裂缝，此时墙体中部可以发现明显的交叉斜裂缝。

剪切破坏可以分为斜拉破坏、斜压破坏、剪压破坏和剪切滑移破坏。

待剪力墙弯曲屈服后，塑性区混凝土刚度显著降低，受拉区裂缝逐级开展，构件的抗剪强度逐渐低于抗弯强度，因为剪力墙水平方向抗剪能力不足，一条斜裂缝贯穿整个墙体，如图 1.3(a)所示；斜压破坏一般发生在低矮剪力墙中，此时弯曲裂缝开展较深，当轴向压力较大时，腹板处的混凝土开始剥落，如图 1.3(b)所示；剪压破坏一般发生在高剪力墙中，待构件弯曲屈服后，出于墙体两侧边缘出于塑性区的混凝土保护层剥落，纵筋发生屈曲，混凝土压应变过大，墙体两侧边缘构件的强度骤降，如下图 1.3(c)所示；剪切滑移破坏一般发生在低矮剪力墙中，主要受弯曲控制的剪力墙在关键截面裂缝贯穿为一整条裂缝，随着裂缝变宽，构件根部出现明显的滑移面，发生显著的剪切滑移，如下图 1.3(d)所示。

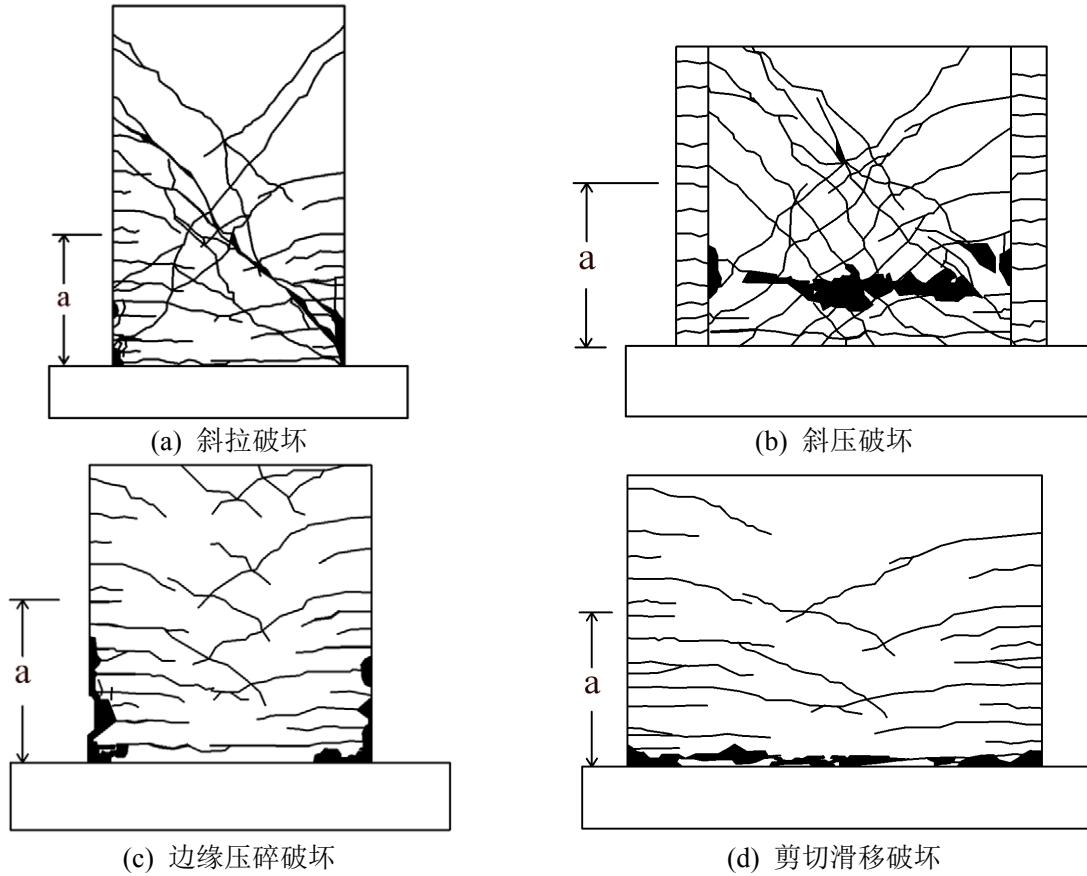
图1.3 剪切破坏形态^[12]

Fig.1.3 Shear failure appearance

研究结果表明,剪力墙在反复作用下的破坏形态对构件耗能能力与延性性能有较大的影响,弯曲破坏具有相对较好的变形能力和延性,弯剪破坏次之,剪切破坏属于脆性破坏^[13]。

1.2 RC 剪力墙配筋设计方法

剪力墙作为典型的复杂应力构件,复杂的应力分布使得这类构件的受力状态和破坏形态都较为混沌^[14],过去在配筋设计环节往往将结构简化为杆系结构分析,再依据大量试验数据修正,形成一套经验和半经验的设计方法。伴随计算机的发展,有限元方法被用以分析应力分布,弹性应力设计方法被广泛应用。近期非线性分析理论已发展的较为成熟,为了更加精确的进行设计,弹塑性应力方法得以发展。

1.2.1 经验和半经验设计法

现在各国规范针对剪力墙的设计方法多是基于平截面假定配以大量的试验数据进行调整修正,如中国《混凝土结构设计规范》(GB 50010-2010)^[15]于附录 E 给出的以及《高层建筑混凝土结构技术规程》(JGJ 3-2010)^[16]在第 7 章给出的剪力墙一般设计方

法,大致的设计流程为:首先初步确定混凝土强度、墙体厚度以及轴压比等基本信息,接着按照强度要求调整配筋情况,然后验算变形能力,若结果不满足工程结构性能要求,则返回调整配筋情况,再进行分析校核,直至满足为止;美国“混凝土结构设计规范”(ACI 318-14)^[17]的第14章也给出了剪力墙的一般设计方法,在进行剪力墙正截面设计时,完全遵循平截面假定,基于承载力极限状态设计方法计算。这些设计方法操作性较强,但也存在力学概念不够清晰、设计结果较为保守的不足,属于经验和半经验法。

1.2.2 弹性应力设计方法

弹性应力分析法于八十年前便慢慢出现在人们视野之中,其主要思想是假定构件中拉力由钢筋承受,不考虑材料损伤造成的弹塑性特性,根据主拉应力与主压应力的分布计算出受拉钢筋的计算与布置。该方法基于应力分析,但解析法求得应力分析较为复杂,一般人们多用有限元数值运算进行应力分析。我国《混凝土结构设计规范》^[15]6.1.2条写到“对于二维或三维非杆系结构构件,可先根据弹性或弹塑性分析确定的应力设计值分布后,再通过主拉应力设计值的合力在配筋方向的投影确定配筋量”但是规范中并未给出实际有效的操作流程。

美国规范^[17]与其他一些欧美规范^[18]中存在一种弹性应力设计方法,即拉压杆模型(STM)设计方法。STM方法是现存最为流行的弹性应力方法之一^[19-21],起源于桁架模型^[22],在塑性理论下限定理的基础上建立,其力学概念明晰,分别由压杆、拉杆和节点三部分组成,如下图1.4所示,被广泛应用于RC结构的分析计算中。由于钢筋的抗拉强度远优于混凝土,而混凝土的抗压强度又高于其本身的抗拉强度,所以在设计中把混凝土视作压杆轴向承担压力,钢筋视为拉杆轴向承担拉力,节点区便是压杆、拉杆相互交汇的区域。STM的建立仅考虑了结构平衡条件与屈服准则,但却未曾考虑变形协调,故往往不具备唯一性^[23],一个构件理论上可以建立无限多个STM。常见的构造STM的方法包括拓扑优化、荷载路径法、弹性应方法。

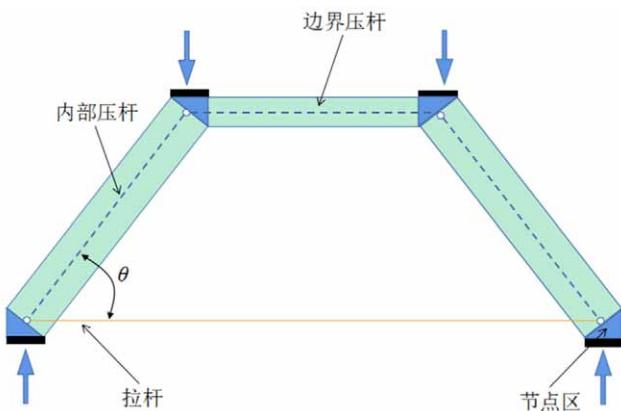


图1.4 STM的描述

Fig.1.4 Description of STM

1.2.3 弹塑性应力设计方法

RC 结构中, 钢筋受拉性能优良, 混凝土抗压能力突出, 二者协同受力, 待混凝土开裂后, 将拉力更多传递给钢筋, 此时结构发生损伤, 出现应力重分布, 此时显然仅用弹性应力设计方法进行设计是不够严谨的。而弹塑性应力设计方法考虑了材料在使用过程中的损伤、开裂等非线性行为造成的结构塑性内力重分布, 更加精确的模拟结构受力状态, 使得材料利用更为合理。相比弹性应力设计方法, 弹塑性应力设计方法力学模型清晰, 对于受力情况复杂、容易产生应力重分布和应力紊乱的复杂应力构件更为适合^[24]。

1.3 结构优化设计

1.3.1 定义与种类

结构优化设计可以分成三种: 尺寸优化、形状优化以及拓扑优化^[25]。

尺寸优化的变量是模型的几何尺寸, 在优化过程中仅对结构内外边的尺寸大小进行调整, 常见的优化变量有杆件的横截面积, 板壳的厚度分布等, 通过对几何尺寸的优化达到结构最轻或者最经济的效果, 如图 1.5(a)。

形状优化的变量是模型的开孔形状, 常见的优化变量有孔洞形状的选择 (是圆孔还是方孔, 圆倒角还是方倒角) 通过改变结构内外边界的几何形状以达到优化效果, 可以有效的解决应力集中问题, 如图 1.5(b)。

拓扑优化可以视为一种更为高级的形状优化, 它根据给定负载情况、约束条件和性能指标, 在给定区域内对材料分布进行优化^{[26][27]}。形状优化通常在设计域中先优化出一个孔洞, 然后改变这个孔洞的大小进行优化, 而拓扑优化一般先在设计域中确定孔洞的个数, 再对每一个孔洞进行形状优化。拓扑优化所得到的结果符合结构的受力机理, 也较为贴合结构的使用需求, 如图 1.5(c)。

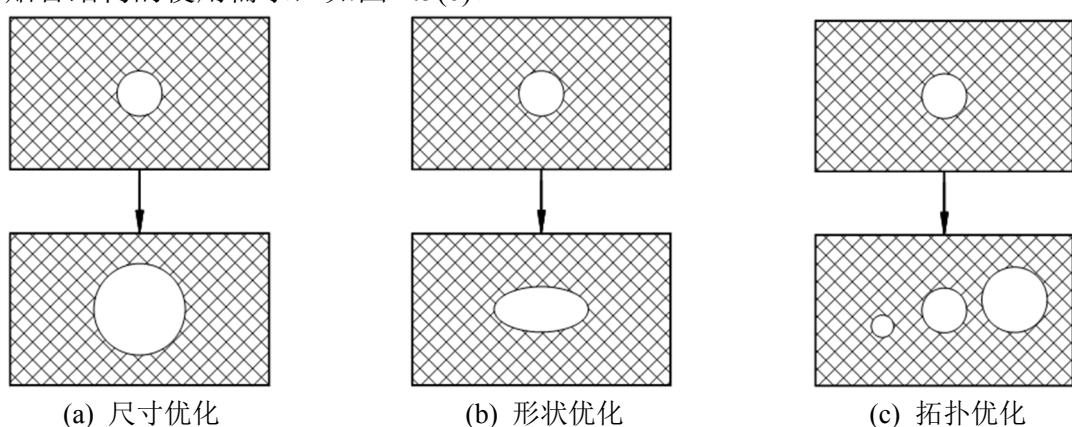


图1.5 结构优化示意

Fig.1.5 Structure optimization schematic

1.3.2 拓扑优化

目前应用较多的拓扑优化算法大多为启发式算法，常见的拓扑优化算法可以分为两类。

一类是离散体拓扑优化算法，主要代表有 1904 年 Michell 提出的最小质量桁架解及其设计原理^[28]，由 Brikar 进一步研究，得到了不同应力和位移约束下平面桁架应该满足最小质量布局的标准^[29]。

另一类是连续体拓扑优化算法，包括 Xie 等提出的渐进结构优化算法^[30] (evolutionary structural optimization, ESO)、Bendsoe 等提出的变密度理论固体各向同性微结构材料惩罚模型法^[31] (Solid isotropic microstructures with penalization, SIMP) 和仿生类算法等。其中 ESO 算法通过从结构中逐渐删除低效和无效材料，使结构的形状向最佳结构进化；SIMP 算法引入假想的相对密度作为设计变量，建立惩罚因子对中间密度值进行惩罚，以此获取满足刚度最大或应变能最小等优化目标下的拓扑解^{[32][33]}；仿生类算法主要从生物的进化过程中寻找规律，把优化对象看成是生物个体，通过淘汰劣等个体来使结构最优，主要包括蚁群算法^[34] (ACO)、遗传算法^[35] (GA)、粒子群算法^[36]、人工神经网络算法^[37]等；水平集方法将平面或三维结构表达为一个高一维水平集函数的零水平集，可得边缘光滑和清晰的拓扑解^[38]；相场法用偏微分方程代替界面处边界条件以演化出辅助场（相场），实现结构优化的相场方法^[39]。

1.4 国内外研究现状

1.4.1 RC 剪力墙设计方法

剪力墙作为抗震设防较为重要的一环，抗震性能至关重要，但其应力场较为复杂，常发生脆性破坏，构件设计引起了诸多学者关注。有学者提出了相关的抗震设计建议，如钱稼茹、吕文等^[40]提出了考虑位移延性的剪力墙抗震设计建议，分析比对了如边缘构件区域、配箍特征值及轴向压力等因素对剪力墙延性的影响并给出了考虑延性的剪力墙抗震设计建议；吕西林等^[41]分析对比了国内可恢复结构的研究，介绍了两种双肢剪力墙可更换构件的设计概念；黄志华等^[42]通过国外相关经验公式推算了剪力墙高宽比、轴压比、箍筋特征值与其极限位移的关系，并结合大量试验数据支撑公式的正确性，最后提出基于性能的 RC 剪力墙抗震设计方法。也有学者通过有限元手段研究了相关抗震性能，戚永乐^[12]根据中国抗震设计规范对 RC 梁、柱、剪力墙进行研究，划分了五个抗震性能阶段，并给出相应划分准则辅以大量有限元仿真数据加以说明分析。试验方面，钱稼茹、徐福江等^[43]通过大量的试验数据（106 片剪力墙试件的相关试验数据）进行拟合研究，推导出了 RC 剪力墙变形能力的计算公式；Dazio 等^[44]通过拟静力试验，研究了特定区

域内影响细高剪力墙的参数,得到了不同状态下塑性铰区域的应变限值,进一步补充了RC剪力墙基于性能的抗震设计建议;章红梅等^[45]通过拟静力试验,分析了边缘区构件中纵筋率、配箍率对抗震性能的影响,并给出了提高剪力墙抗震性能的相关建议;Hidalgo等^[46]收集了大量足尺RC剪力墙试验数据,对发生剪切破坏的剪力墙构件的抗震性能展开研究。Mjtk等^[47]对三种新型剪力墙在不同抗震性能水平下的自中心化能力及进行分析,介绍了三种改进的自中心设计目标;Zerbin等^[48]提出一种计算RC墙和框架结构的折减力系数的替代公式。这些试验研究都为剪力墙抗震设计提供了宝贵的参考依据,但并没有从根本上解决剪力墙因为内力复杂导致脆性破坏的问题。

1.4.2 拉压杆模型设计方法

STM作为一种塑性下限解,所求承载力偏安全,可为RC构件的设计提供力学依据。Schlaich等^[49]提出在RC构件受压和受拉区分别设置混凝土压杆和钢筋拉杆,作为混凝土D区设计的力学依据;邢国华等^[50]运用软化STM对节点等效核心区进行受力分析,并推导出受剪承载力计算公式,与大量试验结果对比表明,SSTM有明确的力学计算模型,较好的反映出设计构件的受力机理;黄翔海^[51]用STM对RC牛腿进行了配筋设计,通过分析研究得到了相应的计算公式;王成刚^[52]用STM对RC深梁进行了配筋设计,并与我国规范方法的计算结果进行比较。也有大量学者用STM指导RC剪力墙的设计,并取得较好效果,如姚大庆等^[53]在STM的基础上,提出了一种用于剪力墙弹塑性反应分析的简化模型,并通过与相关试验的对比分析验证了模型的可行性;王激扬等^[54]根据STM衍生出的原始宏观模型构建了适用于大开洞RC剪力墙的改进宏观计算模型,有效提高了设计计算的精度,一定程度把握开洞剪力墙剪切变形的关键特征;初明进等^[55]针对冷弯薄壁型钢混凝土剪力墙提出一种STM-滑移模型,能较好地计算这种剪力墙的受剪承载力;陈晓磊等^[56]在STM基础上通过合理化假定提出了考虑变形协调的改进STM,实现以剪切为主的RC剪力墙力-位移全过程计算;Zhi等^[57]讨论了9个实尺剪力墙的抗震性能,并通过STM探讨了剪力墙的传力机理;You等^[58]利用SSTM方法计算钢管混凝土柱钢纤维混凝土剪力墙的抗剪强度,并与试验值对比,验证其准确性。

然而STM的建立因为其不唯一性,一直是个难题。近年来,拓扑优化因为良好的图形演化能力,可以客观的构建出合理的STM,从而指导设计。

1.4.3 渐进演化类拓扑优化及其在RC结构设计中的应用

拓扑优化算法中,ESO算法操作性较强,经过十余载的发展,得到了广泛的研究与应用,逐渐衍生出反向渐进结构优化^[59](additive ESO, AESO)、双向渐进结构优化^[60-62](bidirectional ESO, BESO);易伟建、刘霞等将遗传算法与ESO中,提出了遗传演

化结构优化^{[63][64]} (genetic ESO, GESO) 有效提高了算法全局寻优能力; Querin 等^[65]构建光滑边界, 提出平滑渐进结构优化 (smoothing ESO, SESO) 较好的解决了网格依赖和优化棋盘格问题; 张鹤志、王磊佳等^[66]提出加窗渐进结构优化 (windowed ESO, WESO) 通过自适应删除窗口, 大幅增加了运算效率。

在 RC 结构设计中最优化理念的背景下, 拓扑优化为 RC 结构设计提供了一条新的思路。林波等^{[67][68]}借助 ESO 算法得到的最优材料布局创建 STM 并得到配筋设计方法, 设计示例表明该方法具有良好的实用性; 刘霞等^[69]在 ESO 算法中融入遗传算法的思想来构造 STM 并用 Michell 理论与相关试验验证其优越性; 仲济涛等^[70]利用 BESO 算法来衍生 STM 并揭示了其良好的力学模型; Özkal 等^[71]通过拓扑优化方法构建 STM 以指导配筋设计并展开相关试验研究, 结果表明新设计方法比传统的 RC 构件设计方法具有更好的设计效果; Chen 等^[72]运用拓扑优化算法对 RC 深梁进行设计, 能够在保证承载能力的同时, 延缓不规则混凝土深梁的裂缝扩展, 并减少构件的钢筋用量。张鹤志等^[73]运用 ESO 算法结合多目标理论对 RC 深梁进行研究, 试验结果表明, 在静力集中荷载作用下深梁实现正截面弯曲破坏形态, 延性令人满意。然而这些应用大多集中在 RC 深梁的辅助设计上, 虽然都属于二维构件, 但 RC 剪力墙通常既需要承受一定的竖向荷载和轴压比, 又需要考虑可能面临的水平地震作用, 其主要受力工况与 RC 深梁有着本质区别。于是有学者开始将拓扑优化运用到剪力墙的相关设计上。

曾超^[74]尝试用 ESO 算法结合多目标优化法解决实际工程中剪力墙刚度过大的问题, 对剪力墙的开洞位置进行优化; 李嘉皓、朱杰江等^[75]结合免疫遗传算法对装配式剪力墙布置位置进行优化, 满足结构约束条件的同时预制构件体积更小, 更具经济型; 然对于 RC 剪力墙来说, 良好的耗能能力更多地需要通过合理的配筋设计来实现, 因此, 张鹤志等将结合了遗传算法的 ESO 应用到弹塑性应力设计以提升 RC 剪力墙的变形性能, 并通过静力试验证实了这一点^[14]; Kamalodini 等^[76]运用 SIMP 算法得到了开洞剪力墙的最优拓扑并通过 STM 指导配筋。

目前对结构拓扑优化的研究主要基于结构弹性应力分析, 仅考虑单一荷载, 但 RC 剪力墙在中震和强震作用下混凝土结构将表现出明显弹塑性特征, 考虑非线性的拓扑优化方面研究还寥寥无几^[77]。章红梅等运用变密度拓扑优化算法开展了 RC 剪力墙的拟静力优化及相应的抗震设计^[78], 并通过有限元仿真证明了如此设计构件的抗震性能良好。有部分学者展开了基于非线性分析的结构耗能拓扑优化研究^{[79][80]}, 但大多仍处于理论分析阶段。综上所述, 虽然拓扑优化算法在 RC 剪力墙抗震设计中有一定的应用, 但就现在来说仍属于初级阶段, 需要进一步的研究。

1.5 本文研究的主要内容

本文开展了低周反复荷载作用下 RC 剪力墙的拟静力拓扑优化, 将钢筋混凝土剪力

墙的渐进结构优化算法拓展至低周反复荷载作用下的拟静力优化，并发展了分别基于线弹性分析和材料非线性分析的不同优化方式，接着提出基于拓扑优化-拉压杆模型的钢筋混凝土剪力墙抗震设计新方法，并开展了相应的非线性仿真验证，最后讨论了高宽比和轴压比对钢筋混凝土剪力墙优化抗震设计的影响，得到相应的配筋设计建议。本文总共分为 5 章，主要内容如下：

第 1 章为绪论，本章先较为详尽的讨论了现有研究中关于 RC 剪力墙的工程背景和力学特性，剪力墙常发生脆性破坏，并介绍了相应的设计方法；STM 作为一种具有较强理论依据的设计方法可以较好的指导设计，但难以构造出适合的 STM，而拓扑优化方法展现出较强的图形演化能力，可以有效的指导 STM 建立进行设计；然后对现有的拓扑优化算法现状进行了介绍，阐述了现有拓扑优化算法的相关研究和不足以及在土木工程中的应用，最后总结了国内外相关研究，并且说明了开展 RC 剪力墙拟静力拓扑优化的重要性。

第 2 章以 ANSYS 有限元软件为平台，于 APDL 板块的二次语言开发功能基于 RC 整体模式的基础上自行编写相关算法程序。给出优化算法的数学模型，提出了基于线弹性分析的低周反复荷载作用下 RC 剪力墙 ESO，在体积约束下，最大化结构刚度；并进一步提出考虑材料非线性的低周反复荷载作用下 RC 剪力墙 ESO，应力约束下，以单元存活状态为设计变量，单元塑性应变能作为优化指标，最大化结构耗能能力，并给出相关算例，分析对比。

第 3 章根据基于非线性分析的低周反复荷载作用下 RC 剪力墙 ESO 得到的拓扑解指导建立了 STM，并通过 STM 进行了配筋设计，利用 ABAQUS 有限元软件对 RC 剪力墙进行非线性有限元仿真分析，完成了优化配筋设计剪力墙、无分布筋的优化配筋设计剪力墙和按照规范配筋设计剪力墙的数值分析，并通过结果探讨了剪力墙的受力机理。

第 4 章通过比对不同高宽比和不同轴压比的 RC 剪力墙算例，探讨了不同参数对剪力墙优化结果的影响，进一步验证了本文提出的低周反复荷载作用下 RC 剪力墙 ESO 的适用性及稳定性并给出了相关的设计建议。

第 5 章为结论与展望，对全文所有研究进行总结，并对本文研究的不足以及未来进一步的研究方向进行展望。

第2章 低周反复荷载作用下的 RC 剪力墙拓扑优化

2.1 概述

近年世界地震频发, RC 剪力墙作为高层结构中主要的抗侧力构件, 是最重要的抗震防线之一。既有案例、试验及理论分析都表明, 结构震害的大小与 RC 剪力墙等构件的耗能能力、延性有着举足轻重的关系。

拓扑优化是一种基于数学的优化方法, 它根据给定负载情况、约束条件和性能指标, 在给定区域内对材料分布进行优化, 能够有效的指导构件进行设计。ESO 是一种启发式拓扑优化算法, 能够为待解决的优化问题提供一个可行解。但其研究多针对弹性情况下的单一荷载工况, 无法有效的为地震作用下的 RC 剪力墙进行指导设计。因此, 本章考虑 RC 的材料非线性特性以开展 RC 剪力墙拟静力拓扑优化, 这项工作一定程度的优化了 RC 剪力墙的抗震设计方法, 提升了 RC 剪力墙的抗震延性和耗能性能, 是一种开创性的尝试, 有着较大的科学意义和工程价值。

2.2 低周反复荷载作用下的拓扑优化

在经典 ESO 算法^[30]的基础上, 设置可自适应调节的单元删除率, 可一定程度解决棋盘格效应、优化畸变和效率低等问题。本节基于这种改良的算法, 借助 ANSYS 大型通用有限元软件的 APDL 参数化设计语言板块自行编写程序, 通过将混凝土和钢筋视为整体(整体模式)建立 RC 剪力墙有限元模型, 并对其开展低周反复荷载下的拓扑优化。

2.2.1 基于线弹性分析的优化

2.2.1.1 优化灵敏度构建

在建筑结构设计中, 正常使用状态下一般要求结构没有塑性变形, 也就是需要构件材料处于弹性阶段。在单向静力荷载作用和给定体积约束下, 以结构刚度最大化(即结构柔顺度最小化)为目标的 ESO, 数学模型可以描述为:

$$\text{最小化 } C = \frac{1}{2} \mathbf{U}^T \mathbf{K} \mathbf{U} = \sum_{i=1}^N \frac{1}{2} x_i \mathbf{u}_i^T \mathbf{k}_i \mathbf{u}_i \quad (2.1)$$

$$\text{服从 } \begin{cases} \mathbf{KU} = \mathbf{P} \\ x_i \in \{0, 1\}, \quad i = 1, \dots, N \\ V \geq V_{\text{obj}} \end{cases} \quad (2.2)$$

式中 C 为结构柔顺度指标; \mathbf{K} 和 \mathbf{U} 分别为结构刚度矩阵和位移向量; N 为单元总数; \mathbf{u}_i 和 \mathbf{k}_i 分别为第 i 个单元的位移向量和单元刚度矩阵; x_i 为设计变量, 即单元状态描述参数, 存留单元取 1, 被删除的单元取 0; \mathbf{P} 为荷载向量; V 和 V_{obj} 分别为结构当前体积率及目标体积率。

对于单向荷载作用下线弹性结构优化的应变能灵敏度表达式如下^[64]:

$$\gamma_i^s = \Delta C = \frac{1}{2} \mathbf{P}^T \Delta \mathbf{u} = \frac{1}{2} \mathbf{u}_i^T \mathbf{k}_i \mathbf{u}_i \quad (2.3)$$

式中 γ_i^s 为第 i 个单元的应变能灵敏度。

若荷载为一回合的反复荷载, 即有:

$$\mathbf{U} = |\mathbf{U}^L| + |\mathbf{U}^R| \quad (2.4)$$

$$\mathbf{KU}^L = \mathbf{P}^L \quad (2.5)$$

$$\mathbf{KU}^R = \mathbf{P}^R \quad (2.6)$$

式中 \mathbf{U}^L 为第一次加载状态下的结构位移, \mathbf{U}^R 为第二次加载状态下的结构位移。

结构中任意单元 i 被删除时, 结构总刚度的改变量 $\Delta \mathbf{K}$, 是由 \mathbf{k}_i 的元素按照它们在结构总刚度矩阵中的位置, 再添加零元素的矩阵。在优化中, 荷载向量是与单元状态无关的常量, 同时忽略高阶微量 $\Delta \mathbf{K} \Delta \mathbf{U}^L$ 和 $\Delta \mathbf{K} \Delta \mathbf{U}^R$:

$$\mathbf{K}(|\Delta \mathbf{U}^L| + |\Delta \mathbf{U}^R|) + \Delta \mathbf{K}(|\mathbf{U}^L| + |\mathbf{U}^R|) = 0 \quad (2.7)$$

即此时结构位移的改变量为:

$$\Delta \mathbf{U} = |\Delta \mathbf{U}^L| + |\Delta \mathbf{U}^R| = -\mathbf{K}^{-1} \Delta \mathbf{K} (|\mathbf{U}^L| + |\mathbf{U}^R|) \quad (2.8)$$

因此基于平均柔顺度的单元应变能灵敏度 γ_i 为:

$$\gamma_i = \Delta C = -\frac{1}{2} (\mathbf{P}^{L,T} \mathbf{K}^{-1} \Delta \mathbf{K} |\mathbf{U}^L| + \mathbf{P}^{R,T} \mathbf{K}^{-1} \Delta \mathbf{K} |\mathbf{U}^R|) = \frac{1}{2} \mathbf{u}_i^{R,T} \mathbf{k}_i \mathbf{u}_i^L + \frac{1}{2} \mathbf{u}_i^{R,T} \mathbf{k}_i \mathbf{u}_i^R \quad (2.9)$$

2.2.1.2 灵敏度过滤

为了避免数值不稳定造成棋盘格现象等问题, 使结构的灵敏度数值分布更加均匀, 在优化中引入灵敏度过滤技术。即选定过滤半径后, 将每个单元的灵敏度与其过滤半径内周围各个单元的灵敏度加权平均:

$$\gamma_i = \frac{\sum_{j=1}^N w(r_{ij}) \gamma_j}{\sum_{j=1}^N w(r_{ij})} \quad (2.10)$$

$$w(r_{ij}) = r_{\min} - r_{ij} \quad (2.11)$$

式中 γ_i 为第 i 个单元灵敏度, $\gamma_{i,j}$ 第 i 个单元周围第 j 个单元的灵敏度, N 为第 i 个单元周围处于过滤半径内的单元总数, $w(r_{ij})$ 为权重因子, r_{ij} 元是第 i 、第 j 个单元间的距离。

每代优化基于的分析完成后, 计算出每个单元的应变能灵敏度值。每代的单元删除个数宜控制在当代活单元总数的 0.5%~1.5%。为提高了后处理过程中的效率, 采用自适应计算阈值的方式。先计算单元应变能灵敏度控制阈值 $[\gamma]$:

$$[\gamma] = \gamma_{\max} \cdot p \quad (2.12)$$

式中 γ_{\max} 为该代结构在分析后得到的所有活单元应变能灵敏度值中的最大值, p 为阈值自适应调整系数, 初始阈值取 $p_0 = 0.5$ 。然后统计该代结构中单元应变能灵敏度值小于单元应变能灵敏度控制阈值 $[\gamma]$ 的活单元数目 $n_{i,j}$, 并验证是否满足:

$$n_i \times 0.5\% \leq n_{i,j} \leq n_i \times 1.5\% \quad (2.13)$$

式中 n_i 为该代所有活单元数目。如若不满足上式, 则用二分法对阈值自适应调整系数 p 进行调整:

$$p_k = \frac{p_{k-1}}{2} \quad (2.14)$$

式中 p_{k-1} 和 p_k 分别为第 k 次调整前后的阈值自适应调整系数 p 值。然后回到式(2.12), 重新计算单元应变能灵敏度控制阈值 $[\gamma]$, 直至满足式(2.13)时为止。然后根据最终的单元应变能灵敏度控制阈值 $[\gamma]$ 进行设计变量更新, 即对所有活单元执行优化操作:

$$\text{当 } \gamma_i < [\gamma] \text{ 时} \quad x_i = 0 \quad (2.15)$$

2.2.1.3 优化流程

按照文献[81]中的方式, 基于式(2.3)的灵敏度完成单向加载状态下以结构刚度最大化为目标的优化, 结构达到体积约束条件的下限时, 优化终止, 再将得到的最优拓扑图形按其竖轴进行镜像, 取镜像前后两个图形的并集作为最终的最优拓扑, 再计算相应的优化体积率, 具体操作流程图如下图 2.1:

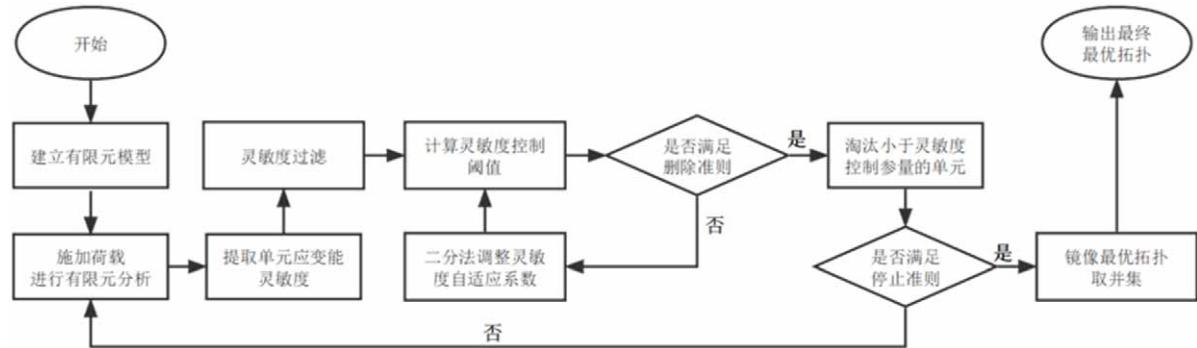


图2.1 基于线弹性分析单向荷载作用下的优化流程

Fig.2.1 Optimization process based on linear elastic analysis under unidirectional load

基于式(2.9)的灵敏度直接完成一回合反复加载，并以结构刚度最大化为目标进行优化，结构达到体积约束条件的下限时，优化终止，得到的最优拓扑即为最终的最优拓扑，流程图如下图 2.2 所示：

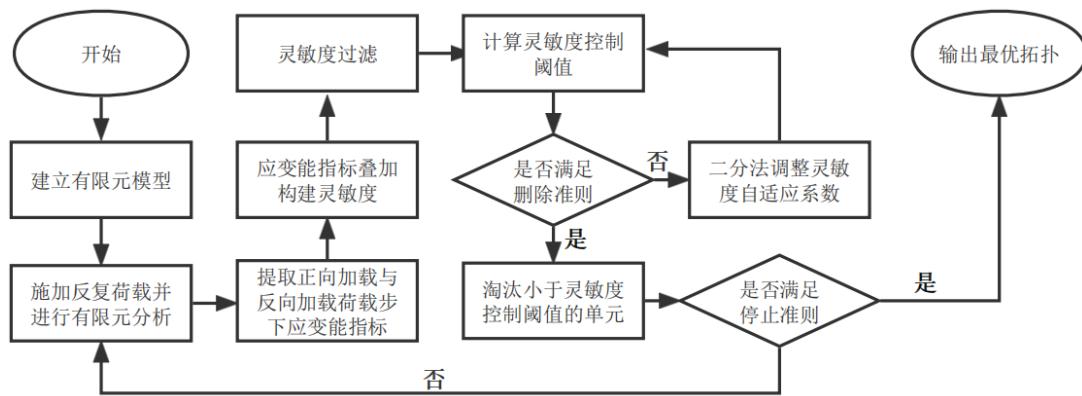


图2.2 基于线弹性分析反复荷载作用下的优化流程

Fig.2.2 Optimization process based on linear elastic analysis under repeated load

2.2.2 基于材料非线性分析的优化

为了更准确地模拟低周反复荷载作用下 RC 剪力墙的真实行为，展开基于材料非线性分析的拓扑优化。

2.2.2.1 考虑材料非线性的有限元分析

在低周反复荷载作用下，材料的本构与加载历史相关，也就是在 RC 剪力墙中，混凝土损伤会累积，钢筋也会因包辛格效应而屈服极限降低。因此，本节采用钢筋与混凝土非线性本构模型进行 RC 剪力墙有限元分析，并在此基础上完成优化。参考《建筑抗震试验方法规程》^[82]，取使初始结构屈服但不至于破坏的荷载，加载三个回合（加载—卸载—反向加载—卸载为一回合加载）。

2.2.2.2 数学模型与应变能计算

在考虑材料非线性的分析中,为了获得最有效的耗能能力设计,可以设定优化目标为给定外荷载下每单位体积的总应变能(E/V)的最大化。数学模型如下:

$$\text{最大化: } f(x) = \frac{E}{V} = \frac{1}{V} \lim_{n \rightarrow \infty} \frac{1}{2} \sum_{j=1}^n \sum_{i=1}^N x_i [(\mathbf{u}_{i,j}^T - \mathbf{u}_{i,j-1}^T)(\mathbf{F}_{i,j} + \mathbf{F}_{i,j-1})] \quad (2.16)$$

$$\text{服 从: } \begin{cases} \mathbf{R}_j = \mathbf{P} - \mathbf{F}^{\text{int}} = \mathbf{0} \\ \sigma_i \leq \sigma^* \\ x_i \in \{0, 1\}, i = 1, \dots, N \end{cases} \quad (2.17)$$

式中 σ_i 为第 i 个单元的应力, σ^* 为应力的限值, 将单元作为设计变量进行 0、1 优化, x_i 为第 i 个单元的存在状态, 1 表示存在, 0 表示淘汰, 其中 N 为单元总数。 \mathbf{P} 为外力矩阵, \mathbf{F} 是单元的节点力矩阵, \mathbf{F}^{int} 为内力矩阵, \mathbf{R} 为内力矩阵与外力矩阵间的不平衡力矩阵。其中, 优化目标是结构的耗能性能最大, 约束条件采用了应力约束, 下标 i 和 j 分别表示单元号和非线性分析迭代步数。

目标函数对第 i 号单元状态的变化量如下式,

$$\frac{\partial f(x)}{\partial x_i} = \frac{1}{V} \frac{\partial E}{\partial x_i} - \frac{E}{V^2} \frac{\partial V}{\partial x_i} \quad (2.18)$$

将结构的总应变能简化为每一次加载的应变能总和

$$E = \sum_{k=1}^m E_k \quad (2.19)$$

式中, E_k 为第 k 次加载状态下结构的应变能优化指标, m 为加载次数。考虑实际优化时的问题, 后续对上式中的优化指标有详尽解释。

以第 k 次加载为例进行灵敏度推导, 结构内力矩阵:

$$\mathbf{F}_{j,k}^{\text{int}} = \sum_{i=1}^N \mathbf{C}_i \int_{\Omega^e} \mathbf{B}^T \sigma_{i,k} d\Omega = \sum_{i=1}^N \mathbf{C}_i \mathbf{F}_{i,j,k} \quad (2.20)$$

式中, \mathbf{C} 是转换矩阵, \mathbf{C}_i 将 i 号单元的节点力矩阵转换成结构力矩阵, \mathbf{B} 是单元的几何函数矩阵, Ω^e 是单元体积, 下标 i, j, k 分别表示单元号, 非线性分析迭代步数和加载次数。

由能量守恒原理可知, 内力做功等于外力所做的功, 故有下式:

$$E_k = W_k = \lim_{n \rightarrow \infty} \frac{1}{2} \sum_{j=1}^n [(\mathbf{U}_{j,k}^T - \mathbf{U}_{j-1,k}^T)(\mathbf{P}_{j,k} + \mathbf{P}_{j-1,k})] \quad (2.21)$$

为了计算外功变化, 将控制方程通过拉格朗日乘子 $\lambda_{j,k}$ 引入外功表达式中:

$$E_k = W_k = \lim_{n \rightarrow \infty} \frac{1}{2} \sum_{j=1}^n [(\mathbf{U}_{j,k}^T - \mathbf{U}_{j-1,k}^T)(\mathbf{P}_{j,k} + \mathbf{P}_{j-1,k}) + \boldsymbol{\lambda}_{j,k}^T (\mathbf{R}_{j,k} - \mathbf{R}_{j-1,k})] \quad (2.22)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial E_k}{\partial x_i} = & \lim_{n \rightarrow \infty} \frac{1}{2} \sum_{j=1}^n [(\mathbf{U}_{j,k}^T - \mathbf{U}_{j-1,k}^T) \left(\frac{\partial \mathbf{P}_{j,k}}{\partial x_i} + \frac{\partial \mathbf{P}_{j-1,k}}{\partial x_i} \right) \\ & + \left(\frac{\partial \mathbf{U}_{j,k}^T}{\partial x_i} - \frac{\partial \mathbf{U}_{j-1,k}^T}{\partial x_i} \right) (\mathbf{P}_{j,k} + \mathbf{P}_{j-1,k}) \\ & - \boldsymbol{\lambda}_{j,k}^T \left(\frac{\partial \mathbf{R}_{j,k}}{\partial x_i} - \frac{\partial \mathbf{R}_{j-1,k}}{\partial x_i} \right)] \end{aligned} \quad (2.23)$$

式(2.23)中, 因为位移的变化分量 $d\mathbf{U}/dx=0$ 控制了自由度, 而其他自由度的外力分量 $\mathbf{P}=0$, 故第二项为零。

考虑到拉格朗日乘子 λ_j 并不影响函数值^[83], 令 $\boldsymbol{\lambda}_{j,k} = \mathbf{U}_{j,k} - \mathbf{U}_{j-1,k}$, 带入方程有:

$$\frac{\partial E_k}{\partial x_i} = \lim_{n \rightarrow \infty} \frac{1}{2} \sum_{j=1}^n [(\mathbf{U}_{j,k}^T - \mathbf{U}_{j-1,k}^T) \left(\frac{\partial \mathbf{F}_{j,k}^{\text{int}}}{\partial x_i} + \frac{\partial \mathbf{F}_{j-1,k}^{\text{int}}}{\partial x_i} \right)] \quad (2.24)$$

由上面推导可知, 第 i 个单元从结构中被淘汰时, 目标函数和总应变能的变化写为:

$$\Delta f(x) = \frac{1}{V} (\Delta E - \frac{\Delta V}{V} E) \quad (2.25)$$

$$\Delta E = \sum_{k=1}^m \Delta E_k = \sum_{k=1}^m \lim_{n \rightarrow \infty} \left[\frac{1}{2} \sum_{j=1}^n (\mathbf{U}_{j,k}^T - \mathbf{U}_{j-1,k}^T) (\Delta \mathbf{F}_{j,k}^{\text{int}} + \Delta \mathbf{F}_{j-1,k}^{\text{int}}) \right] \quad (2.26)$$

$$\Delta V = -V_i \quad (2.27)$$

$$\Delta \mathbf{F}_j^{\text{int}} = -\mathbf{C}_i \mathbf{F}_{i,j} \quad (2.28)$$

式中, ΔV 为体积变化量, $\Delta \mathbf{F}_j^{\text{int}}$ 为淘汰一个单元后结构内力的变化, 将式(2.28)代入式(2.26)可得:

$$\Delta E = - \sum_{k=1}^m \lim_{n \rightarrow \infty} \frac{1}{2} \sum_{j=1}^n (E_{i,j,k} - E_{i,j-1,k}) = - \sum_{k=1}^m E_{i,k} \quad (2.29)$$

$E_{i,k}$ 为第 i 个单元在第 k 次加载完成后算得的单元应变能优化指标, 故目标函数的变化量可以写为:

$$\Delta f(x) = \frac{1}{V} \left(\frac{V_i}{V} \sum_{k=1}^m E_k - \sum_{k=1}^m E_{i,k} \right) \quad (2.30)$$

单元灵敏度是单元在目标函数变化量的相对贡献排名, 故通过无量纲处理后的灵敏度表达式为:

$$\alpha_i = \frac{V_i}{V} - \frac{\sum_{k=1}^m E_{i,k}}{\sum_{k=1}^m E_k} \quad (2.31)$$

2.2.2.3 优化灵敏度构建与过滤

在低周反复荷载作用下的结构分析中,分析结果受加载历史影响,施加荷载输入结构的总能量卸载后不会复原(材料非线性行为),故在算法中加入对优化指标 $E_{i,k}$ 的对称化处理,即从加载梁两端任一侧对剪力墙施加水平荷载,然后以竖轴对称保留两侧单元优化指标的较大值,以期忽略加载方向带来的影响,把一次单向静力加载视为一回合加载,大幅增加了分析效率,提高了以拓扑指导配筋设计的可操作性,具体操作如图 2.3。

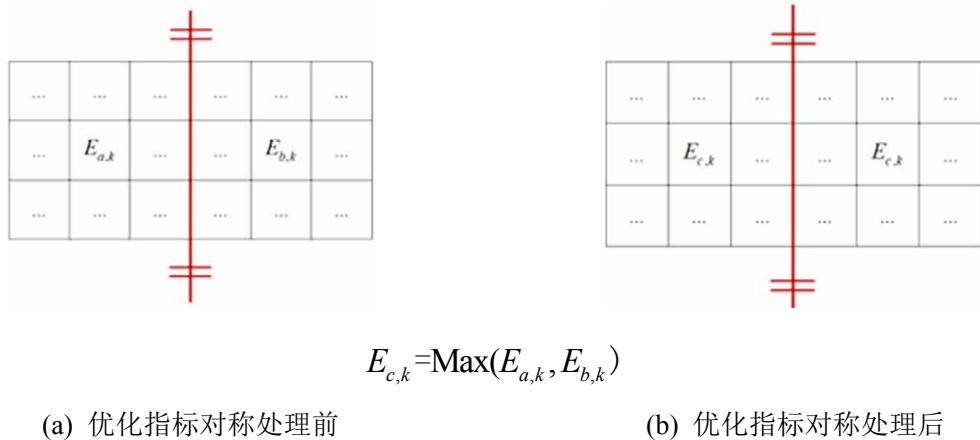


图2.3 优化指标对称化处理

Fig.2.3 Symmetric processing of strain energy index

式中 $E_{a,k}$ 、 $E_{b,k}$ 为 k 次加载下沿竖轴对称的两侧单元优化指标, $E_{c,k}$ 为二者中的较大值。

在基于非线性分析的反复荷载作用下拓扑优化中延续优化指标叠加的思想并做出如下改善: 分别计算出三次加载时的单元优化指标以及应力比, 应力比具体计算公式如下式 (2.32), 其中单元应力比小于 1 的单元处于弹性阶段反之已经进入塑性阶段。若三次加载中单元应力比均小于 1, 该单元取三次加载下最大的优化指标; 若三次加载中某次单元应力比大于等于 1, 说明在加载过程中会产生损伤累积, 故将加载过程中应力比大于 1 的优化指标进行求和处理。通过应力比给优化指标设置一个“门槛”, 反映出结构的状态。提取各加载状态下的单元优化指标进行叠加, 得到结构的应变能总和 E 。

$$\sigma_{\text{ratio}} = \frac{\sigma_i}{\sigma_{yi}} \quad (2.32)$$

式中 σ_{ratio} 为应力比, σ_i 为第 i 个单元的等效应力, σ_{yi} 为该单元的屈服应力。

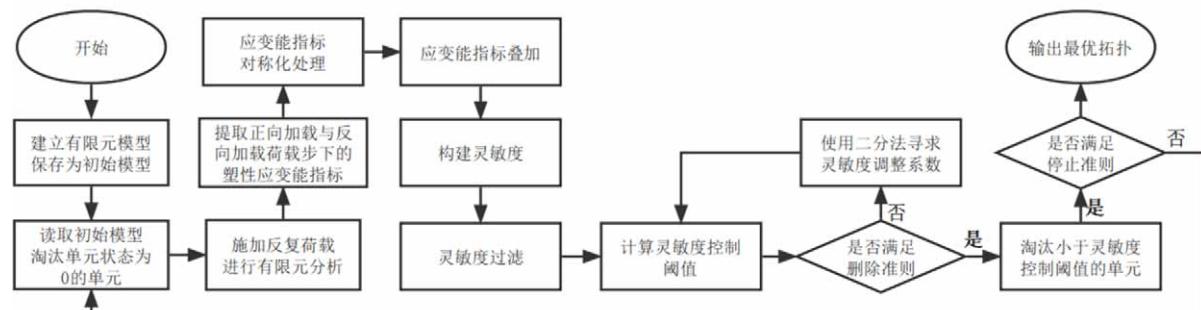
为了避免非线性运算中因删除单元导致数值不稳定从而影响拓扑结果, 故继续沿用

上节中的灵敏度过滤技术和删除准则。

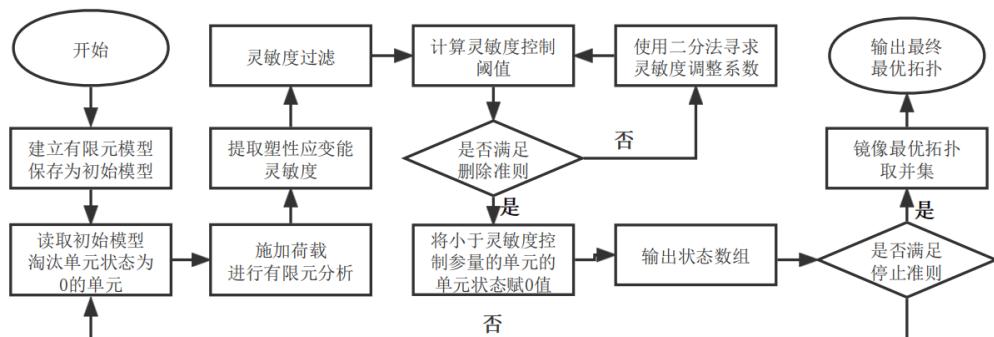
2.2.2.4 优化流程

在弹塑性分析中,每一加载步下的结构刚度都会发生变化,而拓扑优化算法需要迭代进行,为避免上一迭代回合的加载历程影响到本回合计算,借助ANSYS中重启动分析功能。借助“0、1”优化的思想,在程序中设置一个单元状态数组,活单元全部赋值为“1”,每代优化中将小于灵敏度参量的单元赋值为“0”并导出数组,待重分析后调出未加载的原始模型,淘汰所有状态为“0”的单元。

基于式(2.31)的灵敏度完成三回合反复加载状态下以结构耗能最大化为目标的优化,结构达到应力约束条件的上限时,优化终止,得到的最优拓扑即为最终的最优拓扑,优化流程图如图2.4(a)所示。出于对比,基于塑性应变能灵敏度完成单向加载状态下以结构耗能最大化为目标的优化,结构达到应力约束条件的上限时,优化终止。然后将得到的最优拓扑图形按其竖轴进行镜像,取镜像前后两个图形的并集作为最终的最优拓扑,再计算相应的优化体积率,优化流程图如图2.4(b)所示。



(a) 基于非线性分析低周反复荷载作用下的优化流程



(b) 基于非线性分析单向荷载作用下的优化流程

图2.4 基于非线性分析的优化流程

Fig.2.4 Optimization process based on nonlinear analysis

2.3 数值算例

算例的优化均采用WESO算法,借助ANSYS平台的APDL模块语言进行二次开

发，自主撰写算法程序以实现优化。

2.3.1 构件概况

为了方便加载以及防止构件局部破坏，在剪力墙上下端设置了顶、地梁，尺寸如图 2.5 所示，将剪力墙地梁底部所有自由度约束，于顶梁施加载荷。墙身的几何尺寸为 $2000\text{mm} \times 1000\text{mm} \times 125\text{mm}$ ，顶梁和地梁的几何尺寸分别为 $405\text{mm} \times 405\text{mm} \times 1400\text{mm}$ 和 $555\text{mm} \times 555\text{mm} \times 1400\text{mm}$ 。混凝土强度等级为 C30，轴心抗压强度取 $f_c=20.1\text{MPa}$ ，轴心抗拉强度取 $f_t=2.01\text{MPa}$ ；钢筋强度等级为 HRB335，屈服强度取 $f_y=335\text{MPa}$ 。

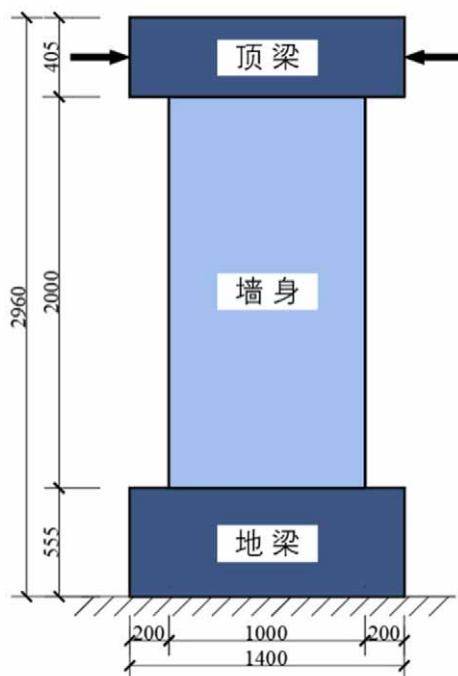


图2.5 反复荷载作用下的 RC 剪力墙
Fig.2.5 RC shear wall under cyclic loading

2.3.2 优化参数

在线弹性优化分析中，把 RC 视为一种可受拉也可受压的复合材料，采用 plane82 单元进行模拟，单元大小为 $50\text{mm} \times 50\text{mm}$ ，弹性模量 $E=28000\text{MPa}$ ，泊松比 $\mu = 0.2$ ；

在考虑材料非线性的优化分析中，混凝土选用 solid65 带筋八节点实体单元，按我国现行规范^[15]推荐的应力-应变曲线，分成 9 段采用 MISO 多线性等向强化模型和 Mises 屈服准则进行模拟，如图 2.6(a)所示；钢筋以实常数形式弥散布置在混凝土单元之中，采用双线性随动强化模型，屈服段切线模量设定为初始弹性模量的 $1/1000$ ，本构关系如图 2.6(b)所示。墙体横、竖向单元的配筋率均设为 2%，单元尺寸为 $50\text{mm} \times 50\text{mm} \times 62.5\text{mm}$ ，顶、地梁单元横纵向配筋率设为 10%的以防止加载处和约束处提前破坏。

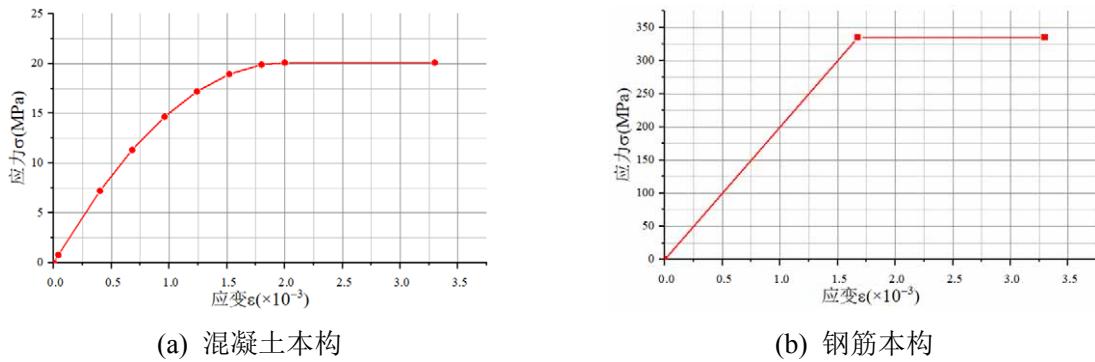


图2.6 应力-应变曲线
Fig.2.6 Stress-strain curve

2.3.3 优化结果

本节分别完成了基于线弹性分析及非线性分析下的单向加载和反复加载的RC剪力墙拓扑优化。所有算例中，均仅针对墙体进行优化，各算例的优化初始域均如图2.7(a)。

图2.7(b)~(d)为单向荷载作用下的弹性拓扑优化过程，图2.7(e)为单向荷载作用下弹性拓扑优化的最优拓扑，出于对比分析，将图2.7(e)按照竖轴进行镜像处理，取镜像处理前后两个图形并集的包络图形作为最终最优拓扑，如图2.7(f)。

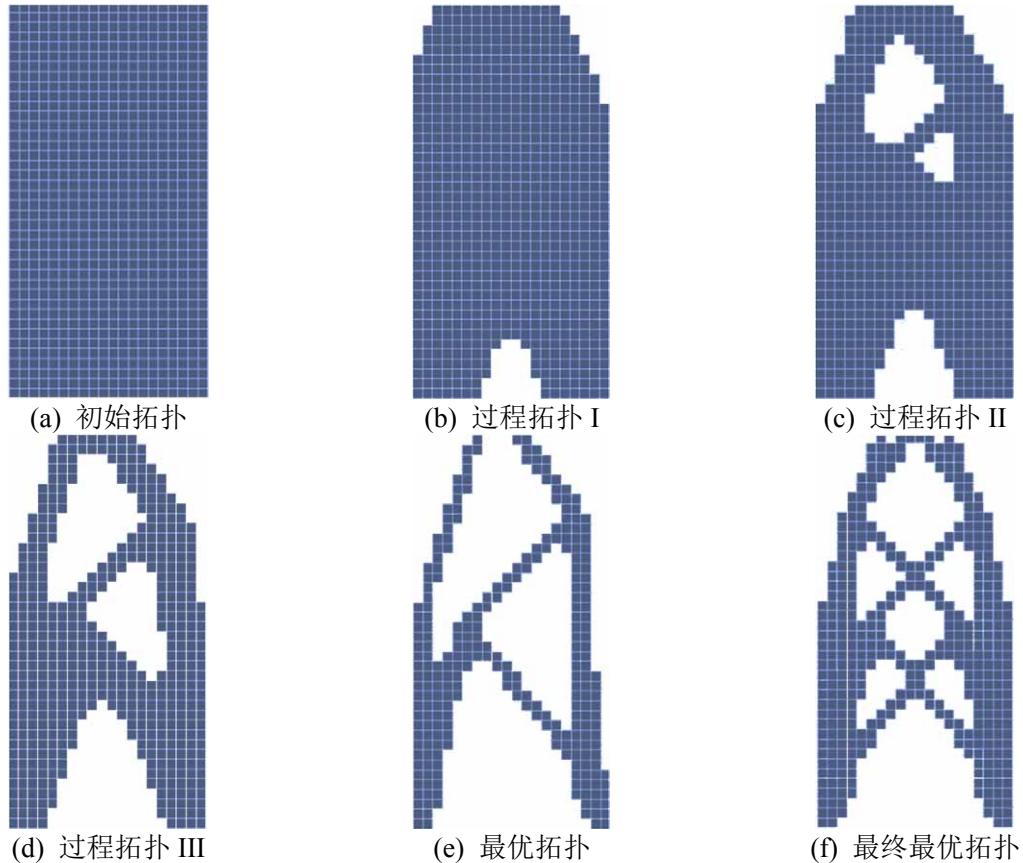


图2.7 单向荷载作用下弹性拓扑优化的拓扑过程

Fig.2.7 Topological process of elastic topology optimization under unidirectional load

从图 2.7(e)可以看出, 墙体上部由两根向中间倾斜的杆件组成, 边缘区域保留两根竖杆, 墙体中部两根杆件垂直连接, 可以将边缘区域的竖向杆件视为桁架中的上弦压杆和下弦拉杆, 中间按由斜腹杆相连。镜像处理后的最终最优拓扑如图 2.7(f), 墙体顶部单元呈人字形分布, 在墙顶保留拱形, 其边缘保留一定的单元, 在墙体中部按照从上至下排布了两个“X”形斜向交叉杆件。

根据本章 2.2.1 节基于线弹性分析下的拓扑优化思想, 完成了反复荷载作用下剪力墙的弹性拓扑优化, 具体如下图 2.8。

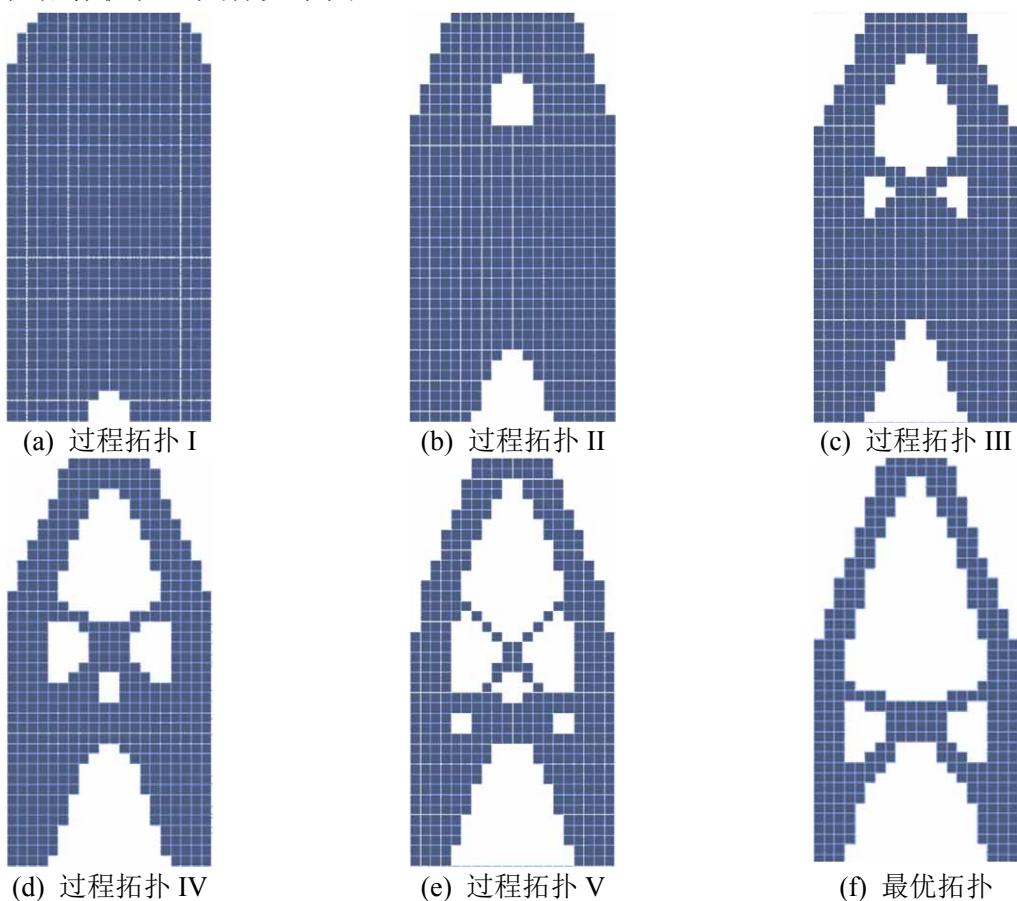


图2.8 反复荷载作用下弹性拓扑优化的拓扑过程

Fig.2.8 Topological process of elastic topology optimization under repeated load

如图 2.8(a), 在反复荷载作用下, 优化初期主要淘汰在剪力墙体上部两侧及底部中间的单元; 随后墙体中部偏上单元被相继淘汰, 形成了两条清晰的呈“人”字形的传力路径, 如图 2.8(c); 在“人”字形两根杆件的端部连接着将力传至支座的竖向杆件, 跨中区域二者连接处形成一片“X”形区域, 墙体中下部逐渐呈现拱形, 如图 2.8(d); 随后优化主要在墙体中部进行, 其中上部“X”形区域的单元逐渐减少, 杆件变细, 而中下部的“X”形区域分布较多单元, 杆件较粗, 如图 2.8(e); 最优拓扑中上部的人字形杆件

越来越长,拓扑下部原本保有较多单元的拱慢慢形成了“X”形斜向交叉杆件,如图2.8(f)。

根据本章2.2.2节基于非线性分析下的拓扑优化思想,完成了反复荷载作用下剪力墙的非线性拓扑优化,具体过程与结果如下图2.9。

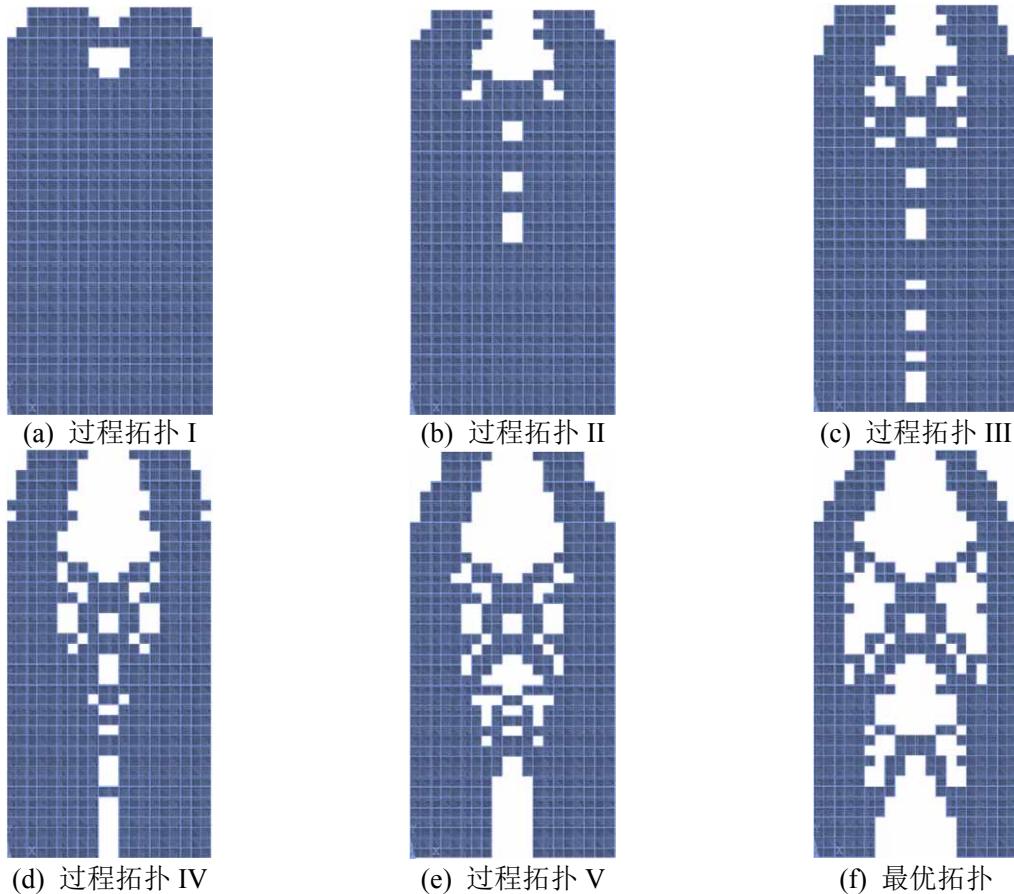


图2.9 反复荷载作用下非线性拓扑优化的拓扑过程

Fig.2.9 Topological process of nonlinear topology optimization under repeated load

在反复荷载作用下非线性拓扑优化的优化初期,墙体上部部分单元被淘汰,如图2.9(a);随着优化的进行,墙体跨中区域上部的单元减少,如图2.9(b);接着优化集中在墙体跨中区域展开,如图2.9(c);随着单元删除率逐渐增加,“八”字形杆件下端所连接的交叉斜杆被删除,如图2.9(d)所示;结构的传力路径愈发清晰,墙体两侧区域形成竖直杆系结构与上部“八”字形杆件相连,如图2.9(e);在应力约束下,最优拓扑自上到下保留了两道斜向交叉杆件,其中靠近下部的斜向交叉杆件的两杆夹角较小,靠近上部的斜向交叉杆件的两杆夹角较大,墙体两侧区域的下部保留了较多单元,如图2.9(f)。

出于对比,进行了单向荷载作用下基于非线性的拓扑优化,如图2.10(a)~(e),将最优拓扑按照竖轴进行镜像处理,取镜像处理前后两个图形并集的包络图形作为最终最优拓扑,如图2.10(f)。

可以看到,单向荷载作用下非线性拓扑优化的最优拓扑逐渐向杆系结构演化,明显位于左侧的竖杆更粗,墙体跨中区域出现了更多的腹杆,如图2.10(e)。图2.10(f)的

体积率在图 2.10(e)镜像后大幅增加, 跨中区域单元分布紊乱, 传力路径不清晰。

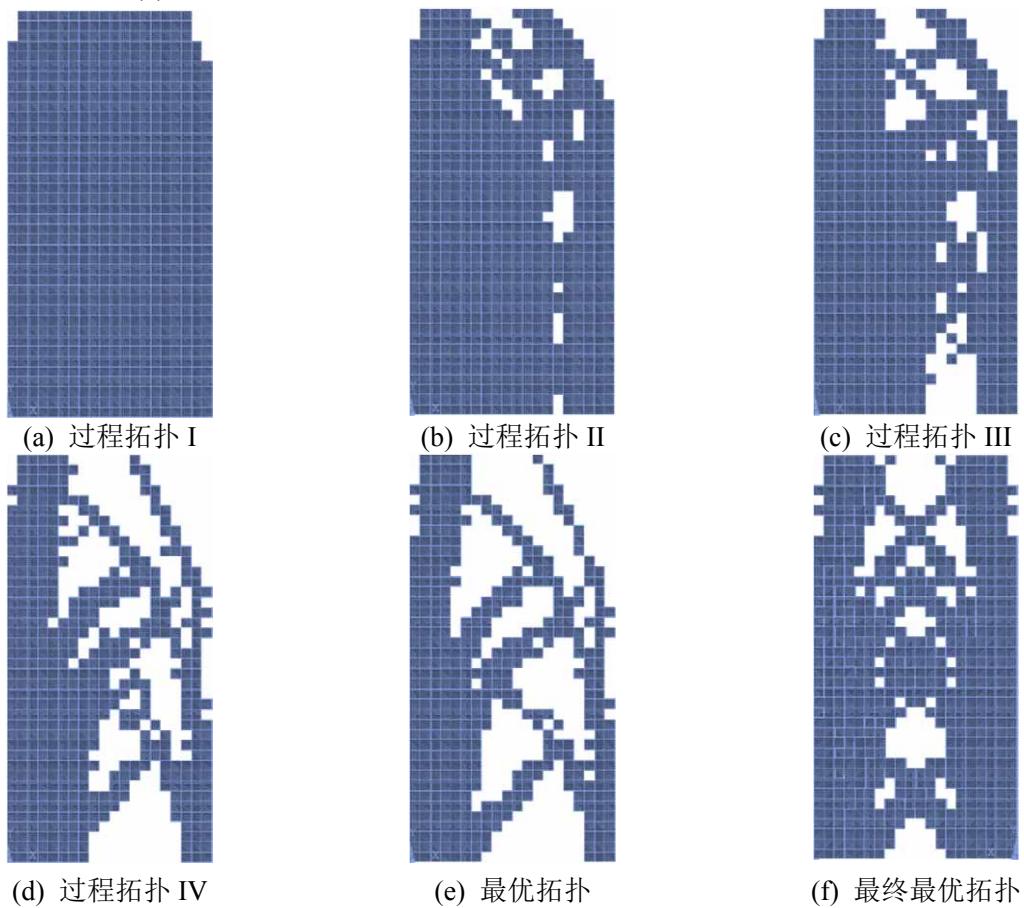


图2.10 单向荷载作用下非线性拓扑优化的拓扑过程

Fig.2.10 Topological process of nonlinear topology optimization under unidirectional load

2.4 分析与讨论

2.4.1 单向荷载与往复荷载作用下优化的比较

2.4.1.1 基于线弹性分析的优化

在弹性分析下, 反复荷载作用下剪力墙的最优拓扑结构与单向荷载作用下剪力墙的最终最优拓扑的上部角端及下部中间的灵敏度较低, 墙体中部及两侧区域的灵敏度水平较高, 所以图 2.7(f)、图 2.8(f)均保留了中间的交叉斜杆以及两侧的竖向杆件; Michell 桁架理论^[84]指出, 同等质量下刚度最大的结构最优解为 Michell 型桁架结构, 其拉杆与压杆始终保持正交, 显然单向荷载作用下弹性拓扑优化的拓扑结果与图 2.11 较为契合, 但是反复荷载作用下弹性拓扑优化的拓扑结果与其还是存在显著区别: 首先, 图 2.8(f)有且仅有一道“X”形斜向交叉杆件, 而图 2.7 有两道“X”形交叉斜杆, 这是因为在单向加载优化中, 体积约束下, 图 2.7(e)保留了最主要的传力路径, 墙体跨中区域的拉杆与

压杆相互正交，形成类似三角形的稳定结构，通过镜像处理后的最终最优拓扑形成了两道斜向交叉杆件；而反复荷载作用下的优化中，构件需同时考虑拉力、压力的影响，且在线弹性分析中不考虑材料破坏，随着体积率的减小，拓扑中仅保留最重要的传力杆件，故中间部分仅留下了一道“X”形斜向交叉杆件，其杆件布置更符合反复荷载作用下的应力路径；基于弹性分析的优化仅考虑了结构处于小震作用下的力学特点，对结构耗能性能考虑不够完善。

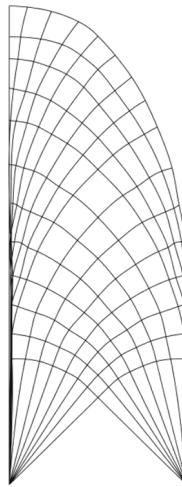


图2.11 Michell型桁架结构^[85]

Fig.2.11 Michell truss structure

2.4.1.2 基于材料非线性分析的优化

在非线性分析下，考虑了混凝土材料的拉压异性，由于混凝土的极限抗拉强度远小于极限抗压强度，故受拉侧混凝土单元的变形较大，单向荷载作用下的最优拓扑左侧受拉区域和反复荷载作用下的最优拓扑两侧区域保留较多单元，基于非线性分析下的拓扑优化更贴合实际。然而不难看出，单向荷载作用下非线性拓扑优化的最终最优拓扑并没有形成杆系结构，无法判断有效的传力路径，难以进行配筋设计。

2.4.2 基于线弹性分析与材料非线性分析的优化的比较

反复荷载作用下弹性优化和材料非线性优化的最优拓扑存在相似之处，墙体两侧保留大量单元，演化成竖向直杆，一侧受拉一侧受压，充分证明边缘构件良好的抗侧向力功能；墙体中下部区域呈现斜向的交叉杆件，其能够有效的抵抗剪力，防止结构过早发生剪切破坏，自上而下的传递水平荷载于支座。同时，拓扑也存在如下差异，一方面基于材料非线性的最优拓扑的跨中区域单元明显多于弹性分析下的最优拓扑，这是因为非线性分析能够考虑到混凝土的材料特性，在反复加载下，跨中区域混凝土的受力状态处于拉压反复，损伤较为严重，故保留更多的单元；另一方面基于非线性分析的优化结果中墙体下部单元显著增加，墙体两侧竖向杆件下部保留了较多单元，这是因为墙体底部

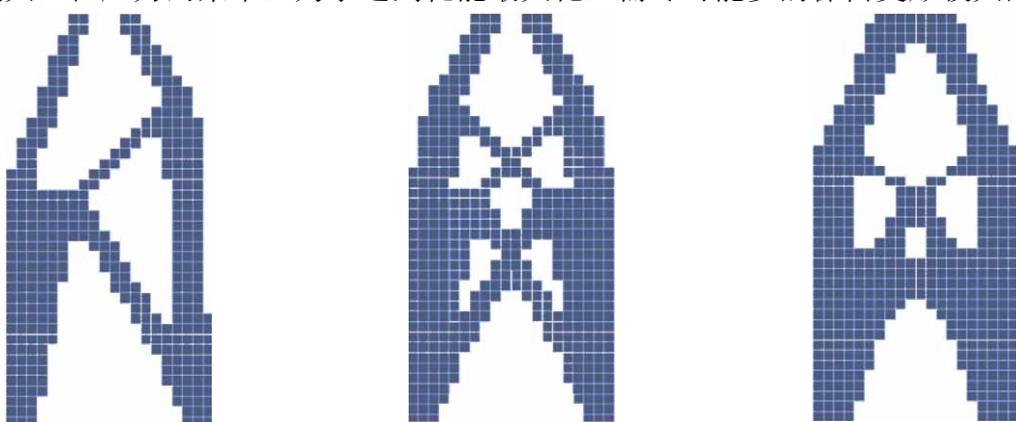
弯矩较大, 优化过程中保留了较多单元。

基于非线性分析的拓扑优化方法考虑了材料非线性行为更贴合工程实际, 为了更直观的研究剪力墙的延性性能和耗能能力, 选用墙体顶部中点记录其位移, 与底部支座反力制作滞回曲线, 观察其最大位移与等效粘滞阻尼系数的变化。初始结构中, 墙顶最大延性位移为 4.23mm, 等效粘滞阻尼系数为 0.0678; 优化结果中, 墙顶最大位移为 8.40mm, 等效粘滞系数为 0.1799。可以看出, 迭代优化的过程中, 在保证承载力的情况下, 剪力墙的延性性能与耗能能力大幅增加, 表现出良好的抗震性能。

对比不同算法的耗费时长, 可以看出反复荷载作用下弹性拓扑优化的拓扑结果耗时约 21min, 单向荷载作用下弹性拓扑优化的最终拓扑结果耗时约 19min, 而反复荷载作用下非线性拓扑优化的拓扑结果用了近 138min。这是因为考虑材料非线性的分析采用实体单元建模, 非线性本构的采用增加了数值分析收敛的难度, 而且分析中还需要模拟混凝土开裂、塑性损伤等情况, 增加了迭代计算量。

进一步比较同一优化删除率下结构总应变能与初始结构应变能的比值。由于图 2.9(f)中最优拓扑的体积率为 58%, 因此, 其它优化方式也取体积率为 58% 的结果以形成对比, 单向荷载作用下弹性拓扑优化体积率为 58% 的最终拓扑结果如图 2.12(b), 它是将图 2.12(a)所示的拓扑结果镜像, 再取镜像前后两个图形的并集得到的; 反复荷载作用下弹性拓扑优化体积率为 58% 的拓扑结果如图 2.12(c)。

在相同体积下, 单向荷载作用下弹性拓扑优化的拓扑结果满足 Michell 解, 此时其跨中区域的两根斜腹杆相互正交 (上部为拉杆, 下部为压杆), 结构刚度最大; 单向荷载作用下弹性拓扑优化的最终拓扑结果仅仅对图形进行了镜像处理, 并未考虑荷载作用, 而低周反复荷载具有先后性, 施加水平荷载时, 结构中交叉斜杆间分工明确但拉杆与压杆并未相互正交, 故无法达到刚度最大的优化目标; 反复荷载作用下非线性拓扑优化的拓扑结果中单元更多分布在两侧区域的竖向直杆, 这是因为两侧区域在拉压应力作用下变形较大, 在应力约束下, 为了达到耗能最大化, 需尽可能多的保留变形较大的单元。



(a) 单向荷载作用下弹性拓扑优化的拓扑结果 (b) 单向荷载作用下弹性拓扑优化的最终拓扑结果 (c) 反复荷载作用下弹性拓扑优化的拓扑结果

图2.12 体积率 58%下各算例的拓扑结果

Fig.2.12 Topology results for each case at 58% volume ratio

表 2.1 列出了不同优化算例的总应变能比值。可以看到, 反复荷载作用下非线性拓扑优化的总应变能增长幅度最大, 这是因为此时优化目标是耗能最大化, 需要总体积应变能最大, 体现了结构的耗能能力; 反复荷载作用下弹性拓扑优化的拓扑结果的总应变能增长量略小于单向荷载作用下弹性拓扑优化的最终拓扑结果, 这是因为在弹性分析中优化目标是柔顺度最小化, 也就是总体积应变能最小化, 故在相同体积下, 反复荷载作用下弹性拓扑优化的拓扑结果较之单向荷载作用下弹性拓扑优化的最终拓扑结果更优。

表 2.1 优化水平对比

Tab.2.1 Optimization level comparison

单向荷载作用下弹性拓扑 优化的最终拓扑结果	反复荷载作用下弹性拓扑 优化的拓扑结果	反复荷载作用下非线性拓 扑优化的拓扑结果
$\frac{C_{0.58\text{to}}}{C_{\text{in}}}$	1.5583	1.4804

注: C_{in} 为初始拓扑的总体积应变能, $C_{0.58\text{to}}$ 为体积率均为 58% 时的总体积应变能。

2.5 本章小结

当前渐进演化类拓扑优化算法多仅考虑了单向加载工况, 本章建立了数学模型并推导了优化目标的灵敏度。提出了低周反复荷载作用下分别基于线弹性分析和材料非线性分析的 RC 剪力墙 ESO, 并引入灵敏度过滤技术并对删除准则进行了改良。得出以下结论:

- 1) 提出了基于线弹性分析的 RC 剪力墙 ESO, 并在此基础上, 考虑了混凝土的材料非线性分析, 得到非线性分析下的 RC 剪力墙 ESO。
- 2) 从优化结果来看, 基于弹性分析反复荷载作用下的拓扑结果和基于弹性分析单向荷载作用下的最终最优拓扑均能形成清晰的杆系结构, 但其中反复荷载作用下的拓扑结果总应变能增长的较缓慢, 更接近刚度最大的优化目标。
- 3) 基于非线性分析单向荷载作用下的最终最优拓扑无法形成清晰的杆系结构, 不利于指导配筋设计。
- 4) 基于非线性分析反复荷载作用下的剪力墙 ESO 考虑了 RC 结构非线性受力的特点, 更贴合实际情况, 更为准确的反映构件的受力机理, 使优化后的结构展现出更佳的延性, 增强了结构的耗能能力。
- 5) 反复荷载作用下非线性拓扑优化求解代价较大, 且有限元分析过程中存在收敛性相关问题, 建议实际应用时根据需要权衡优化效率。

第3章 基于拓扑优化-STM 的 RC 剪力墙抗震设计方法

3.1 概述

剪力墙通常为二维构件，其不满足平截面假定（应力场较为复杂），我国现行规范以及美国“规范”均推荐了以平截面假定为基础的经验设计方法，所得配筋设计结果缺乏力学支撑，在此基础上为了保证安全，设计结果往往用钢量较大。STM 虽能得到结构内部的传力路径与机制，但其构建方式千差万别，所得的最终结果相互之间差异也较大，表明其同样没有完全揭示构件的受力机理。近年来兴起的拓扑优化方法，能够有效的指导 STM 构建，优势互补，最终使设计更加完善。

本章将上节的拓扑优化算例通过建立 STM 进行设计配筋，根据优化结果布置配筋的剪力墙与按照经验方法根据规范布置配筋的剪力墙相比有较大区别，通过 ABAQUS 软件对这 3 片剪力墙构件加以非线性有限元仿真比对构件性能的异同，以期进一步考察低周反复荷载作用下 RC 剪力墙 ESO 的优越性与可靠性。

3.2 拓扑优化-STM 设计方法

3.2.1 基于拓扑解的 STM 构建

STM 中将混凝土作为理想受压杆件承担主要压力，压杆宽度在传递轴向压力的过程中会垂直于压力方向扩张，形成两端收紧中间饱满的瓶型压杆态，在 STM 的计算中等效为等截面的理想棱柱形压杆，如图 3.1(a)，或是均匀的梯形压杆，如图 3.1(b)。

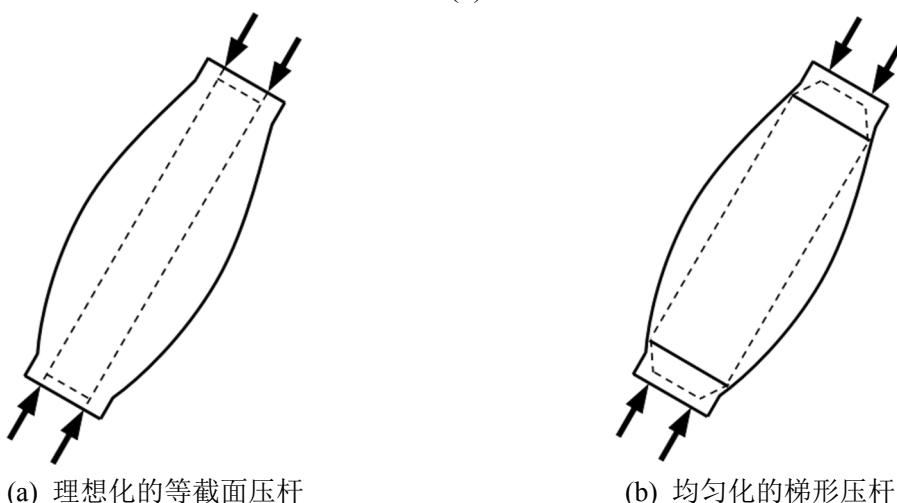


图3.1 瓶型压杆

Fig.3.1 Bottle press bar

RC构件中,钢筋与混凝土有着相近的线膨胀系数,能与混凝土较好的协同工作,但混凝土抗压能力强,但其抗拉性能较弱,钢筋的抗拉性能要远远大于混凝土,故在STM中,常将钢筋视为主要受拉构件,忽略混凝土的抗拉作用。

节点区起到连接STM中拉杆与压杆的作用,一般分为以下三种节点: C-C-C、C-C-T、C-T-T (C为压力的简写, T为拉力的简写)

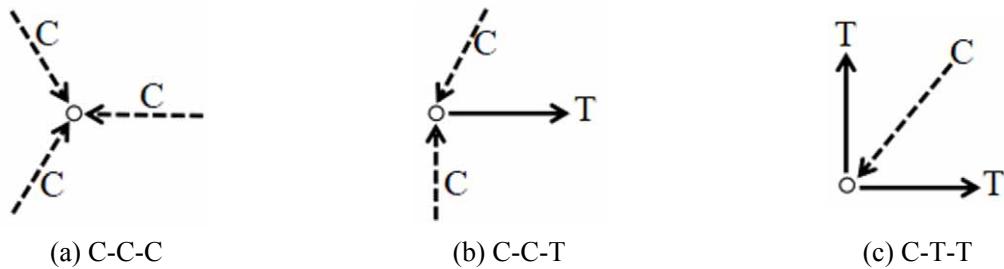


图3.2 不同类别的节点

Fig.3.2 Classification of nodes

若在结构中出现多于三个方向的力,则需将多余的力量通过角度换算到已有的三个力系,指向节点。



图3.3 四个力的简化过程

Fig.3.3 The simplified process of the four forces

STM的构建仅考虑了平衡条件,而无需满足变形协调条件,因此结果不具有唯一性,且不同的STM在受力上又存在较大的差别,很大程度上影响了构件的设计。拓扑优化可以帮助构件STM,因此,本章将上节的拓扑优化算例构建STM进行设计配筋,具体流程图如下:

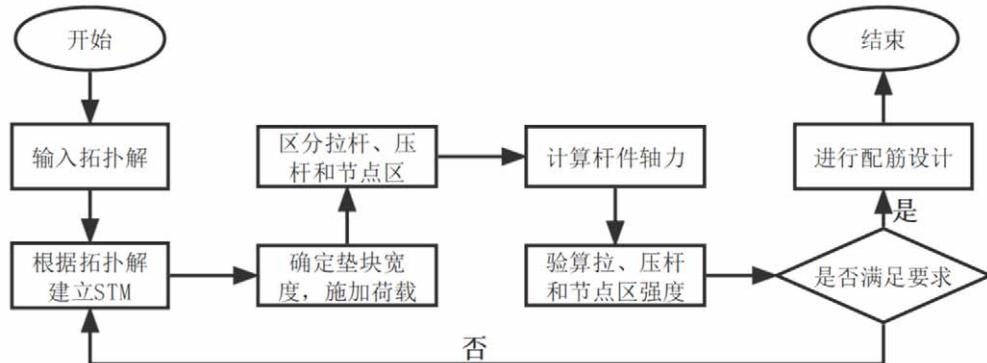


图3.4 拓扑优化指导建立STM流程

Fig.3.4 Topology optimization guide to establish STM

3.2.2 STM 轴力求解

本章在图 2.9(f)的拓扑结果的基础上, 对其进行整理归并, 使得拉、压杆件沿着拓扑结果中杆件的形心部分布置, 完成了 STM 的构建, 再根据 STM 指导配筋设计。STM 一般针对单一荷载的情况下进行设计, 但结构在水平地震荷载作用下受到反复荷载作用, 故按照文献[86]中的建议, 分别计算 P_1 、 P_2 两个等大反向的荷载作用在 STM 上的轴力, 再这两个轴力图的最不利情况进行叠加, 取其包络结果, 进行配筋设计计算。施加水平荷载 P_1 于 STM 的轴力分布如图 3.5(a), 最不利情况叠加后轴力如图 3.5(b)所示, 其中红色虚线表示为拉杆, 黑色实线为压杆。

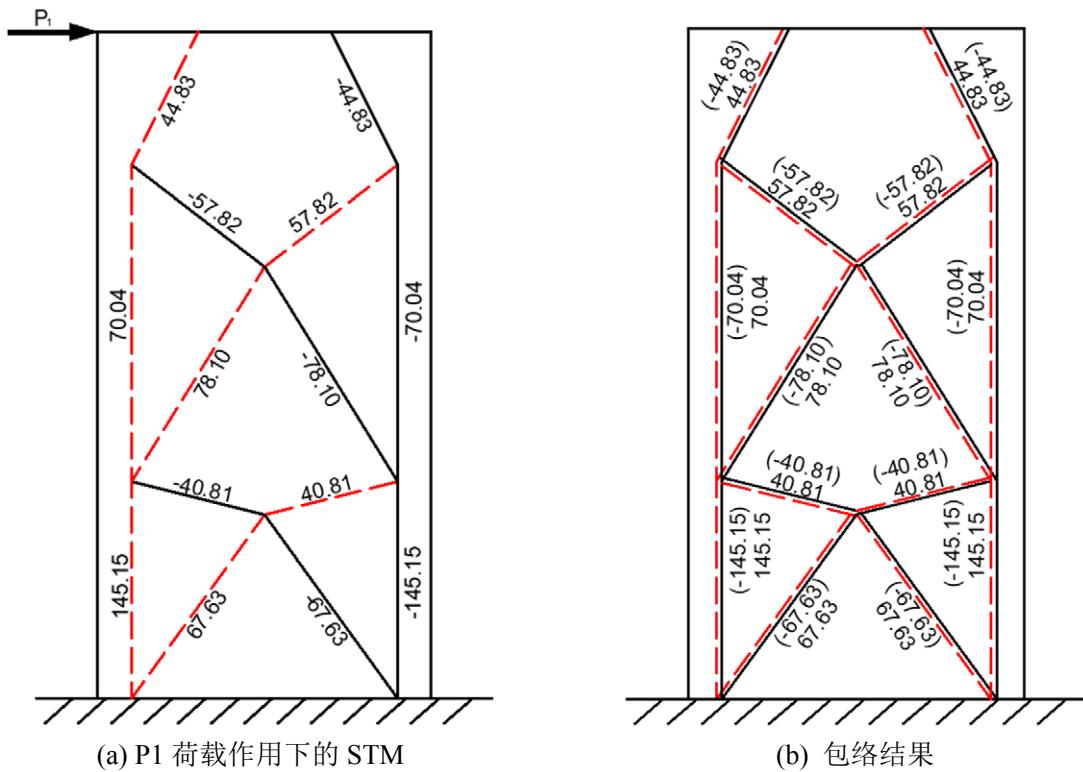
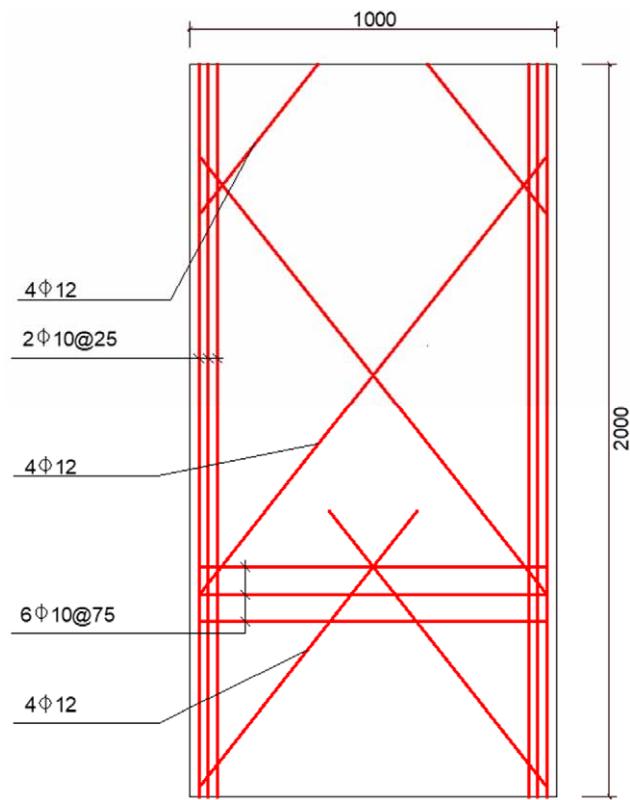


图3.5 最优拓扑所建立的 STM 的轴力解及包络结果

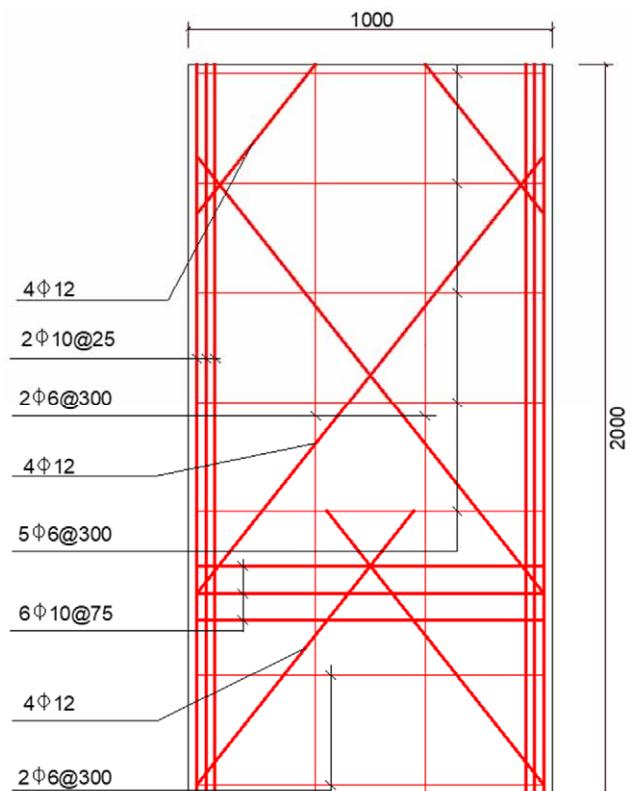
Fig.3.5 Axial force solutions and their envelope result of optimal topological STM constructed

3.2.3 RC 剪力墙配筋设计

STM 的设计中各杆件、节点区域之间仍须满足几何要求与强度要求, 故在得到上节中的初步 STM 设计后, 首先需要对节点强度进行验算, 随后针对满足强度验算的 STM 进行配筋设计, 最后, 考虑到施工的可操作性, 对钢筋角度进行了调整。经过优化配筋的剪力墙 (未布置分布钢筋) 配筋情况如下图 3.6(a)所示, 墙体编号为 SW2-1-1; 出于对比, 在优化配筋剪力墙的基础上, 布置了分布钢筋, 配筋情况如下图 3.6(b)所示, 墙体编号为 SW2-1-2。



(a) SW2-1-1 配筋构造



(b) SW2-1-2 配筋构造

图3.6 配筋设计

Fig.3.6 Reinforcement design

3.3 RC 剪力墙的有限元仿真分析

3.3.1 ABAQUS 软件简介

本文各章节中均利用 ANSYS 中 APDL 模块的二次语言开发功能完成整体式建模并进行迭代优化, 但建立较为复杂的 RC 分离式模型进行非线性仿真分析时, ABAQUS 建模过程较为简洁, 且在划分网格前通过单元嵌入 (*embedded element) 命令约束钢筋单元节点和混凝土单元节点的平动自由度, 该过程可以方便快速的根据单元间的几何位置按照插值关系自动耦合钢筋节点与混凝土节点。

ABAQUS 大型通用有限元软件具有强大的非线性分析能力, 广泛应用于各国研究机构和专业领域。分析问题的过程具体可以分为以下三点: 前处理、分析求解、后处理。如下图 3.7 所示。

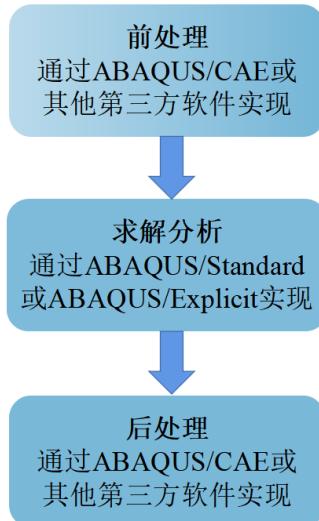


图3.7 ABAQUS 分析过程
Fig.3.7 ABAQUS Analysis Process

ABAQUS 中包含三种混凝土本构关系, 分别为塑性损伤模型、弥散裂缝模型和脆性开裂模型。其中塑性损伤模型能够模拟材料的加卸载过程, 考虑了单元损伤、裂缝开关和刚度恢复等行为, 适用于反复加载的 RC 构件; 弥散裂缝模型常被用于单调加载的 RC 或素混凝土构件模拟, 适用于低围压; 脆性开裂模型能够考虑材料的受拉非线性, 多用于素混凝土及少筋混凝土结构。综上所述, 本章剪力墙的仿真模拟中, 混凝土选用塑性损伤模型 (Concrete Damaged Plasticity 简称 CDP 模型)。CDP 模型的前身是由 Fvenes 等提出的损伤塑性模型所演变而来, 其基于塑性的连续介质损伤模型, 使用各向同性损伤弹性结合各向同性拉伸及压缩塑性两种指标模拟混凝土的非线性行为。

混凝土多轴应力下的本构关系, 一般由上升段和下降段两部分构成, 待应力-应变关系进入下降段后, 混凝土进入软化段、裂缝开展较快, 力学特性复杂, 本文主要关注混

混凝土的单轴应力-应变关系。当从混凝土软化段上任意一点开始卸载时，混凝土的卸载刚度略小于弹性加载刚度，具体大小由损伤因子 d_l 和 d_c 控制，受拉损伤因子 $0 \leq d_l \leq 1$ ，受压损伤因子 $0 \leq d_c \leq 1$ 。在反复加载下，混凝土的破坏在 CDP 模型中取决于受拉开裂或受压破碎，损伤因子代表了因损伤引起的刚度退化，而刚度恢复因子可以用来控制反向加载下的刚度恢复，压缩恢复因子 $0 \leq w_c \leq 1$ ，表示混凝土从受拉状态转向受压状态时可以恢复至上一卸载刚度的比值，同理拉伸恢复因子 $0 \leq w_l \leq 1$ 表示混凝土从受压状态转向受拉状态时可以恢复至上一卸载刚度的比值。

3.3.2 有限元模型验证

本节将进一步通过有限元软件 ABAQUS 分析根据优化结果设计的 RC 剪力墙的受力性能，并探讨其与采用规范设计剪力墙的力学性能异同。

3.3.2.1 构件概况与有限元模型

为了验证本章研究 RC 剪力墙有限元模型的正确性以及仿真真实性。本节引用文献 [87] 中的剪力墙试验进行有限元模拟，结构具体的几何尺寸与前文中图 2.5 相同，配筋设计图如下所示：

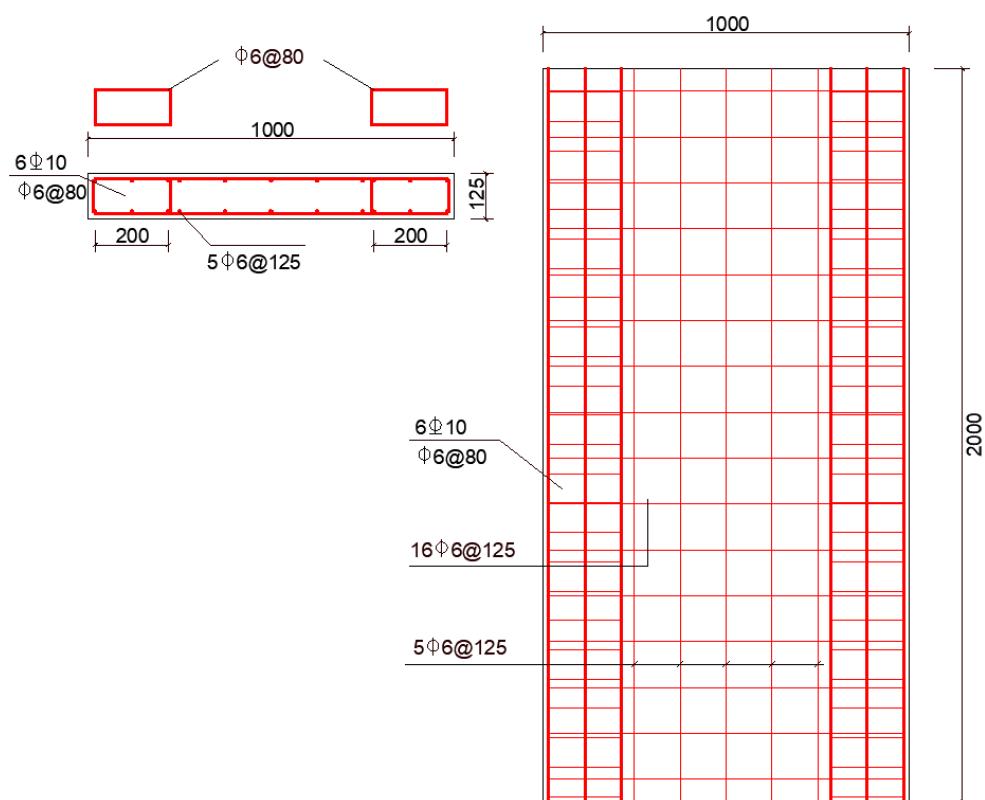


图3.8 SW2-1-3 配筋设计^[87]
Fig3.8 Design process of SW2-1-3

ABAQUS 中 RC 剪力墙的有限元模型如下图 3.9, 有限元模型中相关材料参数均与文献中提供的材料参数取值相同: 混凝土的轴心抗压强度取 27.2MPa; 直径为 6mm 的钢筋, 屈服强度取 392MPa、极限强度取为 479MPa; 直径为 10mm 的钢筋, 屈服强度取为 352MPa、极限强度取为 493MPa。

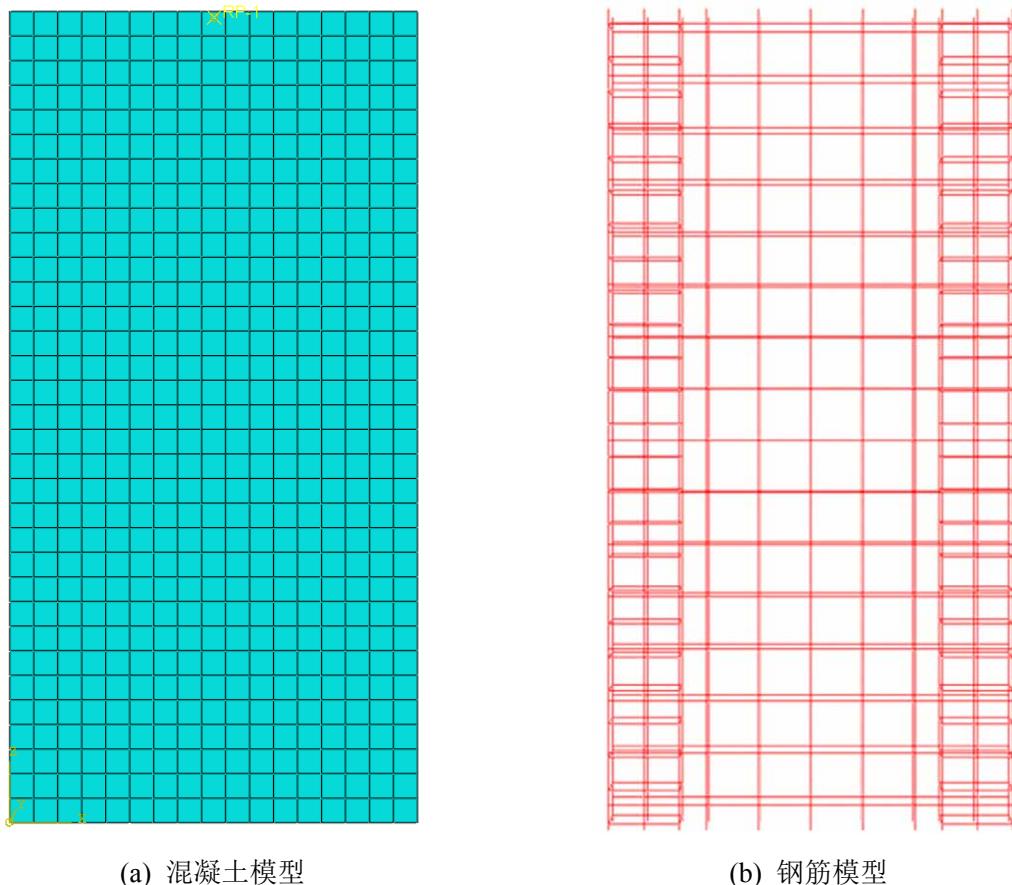


图3.9 SW2-1-3 的有限元模型
Fig.3.9 Finite Element Model of SW2-1-3

3.3.2.2 仿真分析与试验结果对比

有限元仿真与试件试验的骨架曲线对比图如下图 3.10 所示。从曲线走势来看, 与试件试验的骨架曲线相比, 有限元仿真的骨架曲线前期斜率较大, 刚度较大, 这是因为有限元分析中假定单元材料为连续的, 不存在任何空隙, 且是均匀的, 材料各部分性能完全相同。但实际情况中混凝土内部存在孔隙、材料性能在各部分有强有弱, 支座会出现位移或沉降, 因此实际试验中构件位移偏大, 体现为刚度降低(斜率较小); 当构件进入弹塑性阶段后, 二者的骨架曲线走势大致相同, 局部存在一定的差别, 主要为仿真分析中塑性阶段结构刚度下降较为迅速, 这可能是由于未考虑钢筋与混凝土之间粘结滑移导致的。从最终承载力看, 试验中构件的极限承载力为 188.84kN, 有限元仿真分析中构件的极限承载力为 200.5kN, 二者的差异仅为 6.2%。总的来说, 本节采用的有限元模型能

够满足计算精度要求，基于该模型的仿真分析可信度较高。

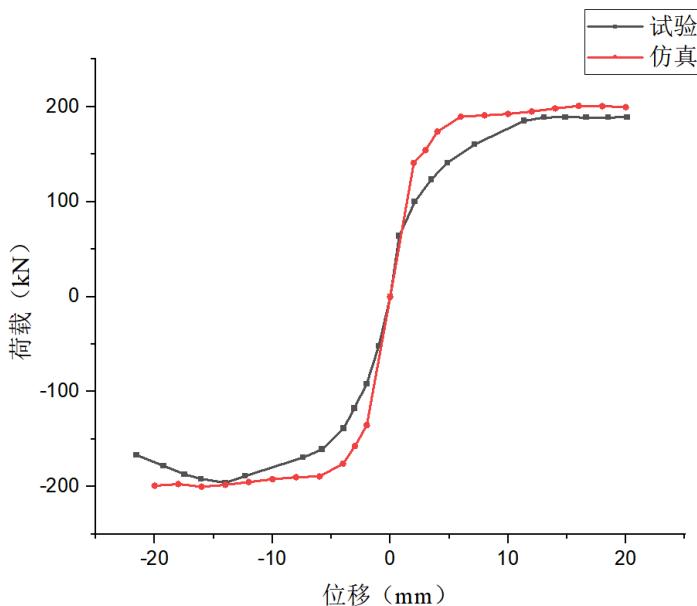


图3.10 试验与仿真骨架曲线对比
Fig3.10 Comparison of experimental and simulated skeleton curves

3.3.3 新方法设计构件的仿真分析

3.3.3.1 有限元模型的建立

建立有限元模型时，选用 C3D8R 三维 8 节点实体单元模拟混凝土，选用塑性损伤模型模拟，单元种子边长为 60mm，应力-应变关系采用《混凝土结构设计规范》^[15]推荐的全曲线公式计算；混凝土材料的单轴本构关系如下图 3.11 所示，在单轴受压的过程中，混凝土开裂前的受力行为是线弹性的，应力达到弹性极限应力 σ_{cE} 后进入强化阶段，超过混凝土轴心抗压强度 f_c 后进入软化段；单轴受拉时，以混凝土轴心抗拉强度 f_t 为界进入软化下降段。

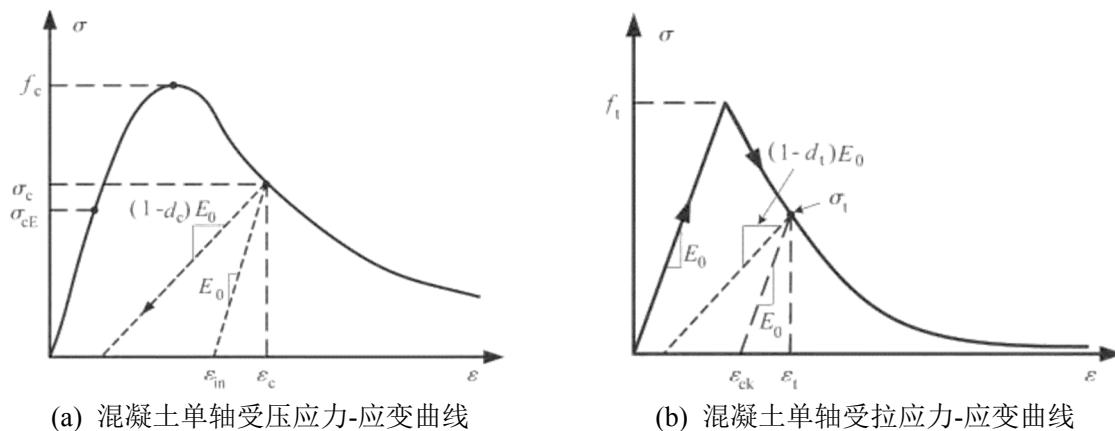


图3.11 应力-应变曲线

Fig.3.11 stress-strain curve

选用 T3D2 三维 2 节点桁架单元, 采用双折线随动强化模型模拟钢筋, 单元长度为 60mm, 应力应变曲线如下图 3.12 所示, 其中 σ_s 为屈服强度, σ_u 为极限强度, HRB335 屈服强度取 335MPa, 极限强度取 455MPa; HPB300 屈服强度取 300MPa, 极限强度取 420MPa, 钢筋强化段弹性模量为 αE_s , 其中 α 取 0.001。

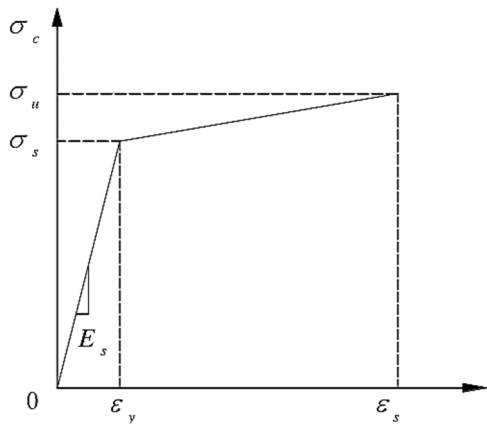


图3.12 钢筋应力-应变曲线

Fig.3.12 stress-strain curve

剪力墙模型具体配筋如图 3.9, 依照上一节中验证的剪力墙模型进行对比分析, 墙体编号为 SW2-1-3。为提高计算效率, 仅对 RC 剪力墙墙体部分建模, 混凝土有限元模型如图 3.9(a)所示。考虑到实际情况, 在墙顶中点创建加载点并与墙体顶面所有节点耦合, 并且约束墙体平面外的转动自由度和墙体底部所有自由度。

有学者选用单调递增加载的方式对 RC 剪力墙进行分析, 这样虽能提高运算效率, 但本文更关注剪力墙的耗能性能, 需要更加真实的考虑混凝土损伤, 故本节有限元分析采用低周反复加载, 对结构施加水平递增位移荷载, 加载制度如下图 3.13 所示。

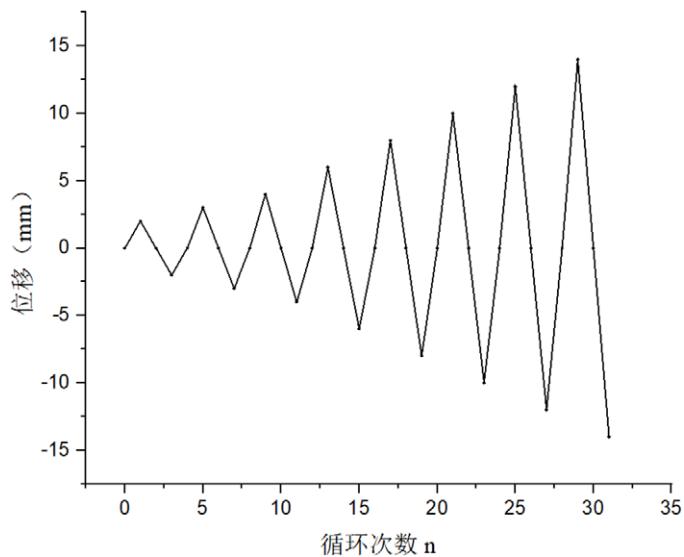


图3.13 加载制度

Fig.3.13 loading system

下图为优化配筋剪力墙和优化配筋剪力墙（仅保留受力钢筋）的有限元模型，如图3.14(a)为SW2-1-1钢筋模型，图3.14(b)为SW2-1-2的钢筋模型，其中混凝土有限元模型同图3.9(a)。

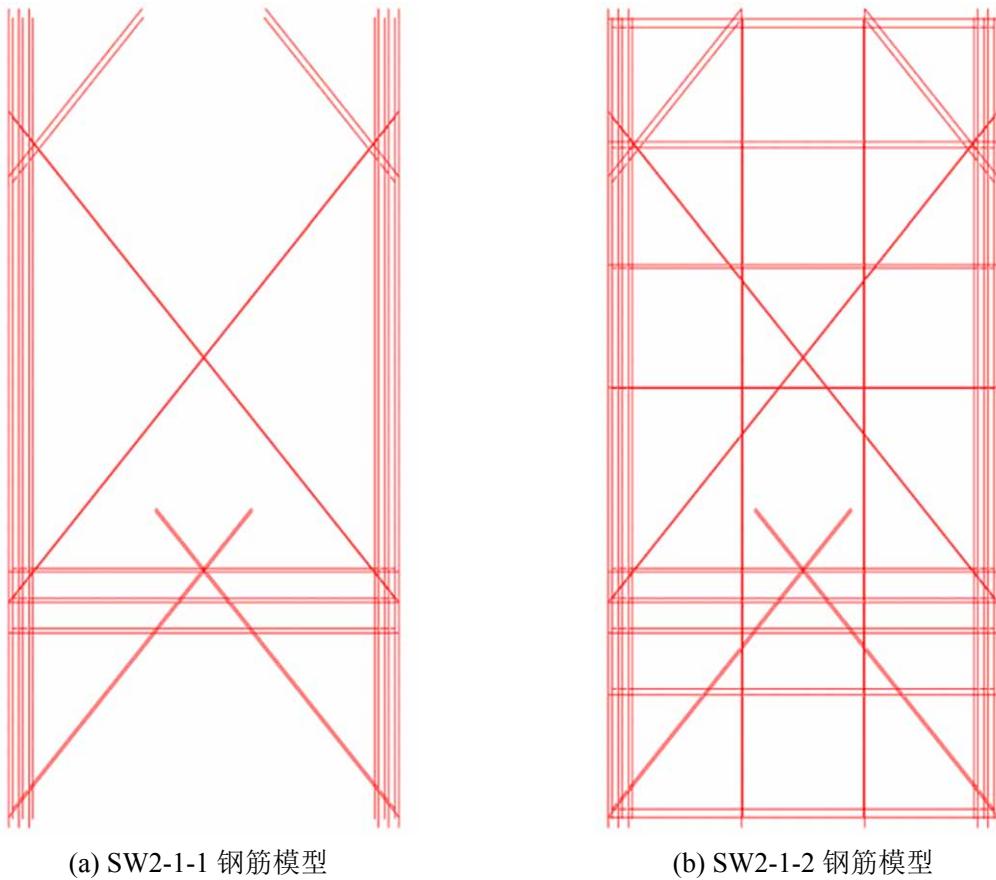


图3.14 有限元模型

Fig.3.14 Finite Element Model

3.3.3.2 滞回曲线与骨架曲线

滞回曲线即构件在反复荷载作用下力-位移的关系曲线，能够直观展现出构件的变形过程、刚度退化以及耗能情况；骨架曲线即滞回曲线每次循环加载达到最大峰值荷载时的连线，能够一定程度反映出构件在不同阶段下的强度、刚度和延性等性能。

由图3.15(a)可以看出，三片剪力墙在加载初期处于弹性状态时，滞回环较为狭长，稳定发展，卸载后几乎没有残余变形，耗能情况并不明显。继续加载至构件屈服后，滞回环的面积明显增大，并随着位移荷载的增加缓慢递增，耗能能力显著增加。

SW2-1-1和SW2-1-2较之SW2-1-3而言，滞回曲线更加饱满，有更好的耗能能力。总的来说三者滞回曲线都较为饱满，这是因为未考虑钢筋与混凝土之间的粘结滑移问题，且钢筋单元选用ABAQUS中自带的本构关系，对包辛格效应的模拟还不够精细。

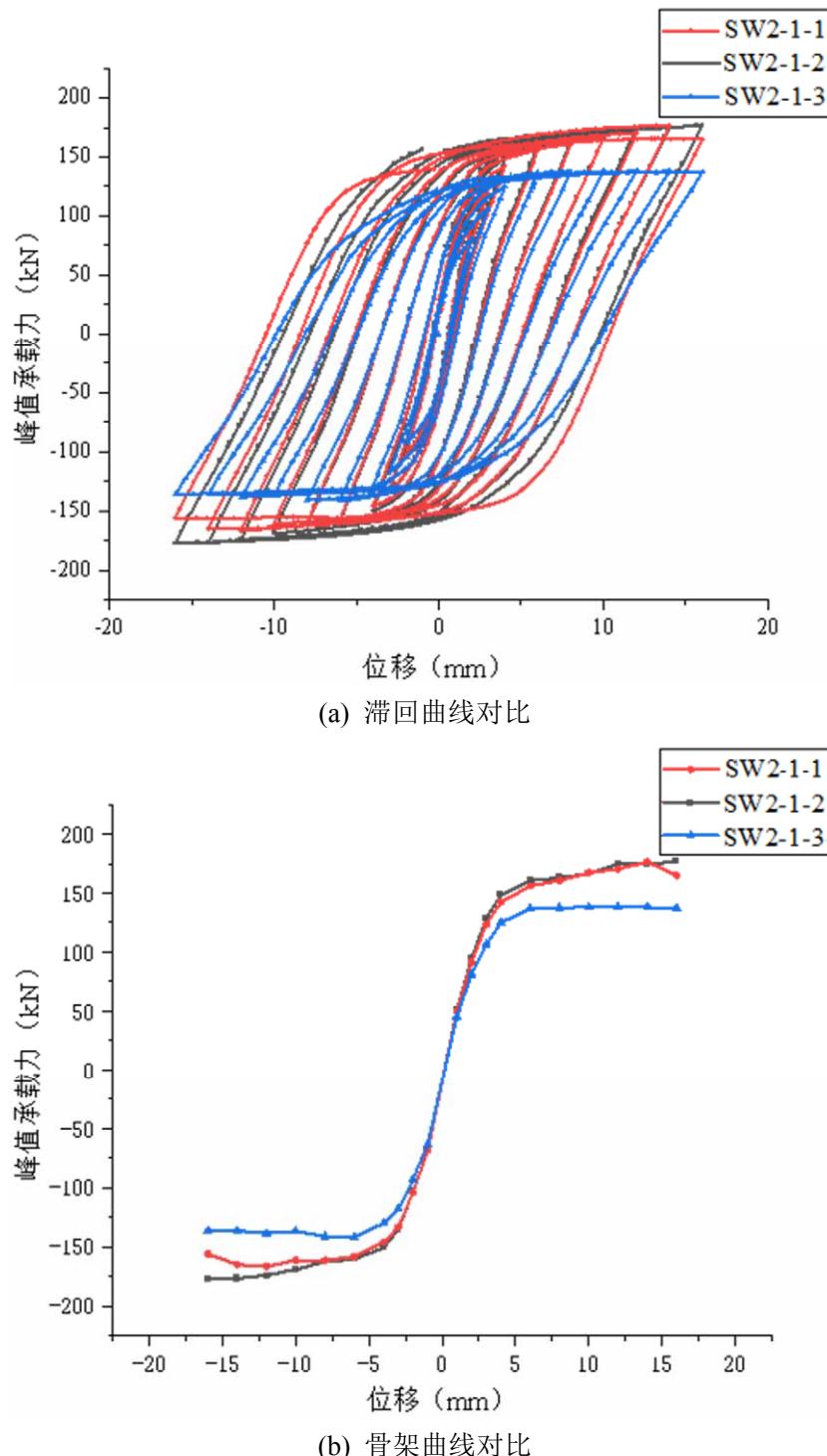


图3.15 滞回曲线与骨架曲线
Fig.3.15 Hysteresis and Skeleton Curves

见上图 3.15(b), 骨架曲线的走势相近, 在弹性阶段刚度较大, 然后刚度开始衰减, 后期下降至一定程度后逐渐平缓。三者在加载初期在线弹性阶段, 刚度几乎一致, 这是因为, 三片 RC 剪力墙建模时采用了同样的材料参数, 单元设置较为理想化, 未曾考虑混凝土初期内部孔隙被压缩和支座位移和沉降等因素带来的影响。三片剪力墙在屈服后

均出现了一定程度的刚度退化，这是因为随着荷载的增加，混凝土受拉段产生裂缝，开裂后的混凝土将会减少对结构受拉能力的贡献，取而代之的是钢筋替开裂混凝土参与受拉。SW2-1-1与SW2-1-2承载力较高，后期峰值承载力缓慢增加，延性较好，SW2-1-2服后峰值承载力变化不明显，呈缓慢上升，但SW2-1-1在构件达到极限承载力后出现下降段。

表3.1中统计了优化配筋、规范配筋和优化配筋（仅布置受力钢筋）剪力墙的钢筋用量。用钢量上，SW2-1-2比SW2-1-3增加了约3.2%，而SW2-1-1比SW2-1-3节省了近11.2%。SW2-1-2的极限承载力达到176.7kN，在用钢量近似的情况下比SW2-1-3的极限承载力138.4kN提升约27.6%，可见经过优化设计配筋的剪力墙在配筋率相近的基础上提高了承载力。

表3.1 钢筋用量

Fig.3.1 Reinforcement amount

构件	钢筋直径(mm)	钢筋质量(kg)	总计(kg)
SW2-1-1	10	18.33	29.02
	12	10.69	
	6	4.73	
SW2-1-2	10	18.33	33.75
	12	10.69	
SW2-1-3	6	17.88	32.69
	10	14.81	

等效粘滞阻尼系数常被作为评价不同加载时期结构耗能能力的耗能指标，等效粘滞阻尼系数越大，结构的耗能能力越强。

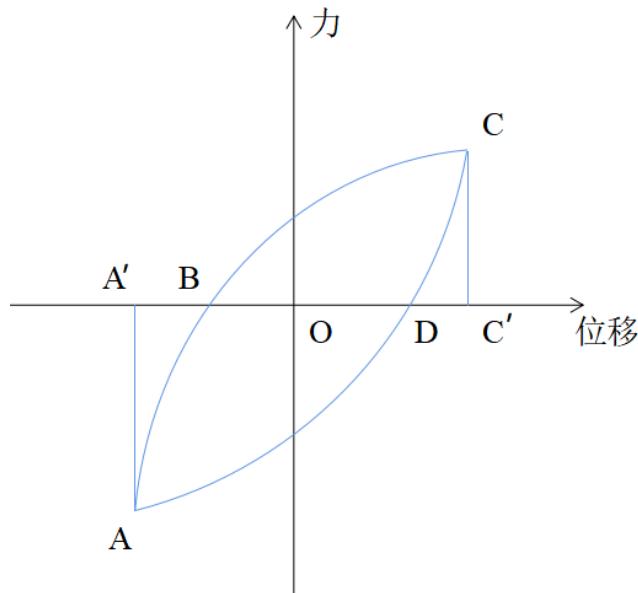


图3.16 等效粘滞阻尼系数计算示意图

Fig.3.16 Schematic diagram of equivalent viscous damping coefficient calculation

等效粘滞阻尼系数计算了结构单周滞回耗能与同级荷载下结构一直处于弹性阶段所吸收能量的比值，在工程抗震中常作为衡量结构耗能能力的重要指标，具体计算公式如下：

$$h_e = \frac{1}{2\pi} \times \frac{S_{BCD} + S_{DAB}}{S_{\Delta OCC} + S_{\Delta OAA}} \quad (3.1)$$

剪力墙各加载阶段的等效粘滞阻尼系数见如表 3.2，三者的等效粘滞阻尼系数大致走势相近，随着荷载的增加而稳步递增，耗能能力明显加强。加载初期 SW2-1-1 和 SW2-1-2 的等效粘滞阻尼系数相近。

随着构件进入屈服阶段，SW2-1-1 的等效粘滞阻尼系数较之 SW2-1-2 有小幅上升，而加载至 16mm 时，出现峰值，当超过极限承载力后，SW2-1-1 峰值承载力下降，SW2-1-2 耗能能力表现更稳定。这是因为分布钢筋一定程度上减缓了混凝土的开裂速度，加强了两侧混凝土的承压能力，度过弹性阶段后，混凝土出现裂缝后，不再承受拉力，此时钢筋所受拉力大大增强，结构的峰值承载力缓慢增长。SW2-1-3 的等效粘滞阻尼系数在加载初期略有波动，当加载位移超过 4mm 时，等效粘滞阻尼系数增幅显著，这是因为 SW2-1-2，直至结构达到最大峰值承载力。

表 3.2 不同加载阶段下的等效粘滞阻尼系数

Tab.3.2 Equivalent viscous damping coefficients under different loading stages

加载位移	2mm	3mm	4mm	6mm	8mm	10mm	12mm	14mm	16mm
SW2-1-1	0.103	0.097	0.125	0.209	0.264	0.298	0.324	0.351	0.396
SW2-1-2	0.105	0.091	0.119	0.202	0.256	0.292	0.312	0.334	0.353
SW2-1-3	0.115	0.107	0.132	0.218	0.272	0.306	0.328	0.348	0.362

滞回环面积大的小代表了该构件的耗能能力，图 3.17 为 SW2-1、SW2-1-2、SW2-1-3 的单周耗能与墙顶中点加载位移的曲线。通过对比可知，三者的耗能能力都随着顶点位移的增加而增加，其中 SW2-1 和 SW2-1-3 的发展趋势相近，构件超过弹性阶段后单周耗能曲线上升较快，这是因为构件产生裂缝后，钢筋有效代替开裂混凝土承受拉力，材料利用率较高，使结构表现出较好的耗能能力；SW2-1-2 在构件进入屈服阶段后，同级位移荷载下，单周耗能曲线一直处于 SW2-1 和 SW2-1-3 之下，这说明优化配筋设计的剪力墙滞回环面积更大，同级位移荷载下耗散的能量更多。

当结构施加的最大加载位移达到 16mm 时，SW2-1 的滞回包络面积为 SW2-1-2 的滞回包络面积的 1.26 倍，SW2-1-3 的滞回环包络面积为 SW2-1-2 的滞回包络面积的 1.28 倍，可见经过优化算法指导建立 STM 从而指导配筋设计的剪力墙比按照规范进行配筋设计的剪力墙具有更好的耗能能力；在优化配筋的剪力墙中，分布钢筋对结构的耗能能力影响并不明显。

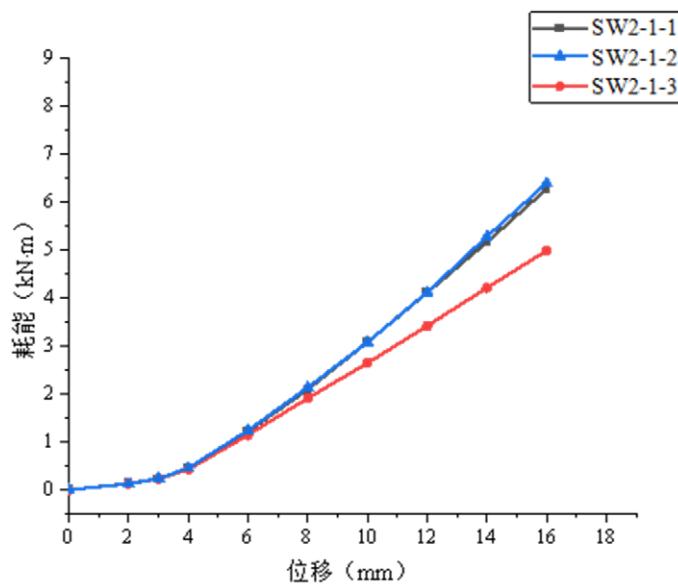
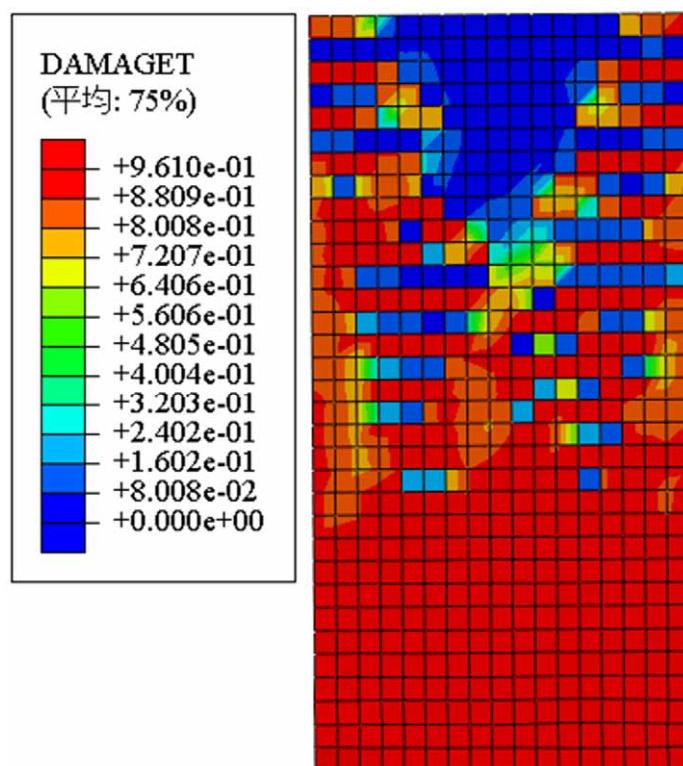


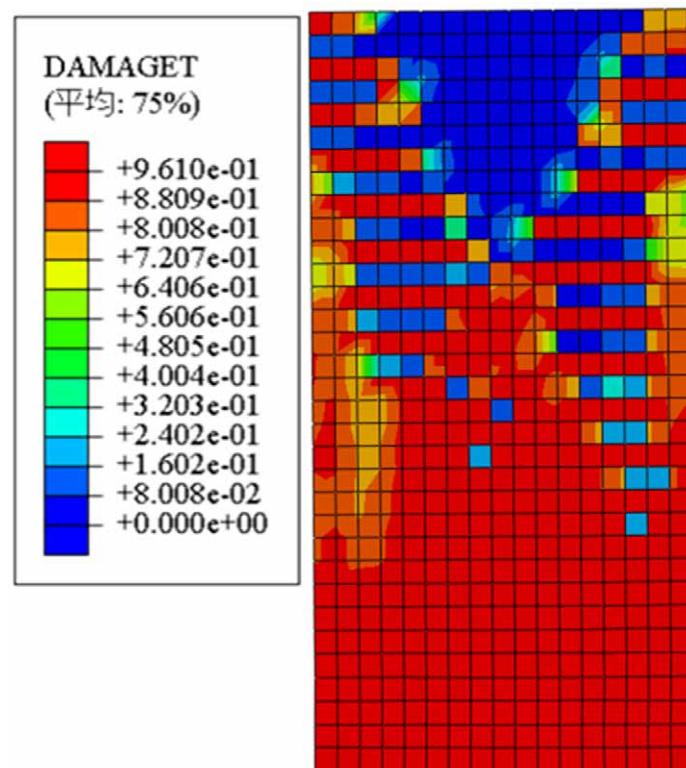
图3.17 单周耗能与顶点位移曲线
Fig.3.17 Single cycle energy consumption and vertex displacement curve

3.3.3.3 受拉损伤云图

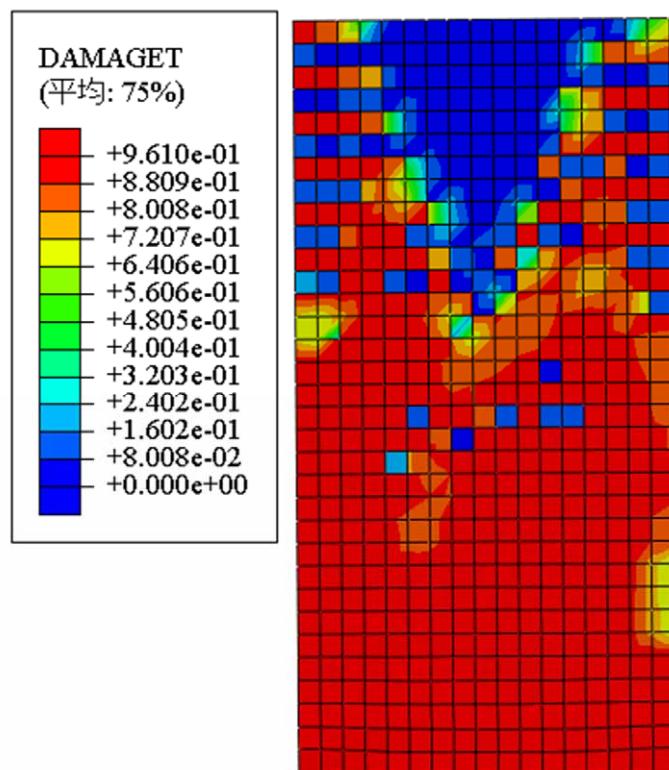
在有限元模拟中常用受拉损伤以及等效塑性应变云图来表示结构裂缝的开展与破坏的形态。受拉损伤(tensile damage)在有限元验证中多被用于对比裂缝分布形式。SW2-1-1、SW2-1-2 和 SW2-1-3 的受拉损伤云图如下图 3.18 所示。



(a) SW2-1-1 受拉损伤云图



(b) SW2-1-2 受拉损伤云图



(c) SW2-1-3 受拉损伤云图

图3.18 受拉损伤云图

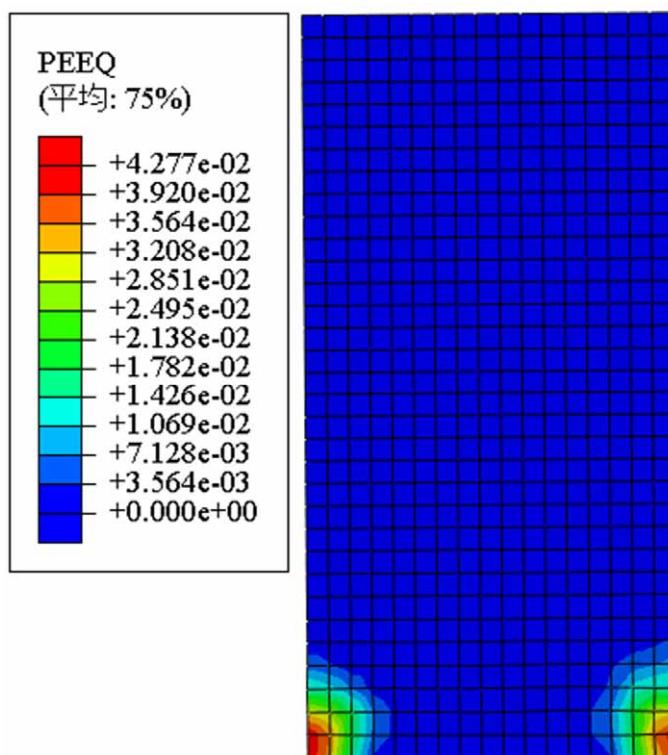
Fig.3.18 Tension damage contour

从上图3.18可以看出,三者受拉损伤的分布范围大致都处于墙体2/3区域,墙体两侧的裂缝自下而上以水平向为主开展至墙顶,SW2-1-3中的墙体中间区域受拉损伤较为严重,说明该片区域混凝土出现了较多裂缝,而SW2-1-1和SW2-1-2的墙体中部裂缝开展较少,说明在反复加载中优化配筋设计的剪力墙墙体中部混凝土开裂较少,帮助结构提高了整体承载力。

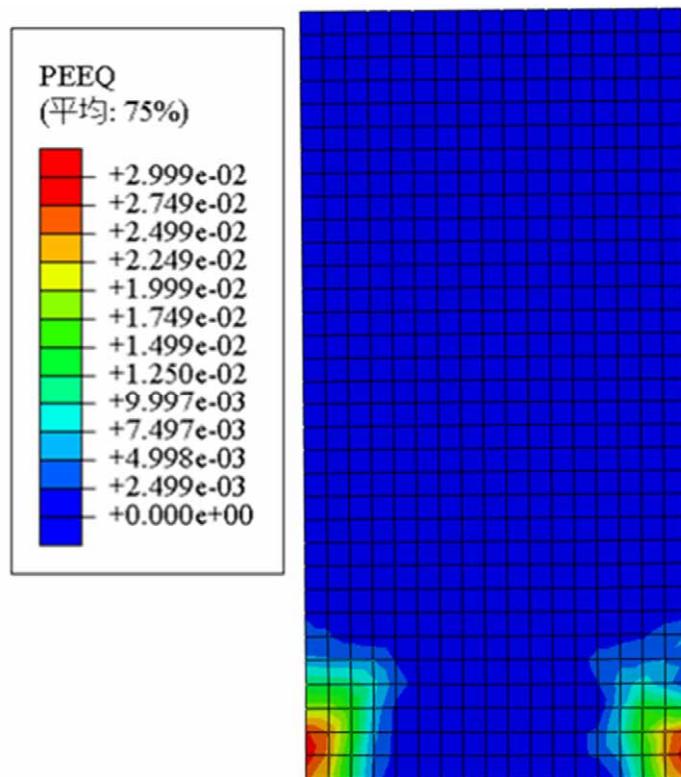
3.3.3.4 等效塑性应变云图

等效塑性应变(equivalent plastic strain简称PEEQ)反应变形过程中混凝土塑性损伤的累积结果,大于0时表示单元发生了屈服。等效塑性应变云图如下图3.19所示。

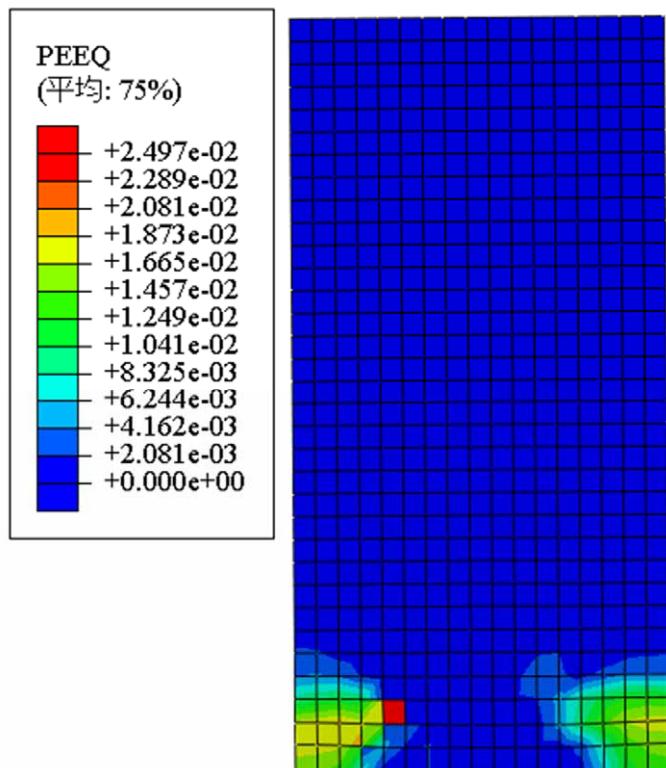
可以看出,三片剪力墙的等效塑性应变均出现在墙体高度1/5内,SW2-1-1和SW2-1-2的最大塑性应变发生于墙体两个底角处,此时墙底两侧的混凝土损伤较大,钢筋已经屈服,有弯曲破坏趋势;而SW2-1-3的塑性应变分布较为均匀,在受拉纵筋屈服后,混凝土的损伤开始向剪力墙腹部累积。反复荷载作用下墙脚处混凝土屈服,钢筋辅助混凝土受压,由于墙体两侧边缘区域处于拉压交替变化,损伤较为严重,由于优化配筋设计的剪力墙未在墙体两侧受力纵筋配置箍筋,当混凝土在反复荷载作用下强度下降后,钢筋参与受压,等效塑性应变也更大,但SW2-1-2中配置了分布钢筋,一定程度提高了构件的承载力,所以塑性应变值较小于SW2-1-1。文献[88]中提到,塑性破坏区较大的墙体更能发挥处墙体的承载力,故SW2-1-1和SW2-1-2的极限承载力略大于SW2-1-3。



(a) SW2-1-1 等效塑性应变云图



(b) SW2-1-2 等效塑性应变云图



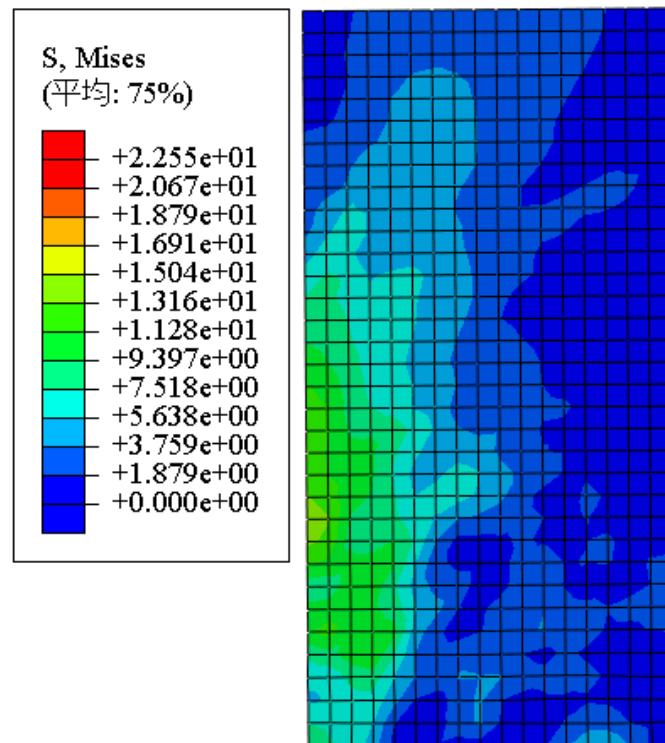
(c) SW2-1-3 等效塑性应变云图

图3.19 等效塑性应变图

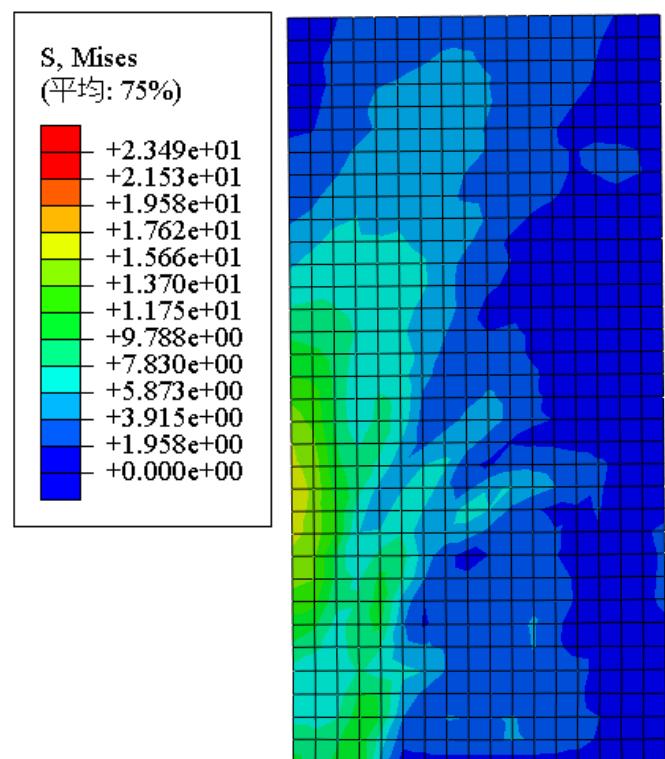
Fig.3.19 Equivalent plastic strain contour

3.3.3.5 等效应力云图

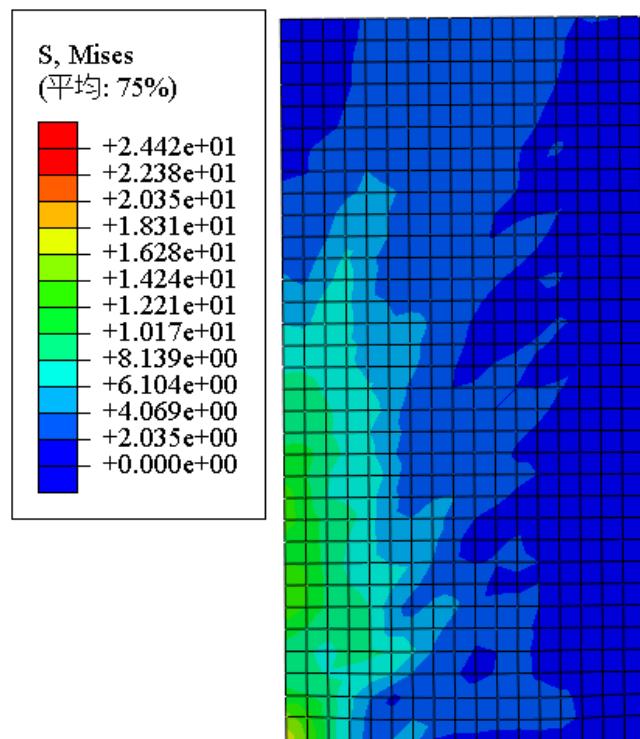
下图 3.20 为三片剪力墙的混凝土、钢筋等效应力云图。



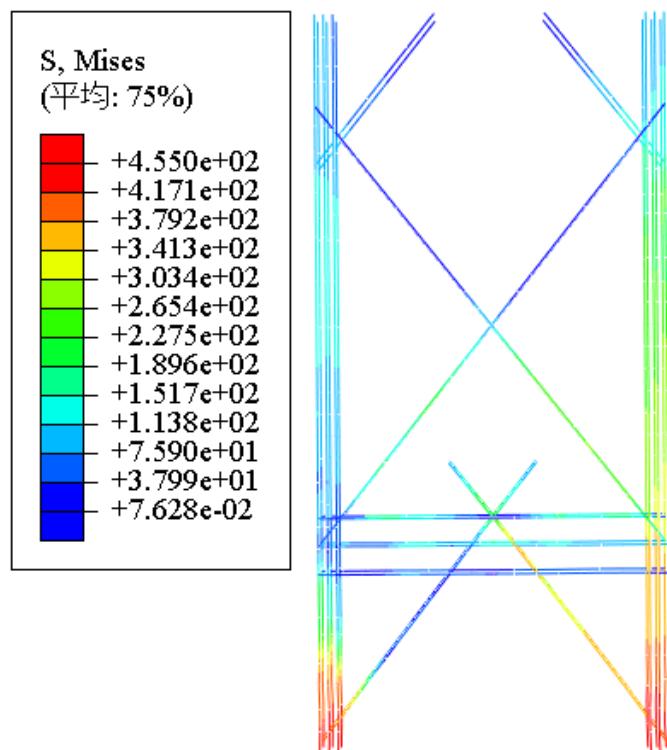
(a) SW2-1-1 混凝土等效应力云图



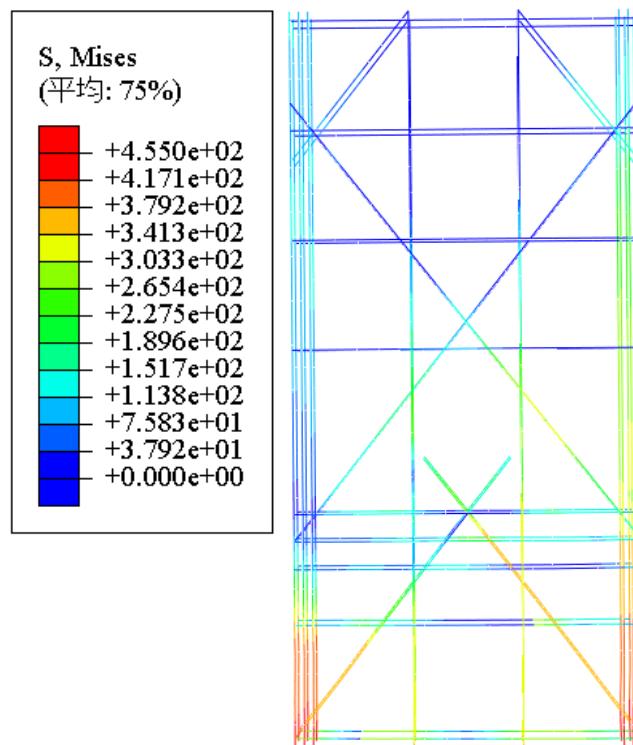
(b) SW2-1-2 混凝土等效应力云图



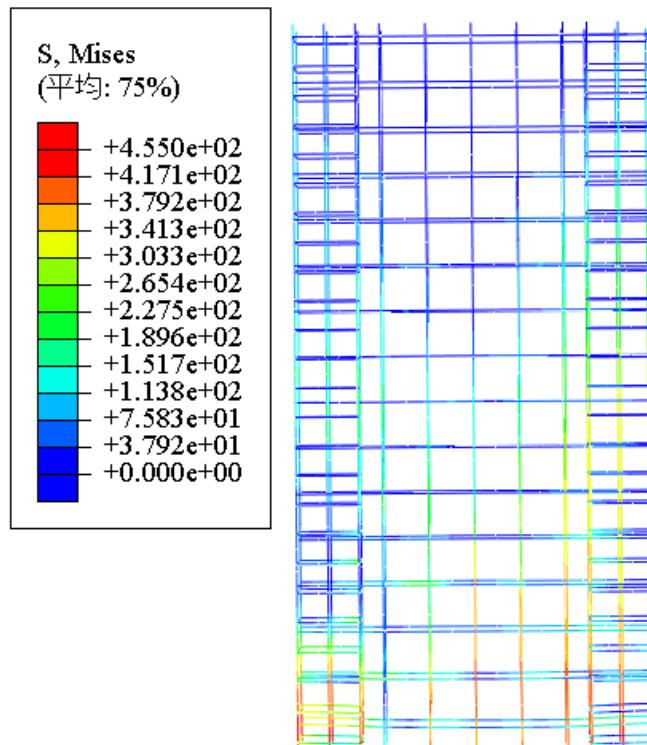
(c) SW2-1-3 混凝土等效应力云图



(d) SW2-1-1 钢筋等效应力云图



(e) SW2-1-2 钢筋等效应力云图



(f) SW2-1-3 钢筋等效应力云图

图3.20 等效应力云图

Fig.3.20 Equivalent stress contour

由上图 3.20 可以看出,三片剪力墙的混凝土等效应力有着相同的分布趋势,较大应力均在墙体受压一侧分布,传里路径自加载点连向受压侧墙角,其中 SW2-1-2 混凝土的等效应力于墙体高度 1/3 处较大,这是由于在此区域墙体内部有钢筋加密区,钢筋分布较多,产生了应力集中。

从钢筋的应力分布可以发现,墙体底部受拉区钢筋大多已受拉屈服,受压区钢筋也有部分受压屈服,这是因为在反复加载下,墙角部混凝土损伤严重,拉裂后抗压性能也大幅下降,此时原本设计为受拉的钢筋参与受压,设计时应适当的配置箍筋于墙角处,防止钢筋受压后向外扩张,造成局部压屈; SW2-1-3 的墙体中部以及墙体上部的钢筋应力均处于较低水平,仅底部弯矩较大处以及墙边缘受拉较大处的纵向钢筋屈服,而 SW2-1-1 和 SW2-1-2 的钢筋应力相对来说分布的更为均匀,受拉侧钢筋利用率更高,使得结构有更佳的耗能能力; SW2-1-2 中的分布钢筋有效均匀的分担了拉力,使得结构受力更均匀,受拉侧钢筋利用更高,保证结构承载力的同时,增强了耗能能力。

3.4 本章小结

本章根据第二章提出的低周反复荷载作用下的 RC 剪力墙 ESO 得到的拓扑解建立了 STM,并通过两个等大反向的荷载分别完成力学分析,取杆件轴力的包络值指导实际设计中的钢筋布置方案;通过 ABAQUS 有限元软件进行了有限元验证工作,并将三片剪力墙进行有限元数值模拟,对比了优化配筋(仅配置受力钢筋)剪力墙 SW2-1-1、优化配筋(配置分布钢筋)剪力墙 SW2-1-2 和规范配筋剪力墙 SW2-1-3 的受力性能。

- 1) 本章对剪力墙的仿真得到了与试验结果较为吻合的分析,验证了本章使用的有限元模型可以预测 RC 剪力墙的耗能能力和极限承载力。
- 2) 低周反复荷载作用下的 RC 剪力墙 ESO 可以有效的指导构建 STM,根据校验后的 STM 进行配筋设计。
- 3) 在小幅减少配筋量的情况下,完全按照优化配筋的剪力墙的峰值承载力和耗能能力都有大幅提升,可见低周反复荷载作用下 RC 剪力墙 ESO 能够根据指导设计耗能能力较好的 RC 剪力墙构件。
- 4) 在优化结果设计的构件基础上再增设分布钢筋,将减缓混凝土的开裂速度,加强了纵筋协同混凝土抗压的能力,使构件受力更加均匀,加强了构件延性。

第4章 高宽比和轴压比对剪力墙优化抗震设计的影响

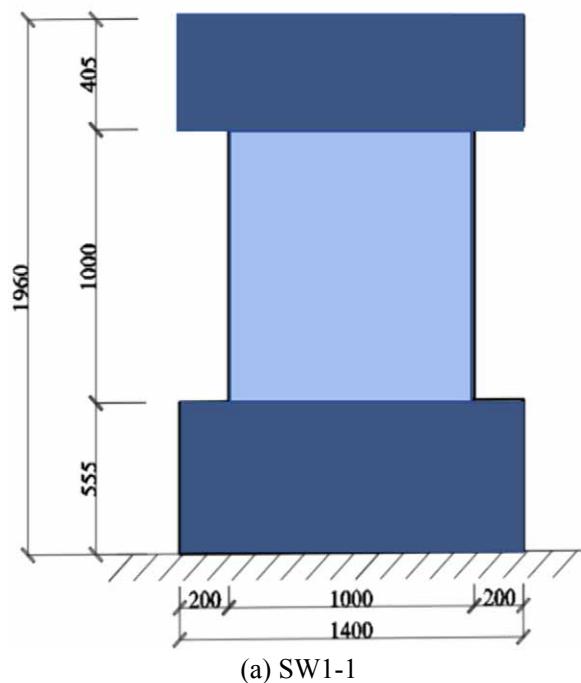
4.1 概述

第二章提出了低周反复荷载作用下剪力墙的 ESO 算法，采用 RC 整体式模型进行研究，优化结果中反映了结构于反复荷载作用下结构内部传力路径以及不同区域材料对剪力墙抗震设计的重要性。文献[87]表明影响剪力墙抗震性能的因素包括：高宽比、轴压比、配筋率、材料强度等，本章分析讨论了不同参数对 RC 剪力墙最优拓扑结构的影响，进一步论证算法的稳定性与适用性。

4.2 高宽比的影响

4.2.1 算例概况

本节算例选取 4 片高宽比不同的 RC 剪力墙，其中高宽比分别为 1.0、1.5、2.0 和 2.5，各自编号为 SW1-1、SW1.5-1、SW2-1 和 SW2.5-1，墙体厚度、宽度、约束条件与加载模式各剪力墙之间均完全相同，仅墙体高度有所不同，具体构件概况如图 4.1 所示（编号 SW2-1 相关尺寸参数已在前文图 2.5 中给出）。将剪力墙地梁底部的所有自由度约束，模拟刚性基础固定在地面，于剪力墙顶梁两侧进行低周反复加载以防止墙体发生局部破坏。



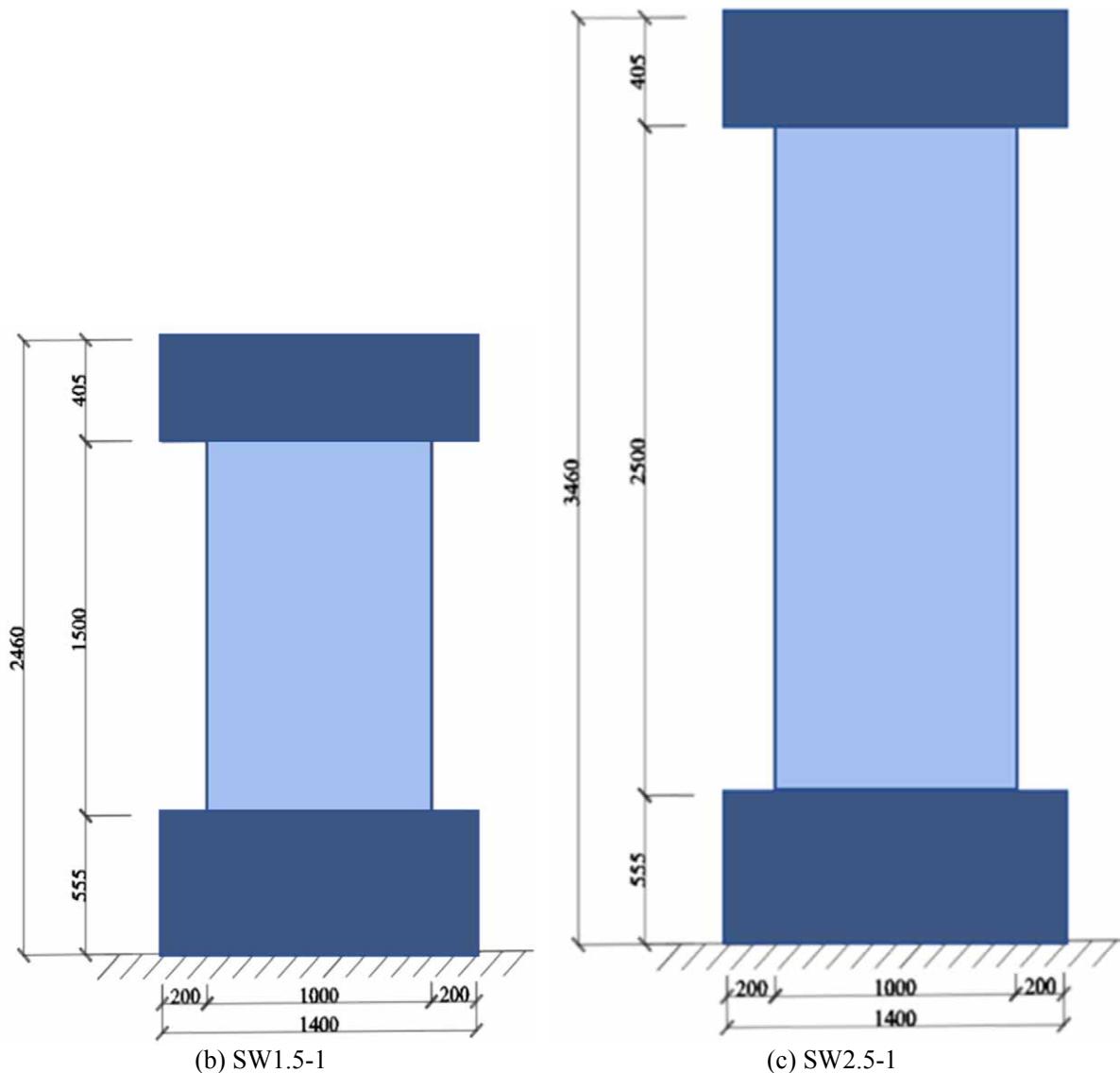


图4.1 不同高宽比剪力墙的初始设计域

Fig.4.1 Initial design domains of shear wall with different aspect ratio

有限元分析时,选用 solid65 八节点实体单元模拟混凝土,关闭压碎开关,采用五参数破化准则和 Von mises 屈服准则,材料参数设置如下,混凝土采用 C30,弹性模量 $E=20000\text{MPa}$,泊松比 $\mu=0.2$,单元尺寸划分为 $50\text{mm}\times 50\text{mm}\times 62.5\text{mm}$;通过实常数设置不同方向的配筋率模拟 HRB335 钢筋弥散在混凝土之中(为了简化计算,仅设置沿墙高和墙宽方向的钢筋配筋率);顶梁和地梁布置为超筋梁以防止局部破坏且不参与优化只参与有限元分析。

4.2.2 拓扑解

高宽比为 1 的 SW1-1 优化初始域如图 4.2(a)所示,选取具备代表性的过程拓扑如下图 4.2(b)~(e),图 4.2(f)为该剪力墙的最优拓扑。

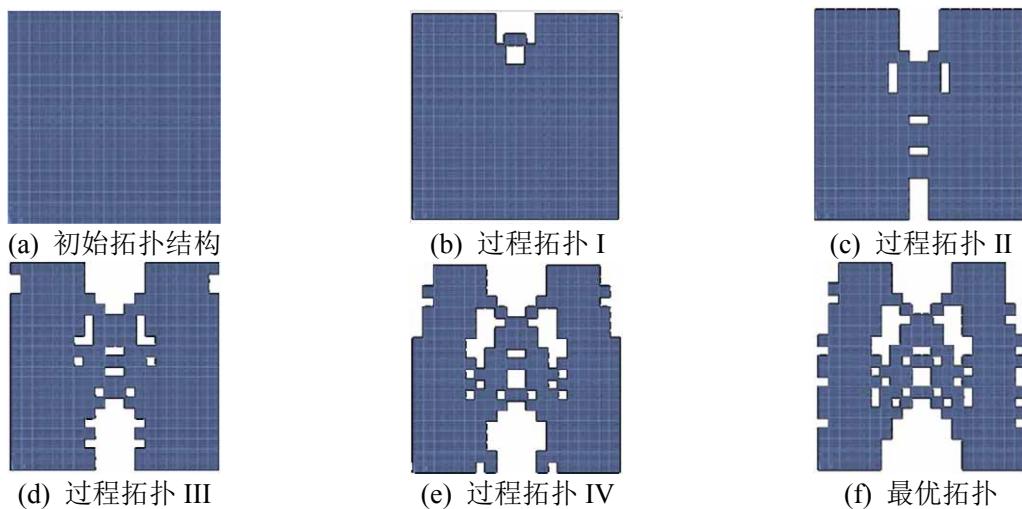


图4.2 SW1-1 的拓扑过程

Fig.4.2 Topological process of SW1-1

早期优化中,墙体上部区域单元被淘汰,如图 4.2(b);随后优化在墙体跨中区域进行,如图 4.2(c);随着存活单元数量的下降逐渐在墙体中部形成斜向交叉杆件,如图 4.2(d)、(e);最优拓扑可以大致分为两部分:两侧保留竖向杆件自墙体底部指向顶部,于墙高约 $3/4$ 处略成角度向中间倾斜,以及墙体中部大致形成了两道“X”形斜向交叉杆件连接两侧。在应力约束下,其最优拓扑的墙顶中点位移较之初始拓扑增加了 2.28 倍。

高宽比 1.5 的剪力墙 SW1.5-1 的拓扑优化过程如下图所示。SW1.5-1 的初始拓扑如图 4.3(a),迭代中的过程拓扑如图 4.3(b)~(e)所示,图 4.3(f)为最优拓扑。

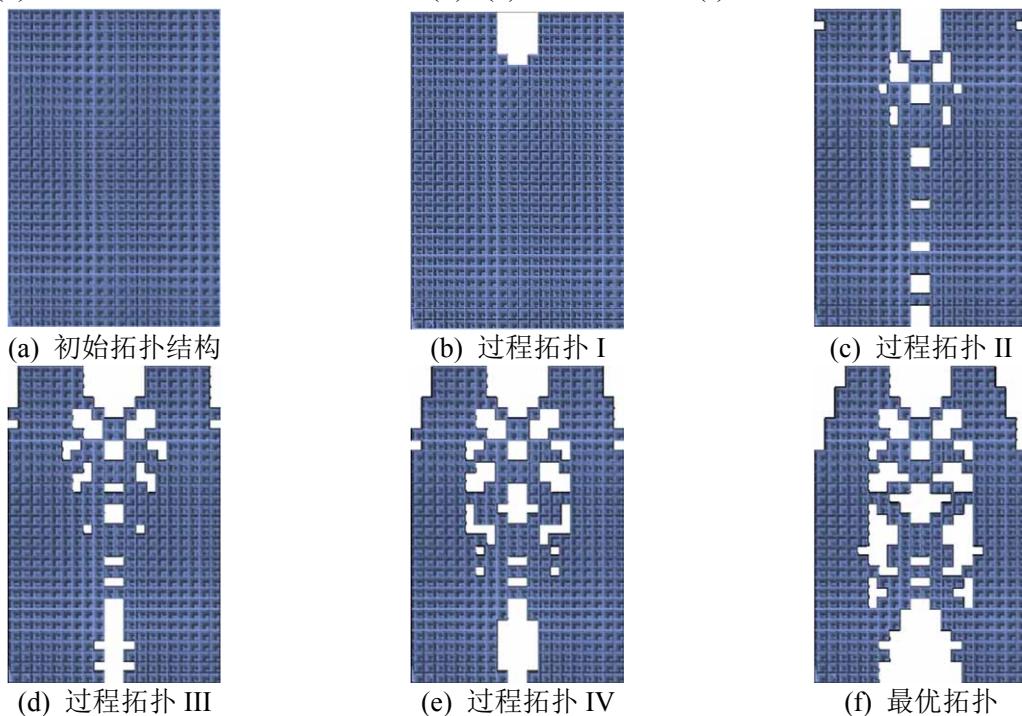


图4.3 SW1.5-1 的拓扑过程

Fig.4.3 Topological process of SW1.5-1

从图 4.3(b)和图 4.3(c)可以看出, SW1.5-1 优化的初期主要从墙体顶部进行; 逐渐墙体淘汰单元集中于墙体跨中区域, 如图 4.3(c); 随着单元删除个数的增加, 墙体跨中区域的顶部形成斜向交叉杆件, 如图 4.3(d)、(e)。从图 4.3(f)所示的最优拓扑可以看出, 杆系结构已经较为清晰, 大体可以分为由两侧的竖向杆件和中间的“X”形交叉杆件, 两侧的竖向杆件从下往上至墙体总高约四分之三处时, 由两侧向中间倾斜。在应力约束下, 其最优拓扑的墙顶中点位移较初始拓扑增加了 1.87 倍。

SW2-1 的具体优化过程已在第二章中详细描述, 不再一一赘述。高宽比 2.5 的剪力墙 SW2.5-1 的拓扑优化过程如下图所示。SW2.5-1 的初始拓扑如图 4.4(a), 迭代中的过程拓扑如图 4.4(b)~(e)所示, 图 4.4(f)为该剪力墙的最优拓扑。

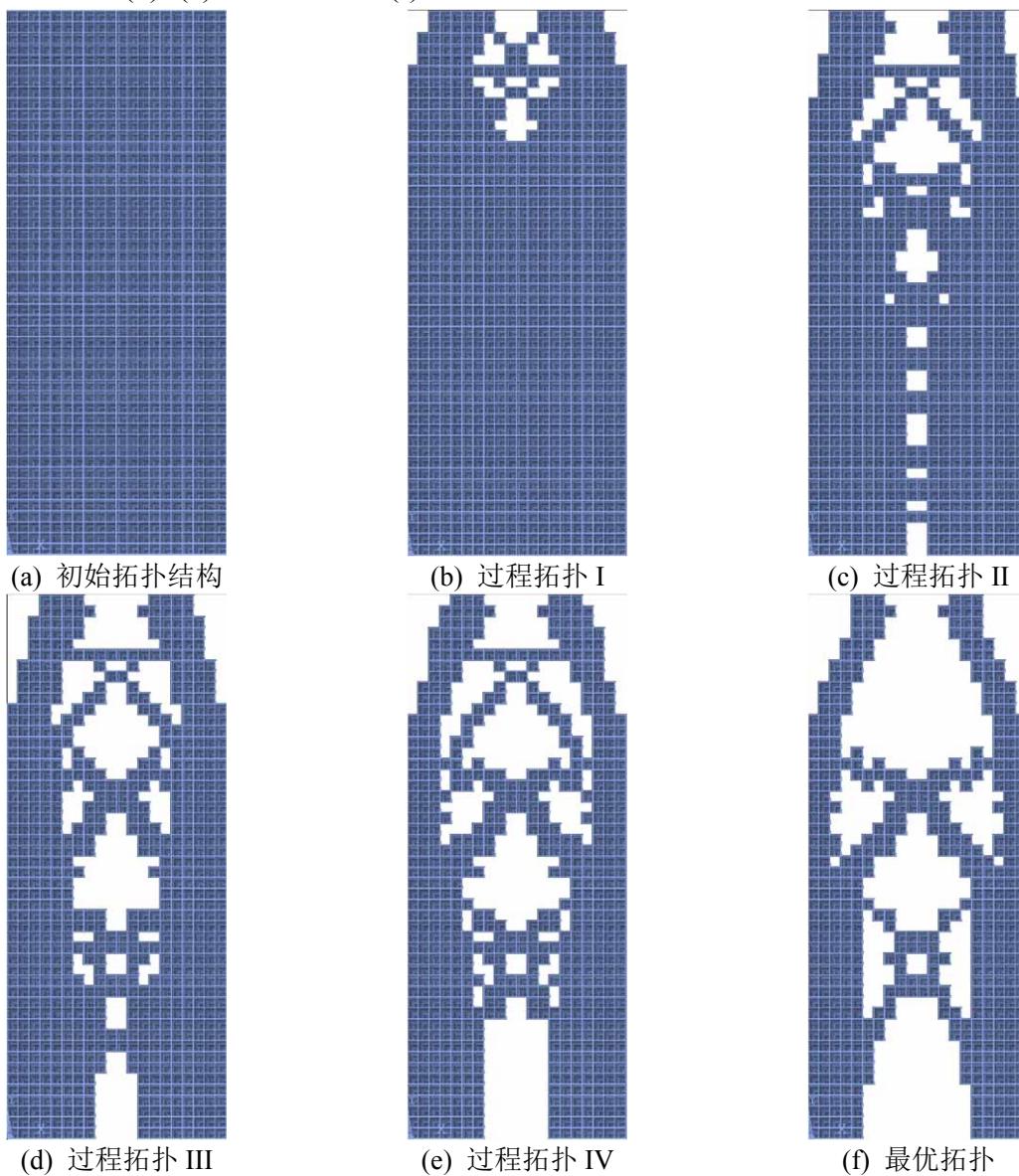


图4.4 SW2.5-1 的拓扑过程

Fig.4.4 Topological process of SW2.5-1

优化早期主要淘汰墙体上部单元,如图 4.4(b);接着主要略去墙体跨中区域的单元,如图 4.4(c);然后结构演化出明显的杆件,墙体中部有较多斜向杆件连接两侧区域,如图 4.4(d)、(e);从图 4.4(f)可以看出,其最优拓扑结构主要三部分组成:两侧竖向杆件于墙体约五分之一处向中间倾斜,墙体中部保留了两道清晰的“X”形斜向交叉杆件,其中靠近上部的两斜杆相交角度较大,靠近底部的斜杆相交角度较小其延长线指向墙角伸入支座。在应力约束下,其最优拓扑的墙顶中点位移较初始拓扑增加了 2.82 倍。

4.2.3 分析与讨论

可以看出,最优拓扑结构墙体顶点位移较之初始结构而言均有提升,结构变形能力随着迭代优化而增强。最优拓扑的两侧区域演化出竖向杆件,这是因为在水平荷载作用下,近加载端的墙边受拉,远加载端的墙边受压,在反复荷载作用下,墙体两侧区域处于拉、压交替状态,易发生破坏,故保留了大量单元;墙体跨中区域有斜向交叉杆件连接两侧竖杆,墙体跨中区域的斜向杆件作为传力路径使得应力在墙体分布连续。

随着高宽比的增加,一方面,最优拓扑跨中区域的斜向交叉杆件数量减少。这是因为,随着墙体高度的增加,结构的水平承载力有所下降,墙体内部的应力以拉压应力为主(剪应力的占比下降),传力路径逐渐明朗,故跨中区域材料布置更加集中。另一方面,最优拓扑两侧区域的竖向杆件于墙高一定范围内表现为变截面杆,其中墙高越高,变截面位置越高,这是因为墙体高度增加后,其受力特点逐渐趋近于柱,拓扑中的竖向杆件下端远离加载点,力臂较长,弯矩值较大,于底部达到弯矩最大值,因此墙体两侧竖向杆件的中下部分布了较多单元。

4.2.4 不同高宽比下 RC 剪力墙抗震设计建议

反复荷载作用下,传力路径形似悬臂梁,墙体两侧区域演化出明显的竖向杆件,并于墙体上部向跨中区域倾斜,墙体跨中区域演化出了斜向交叉杆件,可在墙体跨中区域设置斜向钢筋以提高截面抗剪承载力,完成“强剪弱弯”设计。

随着墙体高度的增加,墙体底部的弯矩增幅明显,可在剪力墙的边缘构件配置连续螺旋箍筋或复合螺旋箍筋进行加强,从钢筋混凝土剪力墙配筋设计的角度来看,该箍筋可以沿边缘构件方向于墙身二分之一高度内布置。另一方面可以配置斜向钢筋或是斜向支撑以防结构在受弯破坏前发生剪切破坏,增强结构延性,配置斜向钢筋时应注意调整斜向钢筋间的相交角度,墙体中上部钢筋间夹角大于 90° ,墙体中下部反之。

4.3 轴压比的影响

4.3.1 算例概况

本节取墙高为1500mm和2000mm的剪力墙研究不同轴压比对其拓扑解的影响。其中按照轴压比的不同,将墙高1500mm和墙高2000mm的剪力墙处于轴压比为0.1、0.2、0.3的构件各自编号为: SW1.5-2、SW1.5-3、SW1.5-4和SW2-2、SW2-3、SW2-4, 具体几何尺寸见上图4.1(b)和图2.5所示, 其余参数均与上节相同。轴压比 n 按照下式计算。

$$n = \frac{N}{f_{ck} A} \quad (4.1)$$

式中 N 为剪力墙所受轴向压力(单位:N); f_{ck} 为混凝土抗压强度标准值(单位:MPa); A 表示剪力墙的横截面积(单位: mm^2)。

4.3.2 拓扑解

4.3.2.1 高宽比为1.5

本节选取高宽比为1.5的剪力墙作为研究对象, 施加不同轴向压力。

下图为0.1轴压比下SW1.5-2的拓扑优化过程。

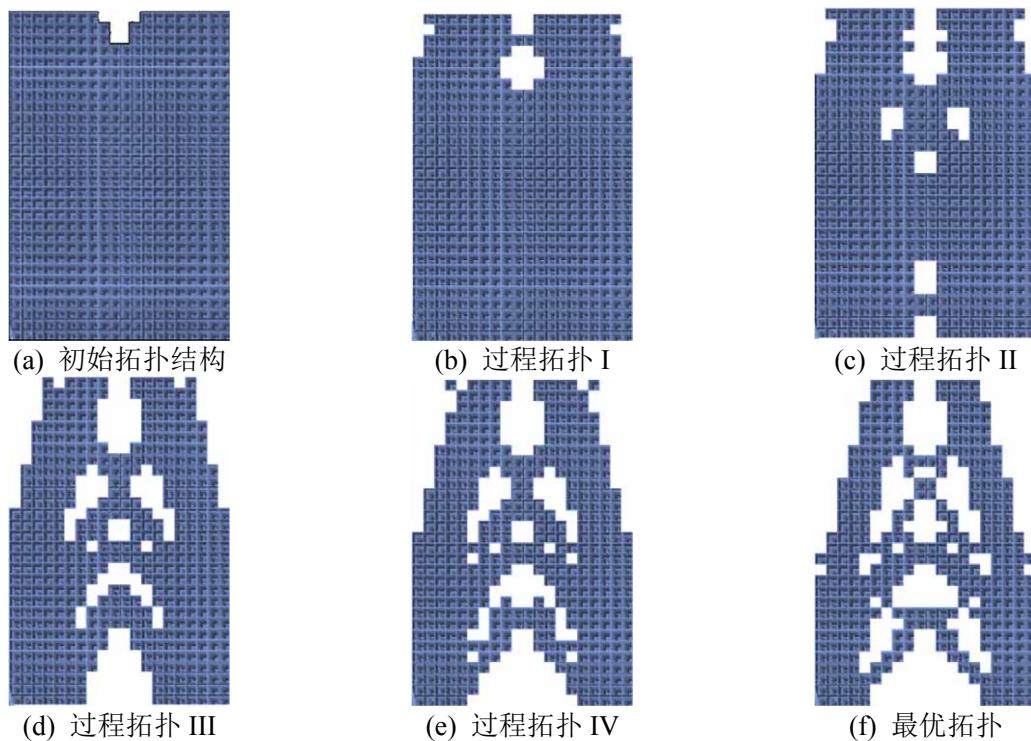


图4.5 SW1.5-2的拓扑过程

Fig.4.5 SW1.5-2 Topological process of SW1.5-2

SW1.5-2 剪力墙优化初期墙体顶部单元的贡献度较低,率先被淘汰,如图 4.5(a);随后墙体跨中区域的单元开始被淘汰,如图 4.5(c)、(d);墙体两侧区域保留较多的单元演化出竖向杆件,竖向杆件于墙高约 1/2 处向墙体中间成一定角度倾斜,如图 4.5(e);墙体中部演化出三道“X”形斜向交叉杆件,其中有部分斜向杆件的夹角较大,形如水平杆件,如图 4.5(f)。在应力约束下,其最优拓扑的墙顶中点位移较之初始拓扑增加了 3.53 倍。

下图 4.6 为 0.2 轴压比下 SW1.5-3 的拓扑优化过程。

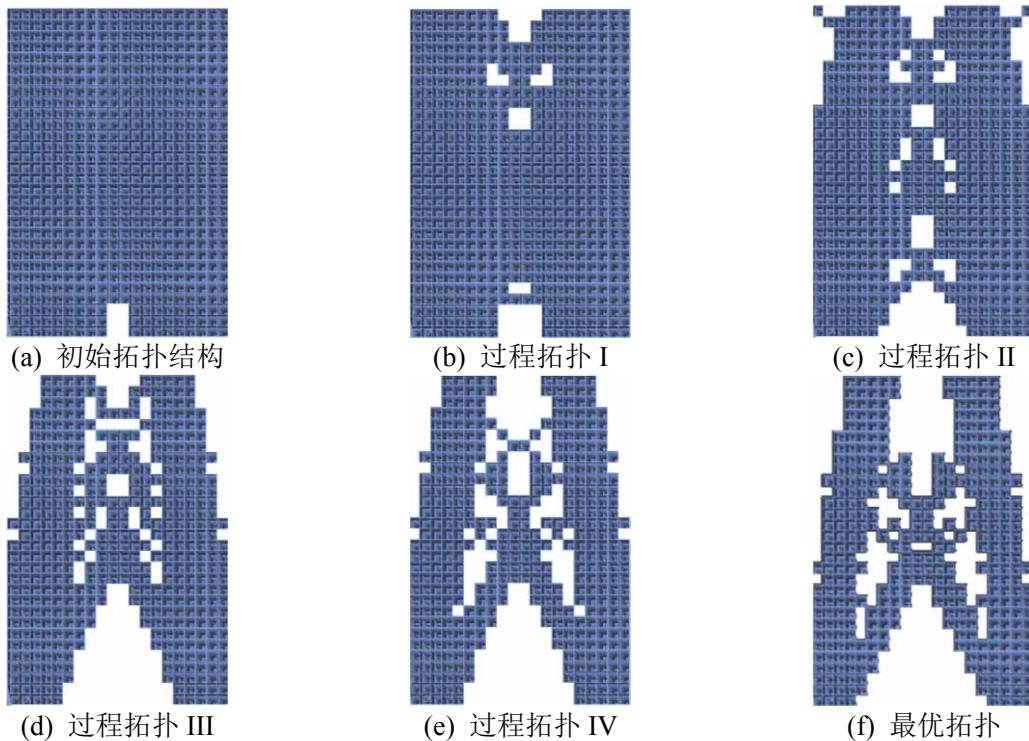


图4.6 SW1.5-3 的拓扑过程

Fig.4.6 Topological process of SW1.5-3

可以看到,首先略去部分是墙体上部和底部的单元,如图 4.6(a)、(b);随着优化的进行,SW1.5-3 的两侧区域演化出竖向杆件,如图 4.6(c);拓扑中逐渐演化出较多的斜向交叉杆件,如图 4.6(d)、(e)。最优拓扑中,斜向交叉杆件逐渐清晰,仅保留一道主要的传力路径,两侧区域的竖向杆件于墙高约 2/5 处向中间倾斜如图 4.6(f)。在应力约束下,其最优拓扑的墙顶中点位移较之初始拓扑增加了 2.01 倍。

下图 4.7 是 0.3 轴压比下 SW1.5-4 的拓扑优化过程。

优化开始时,墙体跨中区域灵敏度较小的单元被删除,如图 4.7(a);然后墙体上部两侧区域单元被淘汰,如图 4.7(b);伴随着删除率的增加,墙体中部形成一道“X”形斜向交叉杆件,如图 4.8(c)、(d);最优拓扑中单元更集中分布于墙体两侧,竖向杆件于墙高约 1/3 处向中间倾斜,如图 4.7(f)所示。在应力约束下,其最优拓扑的墙顶中点位移较之初始拓扑增加了 2.03 倍。

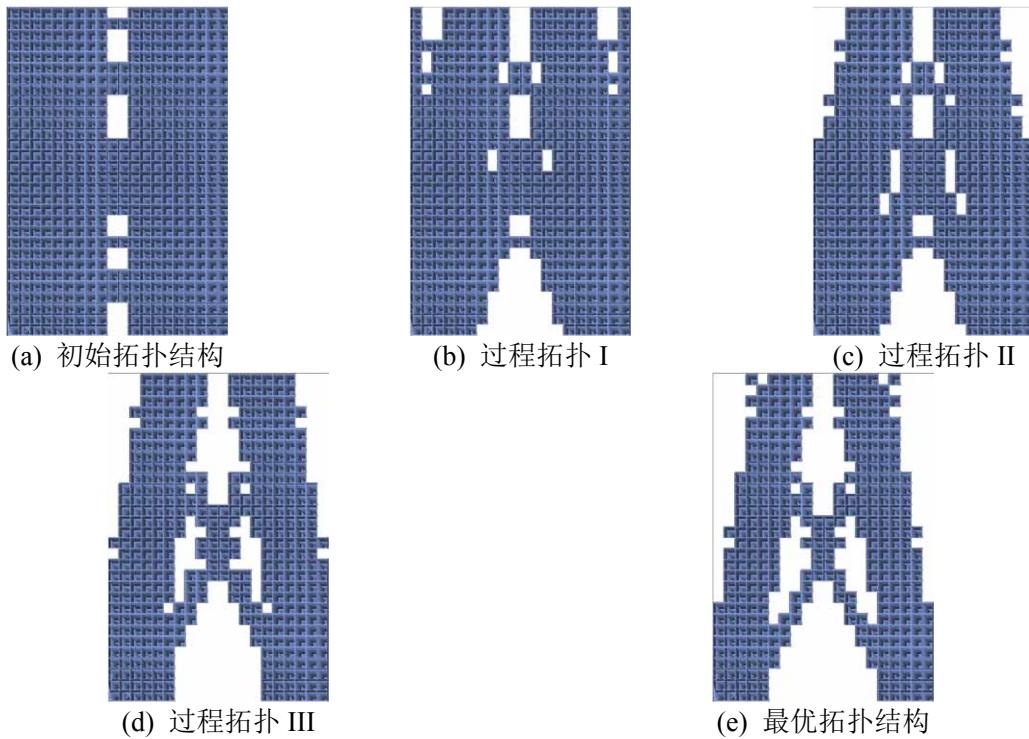


图4.7 SW1.5-4 的拓扑过程

Fig.4.7 Topological process of SW1.5-4

表 4.1 列出了高宽比为 1.5 时不同轴压比下的算例优化结果的总应变能比值。可以看到, 相同体积率下, 优化水平随轴压比的上升保持增加, 结构耗能能力增强。

表 4.1 优化水平对比

Tab.4.1 Optimization level comparison

	SW1.5-2	SW1.5-3	SW1.5-4
$\frac{C_{0.58\text{to}}}{C_{\text{in}}}$	1.9865	2.8018	3.1518

注: C_{in} 为初始拓扑的总体积应变能, $C_{0.58\text{to}}$ 为体积率均为 58% 时的总体积应变能。

4.3.2.2 高宽比为 2

为进一步对比轴压比对拓扑优化结果所带来的影响, 本节选取高宽比为 2 的剪力墙作为研究对象, 对其施加不同轴向压力。0.1 轴压比下 SW2-2 剪力墙的拓扑优化过程如下图 4.8。

从图 4.8(a)、(b)可以看出, 优化初期主要在墙体上部进行; 随着优化进行, 墙体上部边缘和墙体中部逐渐省去材料, 如图 4.8(c)、(d)所示; 墙体底部逐渐被优化形成斜向交叉杆件, 如图 4.8(e); 最优拓扑结构中墙体中部区域单元分布较零散, 逐渐成斜向交叉杆件交替有水平杆件出现, 两侧竖向杆件于墙高约二分之一处向中间倾斜, 如图 4.8(f)所示。在应力约束下, 其最优拓扑的墙顶中点位移较之初始拓扑增加了 2.20 倍。

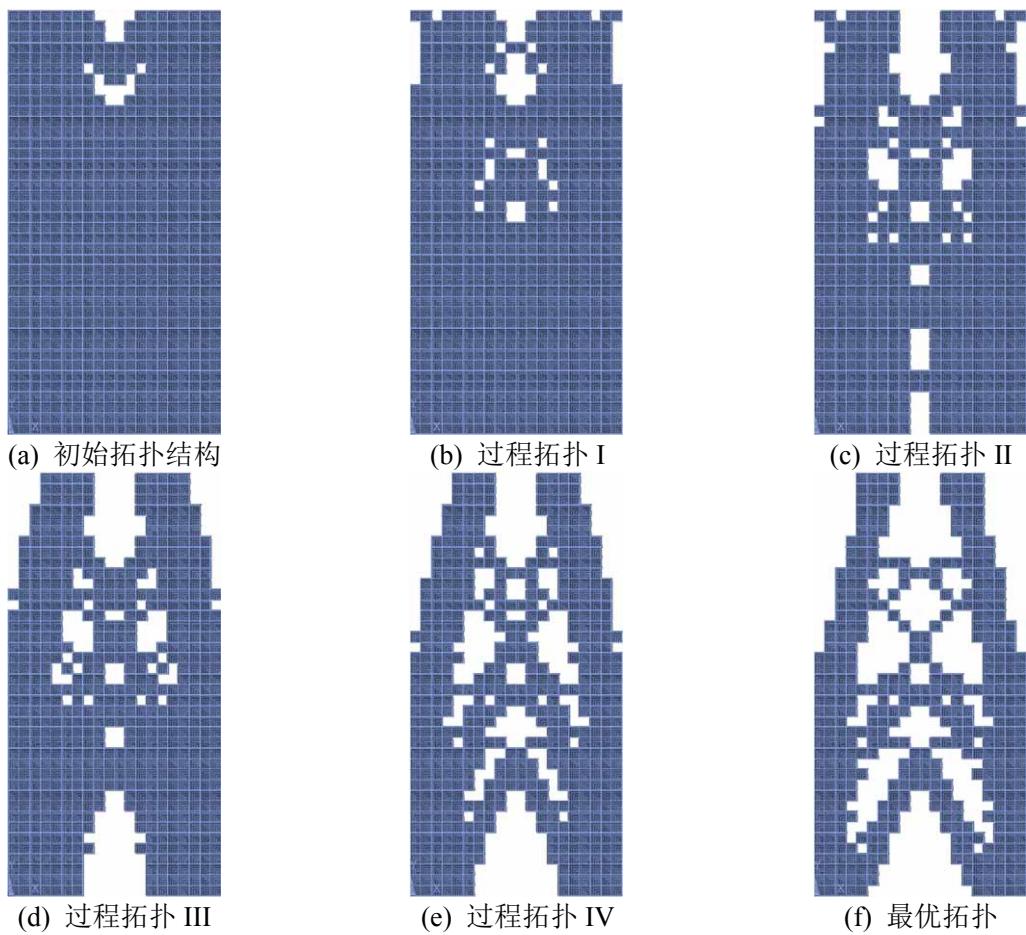
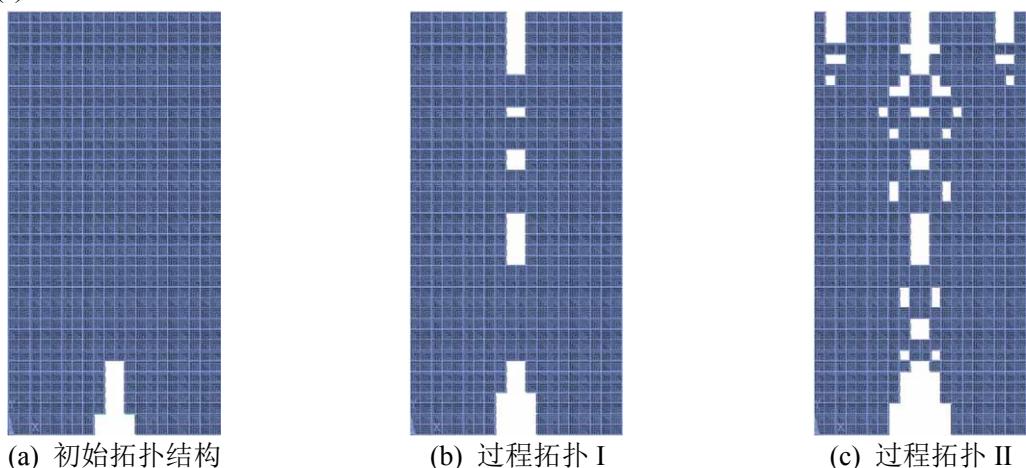


图4.8 SW2-2 的拓扑过程

Fig.4.8 Topological process of SW2-2

0.2 轴压比下 SW2-3 剪力墙的拓扑优化过程如下图 4.9。

SW2-3 优化早期淘汰墙体跨中区域及上部两侧单元，如图 4.9(a)、(b)；接着墙体两侧区域上部单元被淘汰，如图 4.9(c)；然后逐渐形成斜向交叉杆件，如图 4.9(d)、(e)所示；最优拓扑结构于两侧保留较为粗壮的杆件，跨中区域由四道“X”斜向交叉杆件相连，如图 4.9(f)所示。在应力约束下，其最优拓扑的墙顶中点位移较之初始拓扑增加了 1.84 倍。



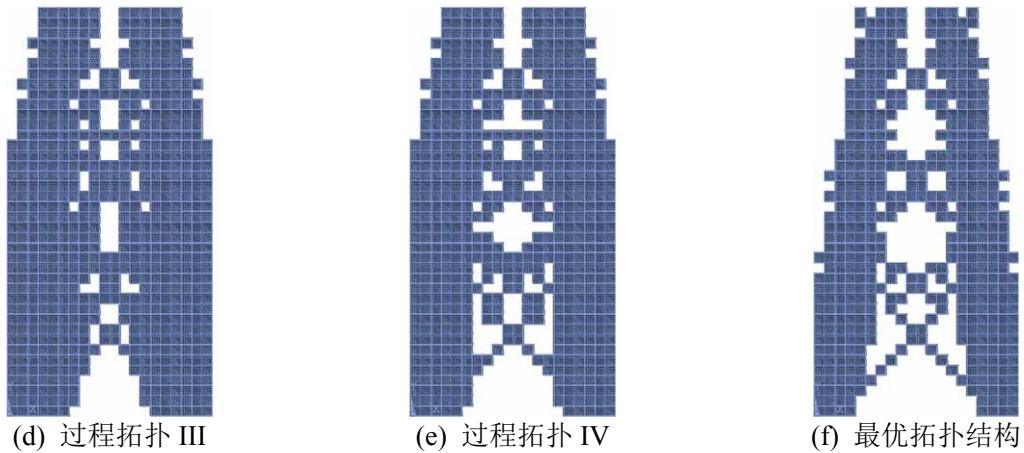


图4.9 SW2-3 的拓扑过程

Fig.4.9 Topological process of SW2-3

0.3 轴压比下 SW2-4 剪力墙的拓扑优化过程如下图 4.10。

优化早期, 主要淘汰跨中区域的单元, 如图 4.10(a)、(b); 接着上下两端单元逐渐减少, 如图 4.10(c)、(d); 最优拓扑结构于两侧区域保留了大量活单元, 跨中区域保留三道较细的斜向交叉杆件, 如图 4.10(f)。在应力约束下, 其最优拓扑的墙顶中点位移较之初始拓扑增加了 1.66 倍。

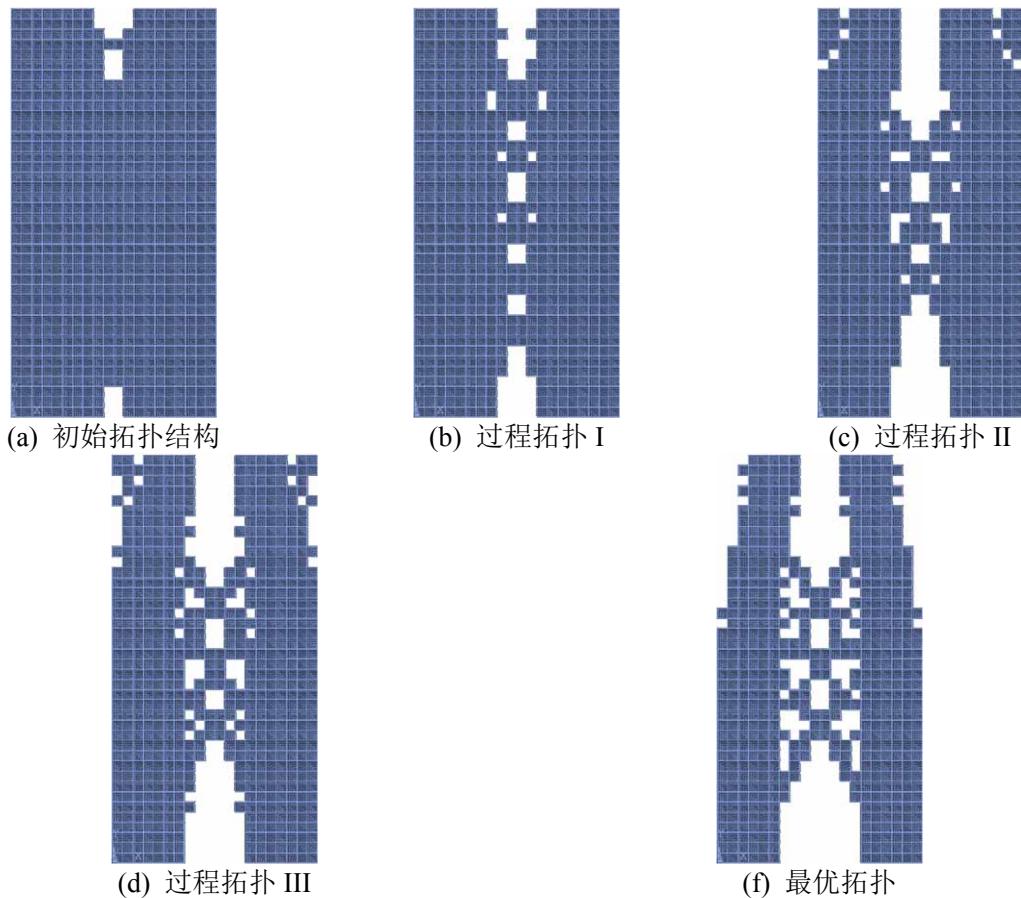


图4.10 SW2-4 的拓扑过程

Fig.4.10 Topological process of SW2-4

表 4.2 列出了高宽比为 2 时, 不同轴压比下的优化结果总应变能比值。可以看到, 优化水平随着轴压比的增加而增加。

表 4.2 优化水平对比

Tab.4.2 Optimization level comparison

	SW2-2	SW2-3	SW2-4
$\frac{C_{0.68\text{to}}}{C_{\text{in}}}$	1.4805	1.8000	2.0561

注: C_{in} 为初始拓扑的总体积应变能, $C_{0.68\text{to}}$ 为体积率均为 68% 时的总体积应变能。

4.3.3 分析与讨论

可以看出, 剪力墙随着轴压比的增加, 最优拓扑与初始拓扑的应变能比值逐渐增加, 最优拓扑与初始拓扑的墙顶中点位移比值逐渐下降。这说明结构耗能能力有所增加, 结构变形能力有所下降, 虽然轴向压力使结构水平承载力有所增加, 但也一定程度限制了结构的变形能力。

随着轴压比增加, 一方面, 墙体两侧保留单元数量增加, 形成的竖向杆件向中间倾斜的角度减小。这是因为竖向荷载变大后, 结构水平极限承载力略有提升, 但是相较于竖向荷载的增幅而言少之又少, 根据力的平衡方程, 竖杆的倾斜角度越大, 其传递水平荷载的能力越强。竖向荷载较大时, 其在优化中起主导作用, 根据传力路径最短原则, 两侧区域演化出的竖向杆件越接近直杆, 两侧竖向杆件的倾斜程度逐渐减小。

另一方面, 轴压比越大, 墙体跨中区域斜杆数量越少, 传力路径更加清晰。这是因为在多轴应力状态下, 较大的竖向荷载限制了混凝土的开裂, 约束了混凝土的横向膨胀, 一定程度的约束和阻止了由于水平荷载形成的裂缝, 从而提高了构件承载力。由于构件承载力较大, 应力约束下, 同一加载级时, 构件所须单元较少, 故墙体跨中区域演化出传力路径更加清晰的斜向交叉杆件。

4.3.4 不同轴压比下 RC 剪力墙抗震设计建议

随着竖向荷载的增加, 墙体两侧区域材料重要性显著上升, 是设计的重点, 可沿高度方向增配封闭箍筋或是连续螺旋箍筋加密以控制杆件受压后的横向变形, 从而提高构件的承载能力和耗能能力。

另外, 轴压比增大后, 墙体跨中区域的传力路径逐渐清晰, 可在墙体 1/5~4/5 区域内增设斜向钢筋防止剪切破坏。

4.4 本章小结

本章通过基于非线性分析反复荷载作用下的剪力墙 ESO 对比了高宽比分别为 1、1.5、2、2.5 的四片剪力墙以及高宽比为 1.5 时轴压比为 0.1、0.2、0.3 和高宽比为 2 时轴压比为 0.1、0.2、0.3 的六片剪力墙算例，分析了不同高宽比和轴压比对 RC 剪力墙优化结果的影响。

- 1) 本章通过不同高宽比和不同轴压比下基于非线性分析的低周反复荷载作用下的 RC 剪力墙 ESO 优化算例，验证了算法的稳定性与广泛适用性，结果表明，最优拓扑可以反映结构内部的传力路径和应力分布情况。
- 2) 优化结果反映出构件内部受力机制以及与不同区域的重要程度，剪力墙于低周反复荷载作用下，两侧边缘与墙体中部的材料重要性较高，上部边角区域材料利用性较低。
- 3) 随着剪力墙高宽比的增加，最优拓扑两侧区域的竖向杆件逐渐表现为下部较为粗壮的变截面杆，跨中区域的斜向杆件数量减少。墙体内部的应力逐渐以拉应力为主，底部弯矩增幅明显，可在剪力墙两侧区域的沿墙身 1/2 高度内，增配连续螺旋箍筋或复合螺旋箍筋进行加强。
- 4) 随着剪力墙轴压比增加，拓扑中两侧区域的材料重要度较高，演化出的竖向杆件向中间倾斜的角度减小，跨中区域的斜杆数量减少。较大的竖向荷载约束了混凝土的横向膨胀，构件的水平承载力逐渐增强。建议在墙体两侧区域沿墙高方向增配封闭箍筋或连续螺旋箍筋加密，提高强度；在墙体 1/5~4/5 区域内增设斜向钢筋防止剪切破坏。

第5章 结论与展望

5.1 结论

本文针对 RC 剪力墙这一复杂受力构件，基于 ANSYS 有限元为平台采用整体式建模，进行拓扑优化以期指导配筋设计。提出了基于弹性分析的低周反复荷载作用下 RC 剪力墙 ESO，并将非线性分析引入算法之中，提出了基于非线性分析的低周反复荷载作用下 RC 剪力墙 ESO，根据最优拓扑指导建立 STM，并进行配筋设计，通过 ABAQUS 非线性有限元拟静力仿真验证其优越性并探究其背后的力学机理。最后，探讨了不同高宽比和不同轴压比对低周反复荷载作用下剪力墙的影响，验证了算法的适用性及稳定性。并探讨其受力机理给出了相应的抗震设计建议。主要结论如下：

(1) RC 剪力墙的弹性拟静力拓扑优化中，直接基于反复荷载作用的优化结果，要优于按单向荷载作用优化再将拓扑解进行镜像处理取图形并集得到的结果，主要表现为前者对优化目标的达成度较高。

(2) 基于材料非线性分析的 RC 剪力墙拟静力拓扑优化，直接基于反复荷载作用的优化结果，也要优于按单向荷载作用优化再将拓扑解进行镜像处理取图形并集得到的结果。后者甚至得不到清晰的近杆系结构解，难以提供有参考价值的设计指导。

(3) 无论是弹性拟静力拓扑优化，还是基于材料非线性分析的拟静力拓扑优化，无轴压比或低轴压比的 RC 剪力墙的最优拓扑中，在构件中下部，材料主要分布在两侧边缘，而在构件上部，材料分布逐渐向中间聚集，此外，构件截面腹部会存留交叉支撑。

(4) 与弹性拟静力拓扑优化相比，基于材料非线性分析的 RC 剪力墙拟静力拓扑优化考虑了混凝土的材料受力的非线性特点和开裂特性，更符合 RC 剪力墙进入弹塑性阶段的工作状态，所以优化结果更好地反映了构件的受力机理，展现出更佳的延性和耗能能力。

(5) RC 剪力墙拟静力拓扑优化的解可以用来辅助构建 STM，继而指导配筋设计。仿真分析的结果也表明，这样的设计方法可以有效提高了构件的承载力、耗能能力和延性，同时钢材消耗量还有所下降。如果在优化结果直接指导设计的基础上再增设构造分布钢筋，则可以使构件中的钢筋受力更加均匀，进一步提高构件延性，但这样也会较大幅度地增加钢材用量。

(6) 随着 RC 剪力墙高宽比的增加，最优拓扑两侧区域的竖向杆件自上而下截面增大，跨中区域的斜向杆件数量减少。墙体内部的应力逐渐以拉压应力为主，底部弯矩增幅明显，可在剪力墙两侧区域的沿墙身 1/2 高度内，增配连续螺旋箍筋或复合螺旋箍筋进行加强。

(7) 随着 RC 剪力墙轴压比增加, 最优拓扑中的材料分布进一步向两侧区域的竖向杆件集中, 跨中区域的斜杆支撑减弱。较大的竖向荷载约束了混凝土的横向膨胀, 构件的水平承载力逐渐增强。建议在墙体两侧区域沿墙高方向增配封闭箍筋或连续螺旋箍筋加密, 以提高强度; 在墙体 1/5~4/5 区域内增设斜向钢筋以防止剪切破坏。

5.2 展望

本文在以下几个方面还需要日后的研究进一步深入。

(1) 本文的算法基于 RC 整体模式实现, 无法直观提取钢筋单元的应力等数据, 日后可以进一步开发基于 RC 分离模式的应用方式, 获得更佳的辅助设计能力。

(2) 本文主要讨论了构件高宽比和轴压比对优化结果的影响, 以及相应的设计中对于不同高宽比和轴压比 RC 剪力墙的应对方法, 对于其它一些参数, 如剪力墙开洞情况、剪力墙不同配筋率、混凝土材料强度等设计参数的影响的研究有待日后进一步开展。

(3) 本文的算法有待开展相关试验研究以进一步验证设计效果。

参考文献

- [1] 郑山锁, 侯丕吉, 李磊, 等. RC 剪力墙地震损伤试验研究[J]. 土木工程学报, 2012, 45(02): 51-59.
- [2] 蒋欢军, 王斌, 吕西林. 提高钢筋混凝土剪力墙抗震性能的思想与方法[J]. 同济大学学报(自然科学版), 2014, 42(02): 167-174.
- [3] 周颖, 吕西林. 智利地震钢筋混凝土高层建筑震害对我国高层结构设计的启示[J]. 建筑结构学报, 2011, 32(05): 17-23.
- [4] 袁维光. 可恢复功能混凝土剪力墙的抗震性能与评估方法[D]. 西南交通大学, 2019.
- [5] 田源, 杨哲飚, 许镇, 等. 基于倾斜摄影的城市建筑群地震倒塌情境可视化[J]. 自然灾害学报, 2021, 30(06): 21-31.
- [6] 王亚勇. 汶川地震建筑震害启示——抗震概念设计[J]. 建筑结构学报, 2008(04): 20-25.
- [7] 张展, 周克荣. 变高宽比高性能混凝土剪力墙抗震性能的试验研究[J]. 结构工程师, 2004(02): 62-68.
- [8] 钱稼茹, 罗文斌. 建筑结构基于位移的抗震设计[J]. 建筑结构, 2001(04): 3-6.
- [9] 任重翠. 钢筋混凝土剪力墙拉剪性能试验研究[D]. 中国建筑科学研究院, 2018.
- [10] 王瑾, 蔡新江, 田石柱. 基于 OpenSees 的 CFRP 加固 RC 短柱抗震性能数值模拟[J]. 世界地震工程, 2009, 25(04): 108-111.
- [11] 钱稼茹, 赵作周, 纪晓东, 等. 高层建筑结构设计[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2018.
- [12] 戚永乐. 基于材料应变的 RC 梁、柱及剪力墙构件抗震性能指标限值研究[D]. 华南理工大学, 2012.
- [13] 劳晓春. RC 矩形截面剪力墙构件的抗震性能及其性能指标限值研究[D]. 华南理工大学, 2010.
- [14] 张鹤志. 钢筋混凝土复杂应力构件的配筋优化研究[D]. 湖南大学, 2014.
- [15] GB 50010-2010. 混凝土结构设计规范. 北京: 中国建筑工业出版社, 2010, 237-243.
- [16] JGJ 3-2010. 高层建筑混凝土结构技术规程. 北京: 中国建筑工业出版社, 2010, 79-95.
- [17] ACI Committee 318. Building code requirements for structural concrete and commentary (ACI 318-08). Michigan: American Concrete Institute, 2008, 379-395.
- [18] European Committee for Standardization. Eurocode 2: Design of concrete structures: EN-1992[S]. 2010
- [19] Li Y, Chen H, Yi W.J, et al. Effect of member depth and concrete strength on shear strength of RC deep beams without transverse reinforcement[J]. Engineering Structures, 2021, 241(04): 112427.
- [20] Aswin M, Sonny, Tonny. Design and analysis of RC corbel based on SNI 2847: 2019 and analysed using computer aided strut-and-tie model[J]. IOP Conference Series: Materials Science and Engineering, 2021, 1122(01): 012024 (8pp).
- [21] Yun Y.M, Lee Y. Strengths of struts and nodal zones for strut-and-tie model design of reinforced concrete corbels[J]. Civil Engineering Journal, 2021, 7(08): 1275-1289.
- [22] 陈林. D 区钢筋混凝土构件基于拉压杆和扰动应力场理论的抗剪性能研究[D]. 烟台大学, 2013.
- [23] 石跃兵, 王泽云, 王玮, 等. 基于 STM 模型钢筋混凝土开洞深梁的设计[J]. 四川建筑科学研究, 2016, 42(06): 26-30.
- [24] 张棒. 基于应变能和频率灵敏度的渐进拓扑优化及其应用研究[D]. 湖南科技大学, 2019.
- [25] 侯贯泽, 刘树堂, 简国威. 工程结构优化设计理论与方法[J]. 钢结构, 2009, 24(08): 30-33.
- [26] Qiao W.Z, Chen G.R. Generation of strut-and-tie models in concrete structures by topology optimization based on moving morphable components[J]. Engineering Optimization, 2020, 53(07): 1-22.
- [27] Yang Z.Y, Zhou K.M, Qiao S.F. Topology optimization of reinforced concrete structure using composite truss-like model[J]. Structural Engineering and Mechanics, 2018, 67(01) :79-85.
- [28] Michell A.G.M. The limits of economy of materials in frame-structures[J]. Philosophical Magazine Series 6, 1904, 8(17):

- 589-597.
- [29] Birker T. Generalized Michell structures-exact least weight truss layouts for combined stress and displacement constraints: part II-analytical solutions for a two-bar topology. *Structural Optimization*, 1995, 9: 214-219.
- [30] Xie Y.M, Steven G.P. A simple evolutionary procedure for structural optimization[J]. *Computers & Structures*, 1993, 49(05): 885-896.
- [31] Bendsoe M.P, Sigmund O. Material interpolation schemes in topology optimization[J]. *Archive of Applied Mechanics*, 1999, 69 (9-10): 635-654.
- [32] Stolpe M, Svanberg K. An alternative interpolation scheme for minimum compliance topology optimization[J]. *Structural and Multidisciplinary Optimization*, 2001, 22(02): 116-124.
- [33] 李严. 基于 SIMP 的预应力结构的拓扑优化[D]. 大连交通大学, 2016.
- [34] 李士勇, 陈永强, 李研. 蚁群算法及其应用. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学出版社, 2004, 1-40.
- [35] 刘勇, 康立山, 陈毓屏. 非数值并行算法(第 2 册)——遗传算法. 北京: 科学出版社, 1995, 1-60
- [36] Kennedy J, Eberhart R.C. A discrete binary version of the particle swarm algorithm. In: *Proceedings of the IEEE International Conference on Systems*. Hiroshima, 1997, 4104-4108.
- [37] 文传源. 人工神经网络及其应用[J]. *计算机仿真*, 1997(02): 10-12+27.
- [38] Osher S, Sethian J.A. Fronts propagating with curvature dependent speed: algorithms based on hamilton-jacobi formulations[J]. *Journal of Computational Physics*, 1988, 79(01): 12-49.
- [39] Bourdin B, Chambolle A. Design-dependent loads in topology optimization[J]. *ESAIM Control Optimisation and Calculus of Variations*, 2003, 9(09): 19-48.
- [40] 钱稼茹, 吕文, 方鄂华. 基于位移延性的剪力墙抗震设计[J]. *建筑结构学报*, 1999, 20(03): 42-49.
- [41] 吕西林, 陈云, 毛苑君. 结构抗震设计的新概念—可恢复功能结构[J]. *同济大学学报(自然科学版)*, 2011, 39(07): 941-948.
- [42] 黄志华, 吕西林, 周颖. 钢筋混凝土剪力墙的变形能力及基于性能的抗震设计[J]. *地震工程与工程振动*, 2009, 29(05): 86-93.
- [43] 钱稼茹, 徐福江. 钢筋混凝土剪力墙基于位移的变形能力设计方法[J]. *清华大学学报(自然科学版)*, 2007(03): 305-308.
- [44] Dazio A, Beyer K, Bachmann H. Quasi-static cyclic tests and plastic hinge analysis of RC structural walls[J]. *Engineering Structures*, 2009, 31(7): 1556-1571.
- [45] 章红梅, 吕西林, 鲁亮, 等. 边缘约束构件对钢筋混凝土剪力墙抗震性能的影响[J]. *地震工程与工程振动*, 2007(01): 92-98.
- [46] Hidalgo P.A, Ledezma C.A, Jordan R.M. Seismic behavior of squat reinforced concrete shear walls[J]. *Earthquake Spectra*, 2002, 18(02): 287-308.
- [47] Mjtk A, Cn B. Seismic design of three damage-resistant reinforced concrete shear walls detailed with self-centering reinforcement - ScienceDirect[J]. *Engineering Structures*, 2020, 211: 110277.
- [48] Zerbin M, Aprile A, Beyer K, et al. Ductility reduction factor formulations for seismic design of RC wall and frame structures[J]. *Engineering Structures*, 2019, 178(JAN.1): 102-115.
- [49] Schlaich J, Schäfer K, Jennewein M. Toward a consistent design of structural concrete[J]. *Pci Journal*, 1987, 32(03): 74-150.
- [50] 邢国华, 刘伯权, 吴涛. 基于软化拉-压杆模型的钢筋混凝土框架节点受剪分析[J]. *建筑结构学报*, 2011, 32(05): 125-134.
- [51] 黄祥海. 新型全预制装配式混凝土框架节点的研究[D]. 东南大学, 2006.
- [52] 王成刚. 深梁配筋设计的拉压杆模型法[J]. *合肥工业大学学报(自然科学版)*, 2013, 36(07): 841-844.
- [53] 姚大庆, 孙景江. 基于 STM 的简化拉压杆剪力墙单元模型[J]. *哈尔滨工业大学学报*, 2009, 41(09): 210-213.

- [54] 王激扬, 楼文娟, 田中仁史. 大开洞混凝土剪力墙宏观计算模型的改进[J]. 土木工程学报, 2011, 44(04): 35-41.
- [55] 初明进, 冯鹏, 叶列平. 冷弯薄壁型钢混凝土剪力墙受剪承载力计算模型[J]. 建筑结构学报, 2011, 32(09): 107-114.
- [56] 陈晓磊, 傅剑平, 甘金凤, 等. 剪跨比不大于 2.0 的 RC 剪力墙力-位移全过程计算[J]. 西南交通大学学报, 2018, 53(04): 782-790+805.
- [57] Zhi Q, Guo Z, Xiao Q, et al. Quasi-static test and strut-and-tie modeling of precast concrete shear walls with grouted lap-spliced connections[J]. Construction & Building Materials, 2017, 150(SEP.30): 190-203.
- [58] You P, Song S, Zhang H. Shear strength prediction for SFRC shear wall with CFST columns by softened strut and tie model[J]. Advances in Civil Engineering, 2020, 2020(04): 1-16.
- [59] Querin O.M, Steven G.P, Xie Y.M. Evolutionary structural optimisation using an additive algorithm. Finite Elements in Analysis and Design, 2000, 34(03-04): 291-308.
- [60] Yang X.Y. Bi-directional evolutionary method for stiffness and displacement optimization[D]. Master's paper of School of the Built Environment Victoria University of Technology, Feb, 1999.
- [61] Rozvany G.I.N. Stress ratio and compliance based methods in topology optimization-a critical review [J]Strut. Multidisc. Optim, 2001(21): 109-119.
- [62] Yang X.Y, Xie Y.M, Liu J.S, et al. Perimeter control in the bi-directional evolutionary optimization method. Structural & Multidisciplinary Optimization, 2003, 24(06):430-440.
- [63] 易伟建, 刘霞. 遗传演化结构优化算法[J]. 工程力学, 2004(03): 66-71.
- [64] 刘霞. 结构优化设计的遗传演化算法研究[D]. 湖南大学, 2007.
- [65] Querin O.M. Evolutionary structural optimization stress based: formulation and implementation[D], Sydney: University of Sydney, 1997.
- [66] 王磊佳, 张鹤志, 祝明桥. 加窗渐进结构优化算法[J]. 应用力学学报, 2018, 35(05): 1037-1044+1185.
- [67] 林波, 刘钊, 吕志涛. 体外预应力独立矩形齿块锚固区的拉压杆模型及配筋设计[J]. 工程力学, 2011, 28(12): 59-64.
- [68] 林波, 刘钊. 体外预应力角隅矩形齿块锚固区的拉压杆模型及配筋设计[J]. 工程力学, 2012, 29(04): 155-160+167.
- [69] 刘霞, 易伟建, 优化方法建立钢筋混凝土梁压杆-拉杆模型[J]. 工程力学, 2013, 30(09): 151-157.
- [70] 仲济涛, 刘钊. 不同预应力度简支梁拉压杆模型[J]. 东南大学学报(自然科学版), 2013, 43(05): 962-966.
- [71] Özkal F.M, Uysal H. A computational and experimental study for the optimum reinforcement layout design of an RC frame[J]. Engineering Computations, 2016, 33(02): 507-527.
- [72] Chen H, Wang L, Zhong J. Study on an optimal strut-and-tie model for concrete deep beams[J]. Applied Sciences, 2019, 9(17): 36-37.
- [73] 张鹤志, 徐文韬, 蒋滇, 等. 钢筋混凝土简支深梁拓扑优化设计方法试验研究[J]. 土木与环境工程学报(中英文), 2021, 43(04): 91-98.
- [74] 曾超. 剪力墙结构开洞拓扑优化研究[D]. 西安建筑科技大学, 2013.
- [75] 李嘉皓, 朱杰江. 装配式剪力墙结构位置优化[J/OL]. 上海大学学报(自然科学版): 1-14 [2022-01-30].
- [76] Kamalodini M, Morshed R, Baghadam N. 76. 2015.
- [77] 尹益辉, 刘远东, 豆麟龙. 考虑材料非线性的结构拓扑优化研究综述[J]. 重庆大学学报, 2016, 39(05): 34-38.
- [78] 张晓飞, 章红梅. 基于拓扑优化技术的高性能剪力墙优化设计[J]. 结构工程师, 2018, 34(S1): 15-25.
- [79] Huang X, Xie Y.M, Lu G. Topology optimization of energy-absorbing structures. International Journal of Crashworthiness, 12(06), 663-675.
- [80] Li L, Zhang G, Khandelwal K. Design of energy dissipating elastoplastic structures under cyclic loads using topology optimization[J]. Structural and Multidisciplinary Optimization, 2017, 56(02): 391-412.
- [81] 张鹤志, 马哲霖, 黄海林, 等. 不同位移边界条件下钢筋混凝土深梁拓扑优化[J]. 工程设计学报, 2019, 26(06):

- 691-699.
- [82] JGJ/T 101-2015, 建筑抗震试验规程[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2015.
- [83] 朱继宏, 韦畅, 侯杰, 等. 形状记忆合金结构拓扑优化设计方法研究[J]. 计算力学学报, 2021, 38(04): 452-461.
- [84] Zegard T, Paulino G.H. Ground structure based topology optimization for arbitrary 2D domains using MATLAB [J]. Structural and Multidisciplinary Optimization, 2014, 50(05): 861-882.
- [85] Liu X, Yi W.J. Michell-like 2D layouts generated by genetic ESO[J]. Structural & Multidisciplinary Optimization, 2010, 42(01): 111-123.
- [86] 吴晖, 刘维亚. 拉-压杆模型在钢筋混凝土构件设计中的应用[J]. 建筑结构, 2007(07): 34-37.
- [87] 章红梅, 曾松. 不同轴压比下剪力墙抗震性能试验研究[J]. 结构工程师, 2014, 30(05): 165-173.
- [88] 肖全东, 郭正兴. 预制混凝土双板剪力墙的耗能能力[J]. 湖南大学学报(自然科学版), 2014, 41(09): 35-41.