

钢筋混凝土框架结构连续倒塌动力放大系数

肖诗云, 董华行, 刘金凤

(大连理工大学 建设工程学部, 辽宁 大连 116024)

摘 要: 研究了钢筋混凝土框架结构连续倒塌破坏设计中的动力放大系数的取值, 系统性地研究了结构的最大塑性转角、高度、宽度、配筋率及跨度对动力放大系数的影响. 结果表明: 不同结构的动力放大系数变化趋势一样, 最大值仅为 1.13, 远远小于美国 GSA 规范给定的 2.0; 动力放大系数随着最大塑性转角的增加而减小, 随着截面配筋率的增加而增加; 结构的角柱失效的动力效应大于内柱的失效; 结构不同的高宽比、跨度、截面尺寸和荷载大小对动力放大系数影响不大.

关 键 词: 钢筋混凝土框架结构; 连续倒塌; 动力效应; 动力放大系数; 拆除构件法

中图分类号: TU 375.4

文献标志码: A

文章编号: 1005-3026(2014)09-1350-06

Dynamic Increase Factor During the Progressive Collapse of RC Frame Structures

XIAO Shi-yun, DONG Hua-hang, LIU Jin-feng

(Faculty of Infrastructure Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China. Corresponding author: XIAO Shi-yun, E-mail: shyxiao@dlut.edu.cn)

Abstract: The specification of dynamic increase factor (DIF) during the progressive collapse design of RC frame structures was studied, and the influence of maximum plastic angle, height, width, reinforcement ratio and the lengths of bay were studied systematically. The results demonstrate that the DIF of different models has the same trend and the maximum is about 1.13, which is far less than that given by the GSA Standard. The DIF decreases with the increasing plastic angle but increases with the increasing reinforcement ratio. The dynamic effect of RC structures after removing the corner column is greater than that after removing the interior column. Other factors, such as the aspect ratio, the lengths of bay, the section sizes and the loading pattern, have no significant influence on the DIF.

Key words: RC frame structure; progressive collapse; dynamic effect; dynamic increase factor (DIF); alternate load path method

近年来随着结构连续倒塌事故的频繁发生, 结构抗连续倒塌成为一个研究热点. 结构的连续倒塌是由于意外荷载(如强震、爆炸、火灾等)作用下造成结构局部破坏, 并因此引发结构连锁反应而导致破坏向其他部分扩散, 最终使结构主体丧失承载力, 造成大范围的坍塌. 国外的研究比较早, 目前英国、美国、欧洲等一些国家制定并强制实施了结构抗连续倒塌设计规范^[1-3]. 我国《高层建筑混凝土结构技术规程》^[4]仅对安全等级为一级的高层建筑结构提出满足抗连续倒塌设计

要求.

拆除构件法是通过拆除结构的关键构件, 验算剩余结构的承载能力来评价结构的抗连续倒塌破坏能力, 是目前结构连续倒塌破坏分析和设计最常用的方法. 结构连续倒塌分析方法^[5]按照是否考虑材料非线性和结构动力效应分为线性静力分析、线性动力分析、非线性静力分析和非线性动力分析. 线性静力分析是应用最多的分析方法, 分析简便, 计算速度快, 但是只适用于 10 层以下的规则结构. 非线性动力分析考虑了材料的非线性、

结构的 $P-\Delta$ 效应和几何大变形, 结果真实可靠, 但是模型建立复杂, 分析耗时, 大大影响了设计效率, 因此对于复杂结构需要采用经济实用的非线性静力分析. 目前非线性动力放大系数取值 2.0 有许多争议, 还需进一步研究. Stevens 等^[6] 认为取值 2.0 对于线弹性静力分析还能接受, 而非线性静力分析中已经考虑了材料的非线性, 结果太过于保守. Ruth 等^[7] 研究了钢框架结构的非线性静力分析动力放大系数, 对于不同跨度和高度的结构动力放大系数取值为 1.30 左右. Marjanishvili 等^[8] 对一个 9 层三维钢框架结构拆除了底层中柱, 分别用 4 种方法进行了分析, 除了非线性静力分析, 其余的三种分析均满足抗连续倒塌要求, 这说明非线性静力分析的动力放大系数偏大. 因此钢筋混凝土结构非线性动力放大系数需进一步研究.

1 分析方法

本文利用 SAP2000 有限元结构分析软件对结构进行抗连续倒塌设计, 设计了 29 个二维钢筋混凝土框架结构. 结构均采用 C30 混凝土, HRB400 受力钢筋, HPB300 箍筋. 对设计的结构分别进行非线性静力分析和非线性动力分析.

1.1 荷载的施加

对非线性静力分析施加的荷载为: $A(DL + 0.25LL)$ (A 为荷载放大系数, 取值为 1~2; DL 为恒载, LL 为活载), 对非线性动力分析施加的荷载为 $DL + 0.25LL$. 跨度为 6 m 的结构, 拆除角柱施加的荷载为 35 kN/m, 拆除内柱施加的荷载为 40 kN/m 左右, 对于其他跨度的荷载, 施加荷载的大小均按跨度比例取值.

1.2 失效构件的模拟

结构的动力反应随着构件失效时间 (构件失效时间为从构件受到意外荷载作用到失效所经历的时间) 和阻尼比的减小而增大^[9]. 本文结构阻尼采用 Rayleigh 阻尼^[10], 取前两阶频率计算. 构件失效时间一般小于剩余结构基本周期的 0.1 倍^[1-2] (如图 1 左虚线部分所示). 本文为了得到一个保守的结果, 采用构件失效时间为 0 (如图 1 左实线部分所示), 并考虑结构初始状态的等效荷载瞬时加载法^[11]. 首先拆除结构的失效构件, 施加一个等效荷载 N , 来模拟结构构件失效前的初始状态 (如图 1 右虚线部分所示); 然后再施加一个与 N 大小相等、方向相反的集中荷载 P 来模拟构件的瞬间失效.

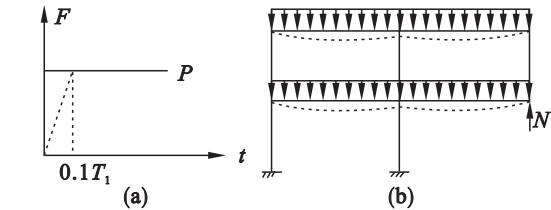


图 1 等效荷载瞬时加载法
Fig. 1 Instantaneously applied equivalent load method
(a) —施加荷载 P 曲线; (b) —构件失效前初始状态.

1.3 塑性铰

美国 DoD2009 规定: 结构局部发生破坏, 剩余结构的塑性变形不能超过允许变形. 一般局部构件失效后, 其相连及以上的构件会屈服, 形成塑性铰. 本文使用的是 FEMA356^[3] 中规定的铰 (如图 2 所示), 在柱的两端加上纤维 PMM 铰, 在梁的两端和中间加上弯矩 M3 铰.

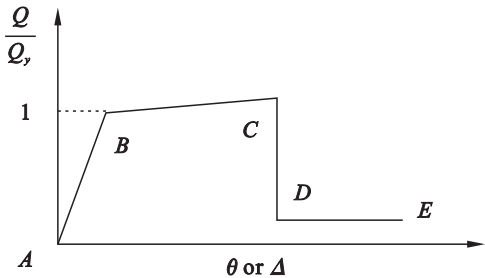


图 2 塑性铰变形
Fig. 2 Deformation of plastic hinge

图中: Q 表示需求力; Q_y 表示屈服荷载; AB 段表示弹性阶段; 点 B 表示屈服; 点 C 表示防止倒塌, 即防止倒塌允许的最大变形; 点 D 表示破坏, 其高度代表残余强度与承载能力的比值, 一般取值为 0.2; 点 E 表示完全失效.

2 动力放大系数

为了提高计算效率, 通常用静力分析代替动力分析. 在线弹性静力分析中, 由于结构产生的位移与荷载大小呈线性变化, 根据等位移准则, 将动力放大系数 DIF 定义为

$$DIF = \frac{S_{\max}}{S_s} \tag{1}$$

式中: S_{\max} 为线弹性动力分析的最大位移; S_s 为线弹性静力分析中的位移.

在非线性静力分析中结构产生的位移与荷载大小呈非线性变化. 因而非线性分析的动力放大系数不能按式 (1) 计算, 否则结果将偏大导致与实际严重不符, 因此对于非线性静力分析本文采用逐步增大荷载的方法确定动力放大系数.

2.1 最大塑性转角对动力放大系数的影响

本文设计并分析了 8 个 2×2(表示 2 跨 2 层),跨度为 6 m,层高为 3.3 m,最大的塑性转角分别为允许转角(0.022 2 rad)5%,10%,20%,30%,40%,50%,60%,80% 的二维框架结构.梁截面尺寸均为 300 mm×600 mm,柱截面尺寸均为 500 mm×600 mm,截面配筋面积如表 1 所示,分析结果见图 3.

表 1 不同屈服率的配筋面积
Table 1 The reinforcement area at different yield rates mm²

比例/%	梁上部钢筋	梁下部钢筋	柱总钢筋
5	4 170	2 750	8 048
10	3 660	2 200	6 552
20	3 380	1 948	6 552
30	3 242	1 800	6 552
40	3 124	1 700	5 160
50	3 035	1 600	5 160
60	2 958	1 520	5 160
80	2 864	2 430	5 160

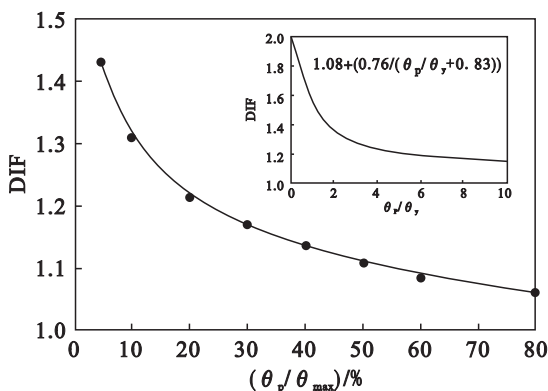


图 3 DIF-θ_p/θ_{max} 曲线
Fig. 3 DIF-θ_p/θ_{max} curve

图 3 中右上角的小图是美国规范 DoD2009 对 3 层钢框架结构拆除结构的角柱和内柱,拟合了 1 条动力放大系数随着塑性转角的变化曲线,其中 θ_y,θ_p,θ_{max} 分别为屈服转角、塑性转角和允许最大转角.

分析表明:结构非线性静力分析的动力放大系数随着最大塑性转角的增大而减小.这是由于塑性转角越大,结构的配筋率越小,屈服弯矩越低,提前进入非线性阶段,导致动力放大系数越小.

结构最大塑性转角为允许转角 5%,10%,20%,30%,40%,50%,60% 的截面配筋率分别是 80% 的 1.61,1.36,1.24,1.17,1.12,1.08,1.04

倍.随着最大塑性转角的减小,其配筋率必然也增加,其造价也大大增加.考虑到经济成本和结构的安全性,本文的设计原则:柱不发生屈服或者屈服转角很小;梁的最大塑性转角为允许转角的 55%;最后验算结构的受剪承载力,不允许结构发生剪切脆性破坏.

2.2 结构的高度和宽度对动力放大系数的影响

本文设计并分析了 9 个跨度为 6 m,层高为 3.3 m,2×2,2×3,2×4,3×2,3×4,3×6,4×4,4×6,4×10 的二维框架结构.梁截面尺寸均为 300 mm×600 mm,柱截面尺寸均为 500 mm×600 mm,截面配筋面积如表 2 所示.在非线性静力分析中,荷载放大系数 A 从 1 逐渐增大,其与静位移 S_s 与动位移最大值 S_{max} 比值的关系,如图 4,图 5 所示.

表 2 不同高宽比的配筋面积
Table 2 The reinforcement area of different aspect ratio mm²

类型	梁上部钢筋	梁下部钢筋	柱总钢筋
2×2	3 000	1 550	6 552
2×3	3 130	1 670	6 552
2×4	3 200	1 740	6 552
3×2	3 020	1 550	6 552
3×4	3 200	1 750	6 552
3×6	3 240	1 800	6 552
4×4	3 200	1 745	6 552
4×6	3 255	1 800	6 552
4×10	3 300	1 880	6 552

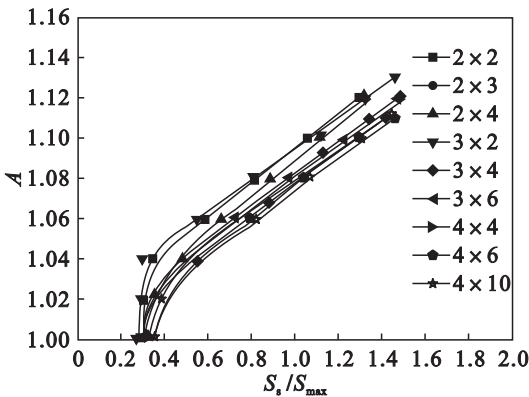


图 4 拆除角柱最大竖向位移之比
Fig. 4 Maximum vertical displacement ratio of removing the corner column

分析结果表明:对不同高度和宽度的结构无论是拆除角柱还是内柱,其变化趋势是一样的,结构的荷载放大系数取值范围在 1.05~1.10,远远小于规范给定的 2.0.

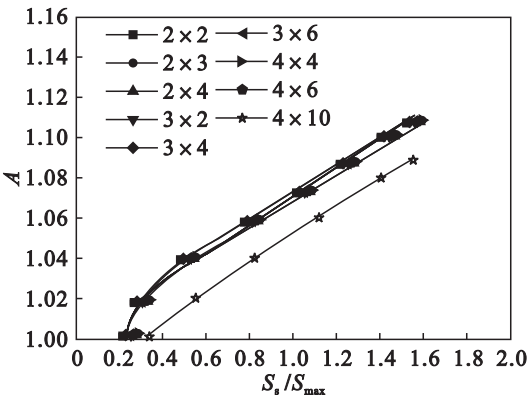


图5 拆除中柱的最大竖向位移之比
Fig. 5 Maximum vertical displacement ratio of removing the interior column

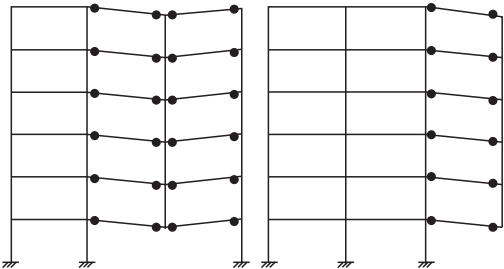


图6 内柱和角柱失效的破坏形态
Fig. 6 The damage patterns of interior and corner columns

结构的高度对动力放大系数影响不大,这是由于底部柱子失效后,剩余结构荷载进行重分布,虽然楼层数增多,但是对于单个梁重新分配得到的荷载影响不大. 结构的高宽比对动力放大系数影响不大. 这是由于对于已进行抗连续倒塌设计的结构,拆除柱子后,只是该柱相连的以上结构发生局部破坏(如图6所示),不相邻的构件并未破坏或者破坏程度较小,因此结构的高宽比对动力放大系数影响不大.

在结构构件截面尺寸、配筋率和荷载均相等的条件下,拆除结构的角柱破坏程度要大于拆除结构的中柱,且动力效应更明显. 这是由于中柱的失效,其上相连的构件是角柱的2倍,具有更多的传力路径,两侧的构件则限制了结构的左右摇摆,振动的幅度小,而且能量的耗散比较快,振动时间短.

2.3 配筋率对动力放大系数的影响

本文设计并分析了5个跨度、层高和截面尺寸相同而荷载不相同的2×2的二维框架结构. 其中跨度为6.0 m,层高为3.3 m,梁截面尺寸为300 mm×600 mm,柱截面尺寸为500 mm×600 mm,梁的配筋面积如表3所示,柱的配筋面积为6 522 mm². 施加的线荷载大小分别为25,30,35,40,45 kN/m,设计出不同配筋率的结构. 分析结果如图7,图8所示.

表3 不同配筋率下的设计荷载和配筋面积
Table 3 The designed load and reinforcement area at different reinforcement ratios

参数	配筋率/%				
	1.87	2.18	2.53	2.91	3.32
设计荷载/(kN·m ⁻¹)	25	30	35	40	45
梁上部钢筋面积/mm ²	3 200	3 240	3 200	3 255	3 300
梁下部钢筋面积/mm ²	1 750	1 800	1 745	1 800	1 880

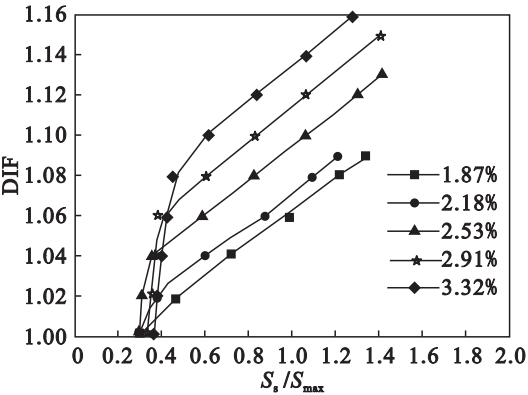


图7 不同配筋率拆除角柱的最大竖向位移比
Fig. 7 Maximum vertical displacement ratio of different reinforcement ratio with the corner column damage

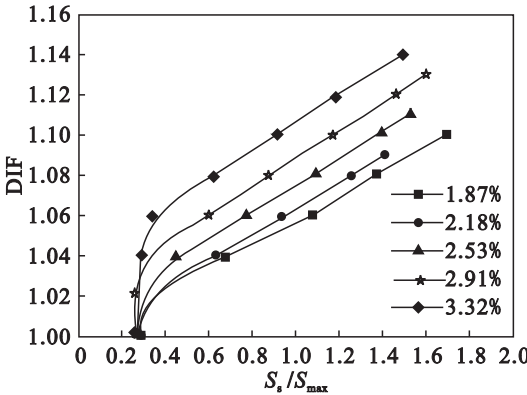


图8 不同配筋率拆除中柱的最大竖向位移比
Fig. 8 Maximum vertical displacement ratio of different reinforcement ratio with the interior column damage

分析结果表明:动力放大系数,随着配筋率的增大而增大,最大值为1.13,这是由于随着配筋率的增大,结构的强度也增加. 只有当失效构件以上的构件全部屈服时(如图7,图8每条曲线的拐点),位移随

着荷载的增加而大大增加. 配筋率的增加使结构的屈服弯矩增加, 要使构件全部屈服需要更大的力, 因此拐点越高, 动力放大系数也就越大.

2.4 跨度对动力放大系数的影响

本文设计并分析了 7 个 2×2 跨度为 3.6, 4.2,

4.8, 5.4, 6.0, 6.6, 7.2 m, 层高为 3.3 m 的二维框架结构, 其截面尺寸和配筋面积如表 4 所示. 跨度为 3.6, 4.2, 4.8, 5.4, 6.0, 6.6, 7.2 m 的全截面配筋率分别为 2.1%, 2.39%, 2.73%, 2.51%, 2.53%, 2.85%, 2.33%. 分析结果如图 9, 图 10 所示.

表 4 不同跨度的梁和柱
Table 4 Different span of beam and column

跨度 m	梁			柱	
	截面尺寸/mm	上部钢筋/mm ²	下部钢筋/mm ²	截面尺寸/mm	总配筋/mm ²
3.6	250×350	1 237	600	400×400	3 616
4.2	250×400	1 580	810	400×400	5 160
4.8	250×450	1 970	1 100	400×400	4 928
5.4	250×550	2 275	1 180	450×450	6 552
6.0	300×600	3 000	1 550	500×600	6 552
6.6	300×650	3 550	2 000	500×600	8 048
7.2	350×750	4 120	1 990	600×600	8 048

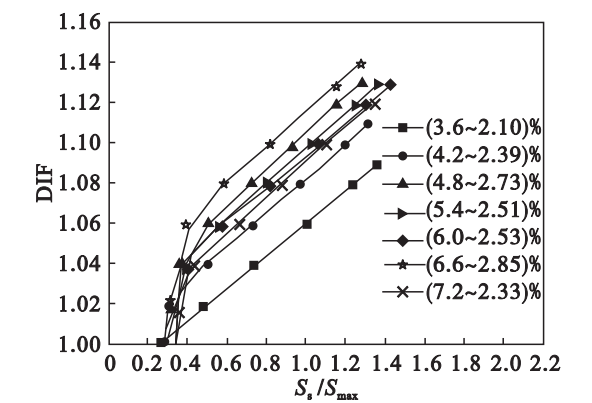


图 9 不同跨度拆除角柱的最大位移之比
Fig. 9 Maximum vertical displacement ratio of different bays with the corner column damage

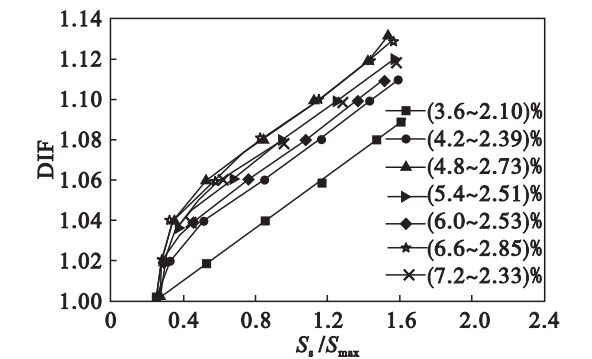


图 10 不同跨度拆除中柱的最大位移之比
Fig. 10 Maximum vertical displacement ratio of different bays with the interior column damage

分析结果表明: 动力放大系数的变化和配筋率的变化基本一致, 结构的跨度、截面尺寸、荷载大小对其影响不大, 而且其最大值为 1.12.

3 结论与建议

1) 对结构进行非线性静力分析时, 结构的最

大位移随着荷载的增加呈非线性增加; 动力放大系数随着构件配筋率的增加而增大; 结构的高宽比、跨度、截面尺寸和荷载大小对结构的动力放大系数影响不大; 不同宽度和高度的混凝土框架结构, 其动力放大系数最大值为 1.13, 说明美国 GSA2003 和 DoD2009 规范给定的 2.0 过于保守.

2) 动力放大系数随着最大塑性转角的增大而减小. 结构局部构件一旦发生破坏, 剩余结构必然进入一个较大的塑性阶段, 因此从经济性和安全性考虑非线性静力分析动力放大系数应选择一个合适的范围, 建议: 一般结构可采用 1.20 ~ 1.30, 重要结构采用 1.50.

对结构进行抗连续倒塌设计时, 应尽量使用跨度较小的结构形式, 可以大大减小构件的截面尺寸和配筋率; 楼板宜使用现浇板, 一方面可以增加结构的整体性, 另一方面也可以减少梁截面的尺寸和配筋率; 柱失效后, 节点处的受力急剧增加, 应进一步加强梁柱节点的构造措施, 保证节点不失效才能有效地防止结构连续倒塌破坏.

本文只考虑了二维框架结构, 没有考虑三维框架结构和现浇板的影响, 没有考虑局部构件失效后剩余结构的初始损伤, 也没有考虑多个构件同时失效的情况.

参考文献:

[1] GSA2003. Progressive collapse analysis and design guidelines for new federal office buildings and major modernization projects[S]. Washington D C: General Service Administration, 2003.
[2] DoD2009. Design of buildings to resist progressive collapse [S]. Washington D C: Department of Defense, 2009.
[3] FEMA 356. Prestandard and commentary for the seismic

rehabilitation of buildings [S]. Washington D C: Federal Emergency Management Agency, 2000.

[4] 中国建筑科学研究院. JGJ3—2010 高层建筑混凝土结构技术规程[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2010: 28 – 30. (China Academy of Building Research. JGJ3—2010 technical specification for concrete structures of tall building [S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2010: 28 – 30.)

[5] Marjanishvili S. Progressive analysis procedure for progressive collapse [J]. *Journal of Performance of Constructed Facilities*, 2004, 18(2): 79 – 85.

[6] Stevens D, Crowder B, Sunshine D, *et al.* DoD research and criteria for the design of buildings to resist progressive collapse [J]. *Journal of Structural Engineering*, 2011, 137(9): 870 – 880.

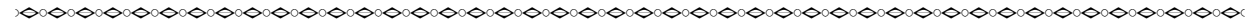
[7] Ruth P, Marchand K A, Williamson E B. Static equivalency in progressive collapse alternate path analysis; reducing conservatism while retaining structure integrity [J]. *Journal of Performance of Constructed Facilities*, 2006, 20(4): 349 – 364.

[8] Marjanishvili S, Agnew E. Comparison of various procedures for progressive collapse analysis[J]. *Journal of Performance of Constructed Facilities*, 2006, 20(4): 365 – 374.

[9] 胡晓斌, 钱稼茹. 单层平面框架连续倒塌动力效应分析 [J]. 工程力学, 2008, 25(6): 38 – 44. (Hu Xiao-bin, Qian Jia-ru. Dynamic effect analysis during progressive collapse of single-story steel plane frame [J]. *Engineering Mechanics*, 2008, 25(6): 38 – 44.)

[10] 克拉夫 R, 彭津 J. 结构动力学[M]. 2 版. 北京: 高等教育出版社, 2006: 183 – 190. (Clough R, Penzien J. Dynamics of structures[M]. 2nd ed. Beijing: Higher Education Press, 2006: 183 – 190.)

[11] Buscemi N, Marjanishvili S. SDOF model for progressive collapse analysis [C]// Structures 2005, ASCE. New York, 2005: 2243 – 2254.



(上接第 1349 页)

3 结 论

1) 煤中的挥发分在还原焙烧反应过程中能够提高铁的回收率, 抑制含铁脉石矿物的生成, 但在提高铁的金属化率的同时, 也使得还原铁中磷的含量增加.

2) 煤中固定碳同样具有提高铁回收率的作用. 促使高磷鲕状赤铁矿在还原焙烧过程中铁回收率和还原铁中磷含量发生变化的动力可能是煤中的挥发分和固定碳的共同作用.

3) 原煤为还原剂的焙烧产品中, 磷元素以氟磷灰石形态存在, 但在还原剂 N₂ 的焙烧产品中有黄磷铝铁矿产出, 这说明焙烧过程中无挥发分的作用时, 鲕状赤铁矿中脉石矿物如鲕绿泥石及石英等可能会与含磷矿物发生复杂化学反应.

4) 烟煤和褐煤经类高温干馏制备的两种还原剂, 其高磷鲕状赤铁矿的焙烧产品矿物组分有很大不同, 这表明煤中灰分应该也参与到还原焙烧反应过程.

参考文献:

[1] 崔立伟, 夏浩东, 王聪, 等. 中国铁矿资源现状与铁矿实物地质资料筛选[J]. 地质与勘探, 2012, 48(5): 0894 – 0905. (Cui Li-wei, Xia Hao-dong, Wang Cong, *et al.* Current status of iron-ore resources in China and screening of object iron-ore geological data[J]. *Geology and Exploration*, 2012, 48(5): 0894 – 0905.)

[2] Yu Y F, Qi C Y. Magnetizing roasting mechanism and effective ore dressing process for oolitic hematite ore [J]. *Journal of Wuhan University of Technology: Materials Science Edition*, 2011, 26(2): 177 – 182.

[3] Wu J, Wen Z J, Cen M J. Development of technologies for high phosphorus oolitic hematite utilization [J]. *Steel Research International*, 2011, 82(5): 494 – 500.

[4] Xia W T, Ren Z D, Gao Y F. Removal of phosphorus from high phosphorus iron ores by selective HCl leaching method [J]. *Journal of Iron and Steel Research, International*, 2011, 18(5): 1 – 4.

[5] Wang J C, Shen S B, Kang J H, *et al.* Effect of ore solid concentration on the bioleaching of phosphorus from high-phosphorus iron ores using indigenous sulfur-oxidizing bacteria from municipal wastewater[J]. *Process Biochemistry*, 2010, 45: 1624 – 1631.

[6] Ranjbar M. Dephosphorization of Iranian iron oxide fines by flotation [J]. *Journal for Exploration, Mining and Metallurgy*, 2002, 55(11): 612 – 616.

[7] Su F W. Dephosphorization of magnetite fines [D]. Lulea: Lulea University of Technology, 1998.

[8] Tang H Q, Guo Z C, Zhao Z L. Phosphorus removal of high phosphorus iron ore by gas-based reduction and melt separation [J]. *Journal of Iron and Steel Research, International*, 2010, 17(9): 1 – 6.

[9] Li Y L, Sun T C, Zou A H, *et al.* Effect of coal levels during direct reduction roasting of high phosphorus oolitic hematite ore in a tunnel kiln [J]. *International Journal of Mining Science and Technology*, 2012, 22(3): 323 – 328.

[10] Xu C Y, Sun T C, Kou J, *et al.* Mechanism of phosphorus removal in beneficiation of high phosphorous oolitic hematite by direct reduction roasting with dephosphorization agent [J]. *Transactions on Nonferrous Metals Society of China*, 2012, 22(11): 2806 – 2812.

[11] Matinde E, Sasaki Y, Hino M. Phosphorus gasification from sewage sludge during carbothermic reduction [J]. *ISIJ International*, 2008, 48(7): 912 – 917.