鋼構造多層骨組の進行性崩壊挙動

PROGRESSIVE COLLAPSE OF MULTI-STORY STEEL FRAMES

山崎 真司^{*1}, 見波 進^{*2}

Shinji YAMAZAKI and Susumu MINAMI

There are two cases of behavior of multistory frames after the vertical collapse of one story which occurs due to an event such as an explosion or an earthquake. One is where the collapse proceeds to a certain extent and then ceases and the other is where the collapse continuously progresses until all stories have completely collapsed. The collapse in the latter case is called progressive collapse which is an unstable phenomenon resulting from the gravity load of frames. This study clarified the frame conditions which enable stories to resist progressive collapse through comparing the gravity potential energy released by the story collapse with the energy which columns absorb before they completely collapse due to the compressive load.

Keywords : Potential energy, Strain energy, Frame stability, Multi-mass system, Numerical analysis

位置エネルギー, 歪エネルギー, 骨組の安定性, 多質点系, 数値解析

1 序

2001年9月11日のニューヨーク世界貿易センタービル(WTC)の崩壊は、局所的な層崩壊によって解放される重力エネルギーが契機となり全層崩壊に至る可能性を知らしめた。

航空機の衝突により主架構に大きな欠損が生じたが直ちには崩壊に至らず避難時間が確保され、多くの在館者の退出を可能にした。しかし衝突後に発生した大規模火災により鋼柱の温度が上昇し、WTC2で衝突の約1時間後、WTC1で約1時間40分後に鉛直荷重支持能力が失われたために上層部が落下し、これによって生じた運動エネルギーを落下近傍層の柱の歪エネルギーで吸収できなかったため順次崩壊が進行し全層崩壊に至った¹⁾。

WTCの崩壊に関連して以下の研究が行われている。

航空機衝突時の挙動について、福澤等²⁾は解析的検討を行い、衝突層の損傷状況および衝突後の航空機の挙動は解析で再現できること、また衝突時に全体崩壊に至らなかったことが建物全体に対する応答解析より推察できることを示している。磯部等³⁾⁴⁾は航空機の衝突に伴う骨組の崩壊過程を連続的に高精度で効率よく解析可能な有限要素解析法を開発し、WTC2の航空機衝突時の機体とエンジンの挙動および建物の損傷状況について解析結果と実現象は対応していることを示している。

火災により柱の鉛直支持能力が失われ落下が生じた後の挙動について Bažant 等⁵⁾はエネルギーに基づく考察を行い、落下によって

解放される位置エネルギーに対し直下層の柱の塑性座屈によって吸収できるエネルギーは楽観的な仮定に基づいて評価しても1/8以下と見積られ、直下層の崩壊によりさらに位置エネルギーが解放されるので崩壊が加速され、全体崩壊に至ったと述べている。大井等⁶⁾は落下層の下部の柱が解放される位置エネルギーを塑性座屈変形によって吸収しかつ座屈後の残存耐力で鉛直荷重を支持できることが進行性崩壊を防止する条件であることを示し、大変形に至るまでの座屈後挙動に関する部材実験を行い、座屈後耐力について Bažant のモデルによる解と比較している。鈴木等⁷⁾は質点系振動モデルを用いて落下後の建物全体の挙動を調べ、落下開始層における非弾性衝突によるエネルギーの吸収は進行性崩壊を止めるほど有効ではないこと、振動モデルにおける減衰の大きさが崩壊挙動に及ぼす影響が大きいことを指摘している。

和田等⁸⁾はチューブ構造における外周架構と床梁構造との接合部の破断による進行性崩壊について検討を行い、進行性崩壊を防止するための接合部の条件について考察している。

日本鋼構造協会「崩壊制御設計ガイドライン」⁹⁾では、部材喪失に対する構造骨組の挙動および火災加熱を受ける鋼架構の挙動に関する研究に基づき、鋼構造建築のリダンダンシーを定量的に評価する手法および構造物のリダンダンシーを高める手法を提示している。

本論文は何らかの原因により鋼構造多層骨組のある層の鉛直荷重支持能力が失われた後の骨組の挙動について考察し、進行性崩壊を

*1 東京電機大学大学院理工学研究科 教授・工博

*2 首都大学東京大学院都市環境科学研究科建築学域
助教・博士(工学)

Prof., Graduate School of Science and Engineering, Tokyo Denki University, Dr. Eng.
Assistant Prof., Dept. of Architecture and Building Engineering, Graduate School of Urban
Environmental Sciences, Tokyo Metropolitan University, Dr. Eng.

防止するための条件を明らかにすることを目的とする。起点となる層の崩壊は層の一部の柱材の耐力が消失するような場合ではなく、当該層全体について鉛直荷重を支持することができなくなる場合を対象とする。海外における地震においては、例えばメキシコ地震(1985年)の際のメキシコ市、トルコ・コジャエリ地震(1999年)の際のイズミット等において見られるように、多層建物が全層崩壊に至る被害が生じているが、これらは進行性崩壊によるものと思われる。兵庫県南部地震(1995年)では複数の建物において中間層が完全に崩壊する被害が発生したが進行性崩壊を生じた建物は無い。しかし、このことから耐震設計された我が国の建物においては進行性崩壊が生じないと結論づけることは出来ないと思われる。鋼構造多層建物について中間層崩壊した後の進行性崩壊の可能性について現在のところ十分な検討が行われているとはいえない。

進行性崩壊は骨組の重力による不安定現象ととらえることができる。本論文では骨組の重力に対する安定性に関わる指標を導入する。動的解析に基づき指標の有効性を検討し、進行性崩壊を防止する条件について考察する。

2 検討対象モデル

本論文では鋼構造多層骨組の任意の一層が、地震、火災、爆破等の要因により突然鉛直支持能力を失った後の骨組の挙動について考察する。

層の鉛直支持能力が失われると当該層より上部の建物部分は落下し、当該層の床面に衝突する。その後の挙動は層の崩壊が局所で留まり建物全体には広がらない場合と、順次連鎖的に層崩壊が進行し遂には建物全層の崩壊に至る場合とに大別される。

建物の条件とある層の鉛直支持能力が失われた後の挙動との関係を検討するために本論文で用いるモデルの概要を以下に示す。

a) 質点系モデル

平面的に無限均等な架構を想定し、その中の1本の柱とその柱の支配質量を取出し、図1(a)に示すように各階質量と柱材鉛直ばねから成る質点系モデルを考える。考慮する変位の自由度は鉛直方向のみとする。何らかの原因により鉛直支持能力を失い落下する層(以下崩壊開始層)を第 f 層とする。崩壊開始層の鉛直方向の挙動は層崩壊の要因や部材特性によって異なり種々の状態が考えられる。崩壊開始層においては鉛直変位に伴うエネルギー吸収が無く層高さ分完全に自由落下すると仮定すれば安全側となることから、図1(a)のように静的に釣合った状態から同図(b)のように第 f 層の柱材を突然取去った系を基本的な検討対象とする。なお、崩壊開始層におけるエネルギー吸収が骨組挙動に及ぼす影響については、崩壊開始層における自由落下高さを変えることにより考察する。

b) 一般層ばねの荷重変形関係

柱材鉛直ばねの荷重変形関係は中心圧縮を受ける鋼柱の挙動¹⁰⁾に基づき定める。

典型的な中心圧縮材の完全崩壊挙動は模式的に図2のように表わされる。図の縦軸 P と横軸 x はそれぞれ鉛直方向荷重と鉛直方向変位を表わす。通常の鋼構造多層建物に用いられている柱材の場合、 P が降伏荷重 P_y に達すると曲げ座屈を生じ、以降変位の増加とともに耐力が低下する(細長比が極めて小さい場合は降伏後若干耐力が上昇し、その後低下に転じる。)。曲げられた材が折り重なるような

図1 質点系モデル

図2 一般層ばねの荷重変形関係

図3 崩壊開始層ばねの荷重変形関係

大変形に達すると耐力が上昇し、層の上下の床の間に挟まれた構造部材が押しつぶされた状態に至ると極めて剛性が高くなる。図2の H_0 はそのような状態における変位量を示す。

c) 崩壊開始層ばねの荷重変形関係

崩壊開始層(第 f 層)の柱材を取去ることは、第 f 層のばねを図2のようなばねから図3のようなばねに瞬間的に変更することと等価である。

落下開始以降のばねは衝突直前までは抵抗が無く衝突変位に達した瞬間に極めて高い剛性を有するものとする。衝突変位を βH_0 とし、基本モデルにおいては β を1とする。自由落下高さの変化については $0.5 \leq \beta \leq 1$ と想定し、自由落下高さが応答に与える影響は、 $\beta = 0.5$ のモデルを用いて検討する。

d) 減衰

安全側の仮定として、崩壊開始層において自由落下中の減衰および衝突時のエネルギー吸収は無いものとする。

崩壊開始層以外の一般層においても、ばねの塑性仕事以外のエネルギー吸収は無いものとする。

3 骨組の安定性に関する指標

ここではエネルギーの釣合いから系の安定性について考察する。

2に示したモデルについて、崩壊開始層以外の任意の層において層間鉛直変位により柱が吸収する歪エネルギーを考える。層間鉛直変位 x における吸収エネルギー $E(x)$ は次式で与えられる。

$$E(x) = \int_0^x P(x) dx \quad (1)$$

ところで、当該層より上部の全質量を M とすると、当該層の変形 x により Mgx (ここで g :重力加速度)の位置エネルギーが解放され、解放されたエネルギーは構造物に入力する。従って次式による $E_r(x)$ を変位 x における有効吸収エネルギーとする。

$$E_r(x) = E(x) - Mgx \quad (2)$$

図4(a)に実線で示すような層の荷重変形関係に対し、 Mg が図中に①~③で示す3種類のレベルであるとしたとき、吸収エネルギー $E(x)$ と Mgx を求めると、図4(b)の実線および破線のようになる。このときの有効吸収エネルギー $E_r(x)$ は図4(c)の実線のようになる。

①の場合は $E_r(x)$ は常に増加関数であるが、②、③の場合は $P < Mg$ を満たす x の範囲で $E_r(x)$ は減少関数となり、また③の場

合はある値以上の x に対して $E_r(x)$ の値が負である。

x が H_0 のときの $E_r(x)$ の値を E_{r0} とし、有効エネルギー吸収率 α を次式で定義する。

$$\alpha = \frac{E_{r0}}{MgH_0} \quad (3)$$

また、柱の $0 \leq x \leq H_0$ における抵抗力の平均値を平均耐力 P_a とする。

$$P_a = \frac{\int_0^{H_0} P(x) dx}{H_0} \quad (4)$$

図 4(a) の荷重変形関係における P_a の大きさを同図中に一点鎖線で示す。式 (2) で $x = H_0$ のとき

$$E_{r0} = P_a H_0 - MgH_0 \quad (5)$$

であるから、 α は次式で表される。

$$\alpha = \frac{P_a}{Mg} - 1 \quad (6)$$

α は系の重力に対する安定性に関し基本的な指標であると考えられることができる。例えば $\alpha > \beta$ の骨組の場合は、崩壊開始層の落下により解放される位置エネルギーをその近傍の一つの層で吸収することができるので層の崩壊が連鎖的に進行することは無い。 $\alpha < 0$ の骨組の場合は x が H_0 のときの有効吸収エネルギーが負すなわち当該層の崩壊によりエネルギーが放出されることになるので、進行性崩壊に至る可能性が高い。 α と崩壊性状の関係については 4 において振動解析に基づき検討する。

4 動的解析

4.1 解析法

4.1.1 振動系

まず落下開始前の釣合い状態を図 1(a) のモデルを用いて求める。すべての層のばねを図 2 に示すような特性とし、重力加速度を外力とし粘性減衰を考慮して解析を行う。十分な時間が経過し系が静的な釣合い状態に至った後、崩壊開始層 (第 f 層) のみばねを図 3 に示すような特性に置き換え、同時に粘性減衰を無しとし、落下開始後の挙動に対する解析を行う。

4.1.2 衝突の扱い

崩壊開始層における衝突は一般に完全弾性衝突と完全非弾性衝突との中間にあると考えられるが、本解析ではエネルギー吸収の点で安全側である完全弾性衝突と仮定する。なぜなら、衝突により吸収するエネルギーの衝突直前の運動エネルギーに対する比は比較的小さい場合が多いと考えられる^{注1)}からである。

図 5 に示す崩壊開始層の復元力特性モデルにおいて、 $x \geq \beta H_0$ における剛性 K_1 は充分大きいことが望ましい。解析精度と数値計算における解の安定性の点から、本解析においては K_1 および数値積分における時間間隔 Δt は次式を満たす値とした^{注2)}。

$$K_1 \geq (100\pi)^2 \frac{m_f g}{2\beta H_0} \quad (7)$$

$$\Delta t \leq \frac{\pi}{20} \sqrt{\frac{m_f}{K_1}} \quad (8)$$

ここで m_f : 衝突する質点の質量

また、崩壊開始層ばねの力と変位は常に図 5 に示す太実線上を移動することとし、このばねによるエネルギー吸収は無いものとする。

(a) 層の荷重変形関係と Mg の大きさ

(b) 吸収エネルギー E と Mgx

(c) 有効吸収エネルギー E_r

図 4 層の荷重変形関係と有効吸収エネルギー

図 5 崩壊開始層の履歴特性モデル

図 6 一般層ばねの履歴特性モデル

4.1.3 一般層ばねの履歴特性

一般層ばねの履歴特性モデルを図 6 に示す。図中の A から B までの区間においては負方向の変位に対しては弾性除荷し、B 点に達した後は B 点を通り C を起点とする半直線 ℓ と直線 OC 上を移動する履歴とする。直線 ℓ の勾配は式 (7) を満たすように定める。B 点に至るまでは歪エネルギーを吸収し、B 点に達した以降は歪エネルギーを吸収しない。

4.2 骨組モデル

解析に用いる骨組モデルは次の 3 種類とする。

骨組 A: 均等な特性の 30 層骨組

骨組 B: 連続する 3 層 (ただし最上部は 6 層) は同一断面とする不均等な特性の 30 層骨組

骨組 C: 実建物骨組を参考に設定した骨組 B より不均等性の高い 37 層骨組

各骨組の基本的な特性を図 7 にまとめて示す。図中の記号はそれぞれ以下を表す。

m_i : i 質点の質量, $\bar{m}$: m_i の平均値,

図 7 各骨組の構造特性

縦軸は層番号または質点番号を表す、 n : 層数

H_i : i 層の層高さ, $\bar{H}$: H_i の平均値,

$p_i = \frac{M_i g}{P_{yi}}$: i 層ばねの軸力比, P_{yi} : i 層ばねの降伏軸力,

$M_i = \sum_{j=i}^n m_j$: i 質点より上部の全質量,

$p_{ai} = \frac{P_{ai}}{P_{yi}}$: i 層ばねの平均耐力比

P_{ai} : i 層ばねの平均耐力 (式 (4))

各骨組に用いるばねの特性を図 8 に示す。図 8 において荷重および変位はそれぞれ降伏軸力および層高で除き基準化した表現としている。骨組 A, 骨組 B のばね特性はすべて図 8(a) とし, 骨組 C のばね特性は図 8(b) の c1~c3 の 3 種類とした。骨組 C の各層ばね特性を表 1 に示す。これらのばね特性は骨組 A, 骨組 B については柱の細長比を $\lambda_c = 0.2$ 程度, 骨組 C については $\lambda_c = 0.1 \sim 0.14$ 程度と想定し, 文献 10) の実験結果を参考に設定した。ここで, λ_c は次式による基準化細長比である。

$$\lambda_c = \frac{L}{i} \frac{\sqrt{\sigma_y/E}}{\pi}$$

L : 座屈長さ, i : 断面 2 次半径, σ_y : 降伏応力, E : ヤング率

骨組 A のように, 各質点の質量, 各層高さ, 軸力比がそれぞれ等しく, また, 基準化した各層ばねの特性が等しい骨組を, 均等骨組とし, 本論文における進行性崩壊挙動の検討は主に均等骨組を対象

に行う。現実の骨組は均等骨組ではないが均等骨組からの変動は通常あまり大きくないと考えられるので, 骨組 B, 骨組 C モデルを用いて現実的な不均等性を有する骨組 (ほぼ均等な骨組) に対する考察を行うこととする。

各骨組について崩壊開始層位置および質量の大きさを変えて (ただし質量の分布形は変えない) 解析を行い, 崩壊性状について考察する。

質量の大きさに応じて各層の有効エネルギー吸収率 α が定まる。骨組 A では各層の α は等しく, それを解析モデルの有効エネルギー吸収率 α_m とする。骨組 B, C については各層の α は同一ではないので, 崩壊開始層の上下のそれぞれ 2 層計 4 層の α の平均値を解析モデルの有効エネルギー吸収率 α_m とする。 (ただし崩壊開始層が最下層の場合は上 2 層の平均値を α_m とする。)

解析骨組条件の一覧を表 2 に示す。各解析ケースは次のように表示する。

骨組 (β) - 崩壊開始層 (α_m)

例えば, 骨組 A で $\beta = 1.0$, 崩壊開始層が第 15 層, α_m が 0.5 のとき,

A(1.0)-15(0.5)

と表す。

(a) 骨組 A, 骨組 B

図 8 ばねの特性

(b) 骨組 C

表 1 骨組 C の各層ばね特性

層番号	ばね特性
37	c3
36	c2
35	c1
34	c1
...	...
19	c1
18	c1
17	c2
16	c2
15	c1
14	c1
...	...
8	c1
7	c1
6	c3
5	c3
4	c1
3	c1
2	c2
1	c2

表 2 解析骨組条件一覧

$\beta = 1.0$ の場合			
骨組	崩壊開始層 f	α_m	
A	15	0.0 ~ 1.0	
	1	0.0 ~ 1.0	
B	15	-0.03 ~ 0.55	
	14	0.0 ~ 0.59	
	13	0.02 ~ 0.62	
	1	-0.02 ~ 0.55	
C	20	0.01 ~ 1	
	10	0.00 ~ 1	

$\beta \neq 1.0$ の場合			
骨組	β	f	α_m
A	0.5	15	0.0 ~ 0.5
		1	0.0 ~ 0.5
C	0.5	20	0.01 ~ 0.58
		10	0.00 ~ 0.39

4.3 解析結果

4.3.1 $\beta = 1$ のモデルに対する解析結果

骨組 A について崩壊開始層を第 15 層とした場合の解析結果の一部を図 9~図 11 に示す。各図において、(a) は質点変位の時刻歴を、(b) はエネルギーの時刻歴を表している。(b) における実線は解放される重力位置エネルギーの大きさを、破線と一点鎖線はそれぞれ歪エネルギーおよび運動エネルギーの大きさを示している。(c) は層の崩壊時刻 (変位が荷重変形関係の極小値 (図 2 の A_1 点) に達した時を崩壊とする。) をプロットしたものである。●印は崩壊開始層を○印はその他の層を示している。なお、時刻は崩壊開始層における落下開始時を起点とした。また、(b) におけるエネルギーの大きさは次式による E_0 で除して無次元化している。

$$E_0 = \sum_{i=1}^n M_i g H_{0i} \quad (H_{0i} : i \text{ 層の可動高さ}) \quad (9)$$

$\alpha_m = 0$ (図 9) の場合は崩壊開始層から上下層方向に順次崩壊が進行し全層崩壊に至っている。ただし最下部 2 層と最上部 3 層では崩壊進行の順序が逆転している。 $\alpha_m = 0.1$ (図 10) の場合も崩壊開始層から上層下層方向に崩壊が拡大しているが、全体で 9 層の崩壊に止まっている (崩壊層数には崩壊開始層も含む)。 $\alpha_m = 0.5$ (図 11) の場合は崩壊開始層の直上層の崩壊で進行が止まっている。

骨組 B について崩壊開始層を第 14 層とした場合の解析結果の一部を図 12, 図 13 に示す。層崩壊挙動は全体として A-15 の場合に類似している。骨組 B では連続する 3 層 (ただし最上部は 6 層) を同一の柱断面としており、同一断面材を用いている最下層が相対的に耐力が低い層となっている (図 7)。図 12, 図 13 の (c) において相対的に耐力が低い層のプロットに一印を付している。相対的に耐力が低い層が崩壊し易い傾向が見られる。

図 9 A(1.0)-15(0.0) 時刻歴

図 10 A(1.0)-15(0.1) 時刻歴

骨組 C について崩壊開始層を第 20 層とした場合の解析結果の一部を図 14, 図 15 に示す。図 12, 図 13 と同様に相対的に耐力が低い層のプロットに一印を付している。骨組 B の場合と同様に相対的に耐力が低い層が崩壊し易い傾向が見られる。

4.3.2 $\beta \neq 1$ のモデルに対する解析結果

骨組 A, $\beta = 0.5$ で崩壊開始層を第 15 層とした場合の解析結果の一部を図 16, 図 17 に示す。それぞれを図 9, 図 10 と比較すると、崩壊性状は類似しているが、同一の α_m に対して β が小さい方が崩壊開始層の自由落下により解放される位置エネルギーが小さいため、崩壊層数が少ないことが分かる。

4.4 解析結果に対する考察

4.4.1 エネルギーの釣合に基づく崩壊層数の予測

均等骨組を対象として有効エネルギー吸収率 α と崩壊層数 n_c (崩壊層数には崩壊開始層も含む) の関係について考える。

i) $\alpha > \beta$ の場合

崩壊開始層の落下により解放される位置エネルギーを崩壊開始層に接する一つの層で吸収可能であるので、 $n_c = 1$ である。

ii) $0 \leq \alpha \leq \beta$ の場合

エネルギーの釣合により、次式が成り立つ。

$$(n_c - 1) \bar{E}_{r0} + E_a = \beta (MgH_0) f \quad (10)$$

ここで、

図 11 A(1.0)-15(0.5) 時刻歴

図 12 B(1.0)-14(0.0) 時刻歴

図 13 B(1.0)-14(0.59) 時刻歴

図 14 C(1.0)-20(0.01) 時刻歴

$\bar{E}_{r0}$: 崩壊開始層以外の崩壊層における有効吸収エネルギーの 1 層あたり平均値

E_a : 崩壊に至らない層で吸収するエネルギー

$\beta(MgH_0)_f$: 崩壊開始層の落下により解放される位置エネルギー式 (10) より

$$\begin{aligned} n_c &= \frac{\beta(MgH_0)_f}{\bar{E}_{r0}} - \frac{E_a}{\bar{E}_{r0}} + 1 \\ &= \frac{\beta(MgH_0)_f}{(E_{r0})_f} \cdot \frac{(E_{r0})_f}{\bar{E}_{r0}} - \frac{E_a}{\bar{E}_{r0}} + 1 \end{aligned} \quad (11)$$

ここで、

$(E_{r0})_f$: 第 f 層が崩壊開始層でない場合の第 f 層による有効吸収エネルギー

近似的に $\frac{(E_{r0})_f}{\bar{E}_{r0}}$ を 1, 安全側に $\frac{E_a}{\bar{E}_{r0}}$ を 0 とすれば, $\frac{(MgH_0)_f}{(E_{r0})_f} = \frac{1}{\alpha}$ であるから, 式 (11) より次の近似式が得られる.

$$n_c = \frac{\beta}{\alpha} + 1 \quad (\text{ただし } n_c \leq n) \quad (12)$$

なお, $\frac{(E_{r0})_f}{\bar{E}_{r0}}$ を 1 と近似することは, 崩壊開始層が中央付近の層であれば妥当であるが, 最上層に近い場合は $\bar{E}_{r0} > (E_{r0})_f$ であるので安全側, 最下層に使い場合は $\bar{E}_{r0} < (E_{r0})_f$ であるから危険側の近似である.

iii) $\alpha < 0$ の場合

$\alpha < 0$ の場合は層崩壊によってエネルギーが供給される系なので, 一般に進行性崩壊に至ると考えられる. ただし, $\alpha < 0$ の場合においても式 (13) を満たせば崩壊開始層の落下によって解放されるエネルギーをその直上層で吸収可能であるので n_c は 1 である.

$$(E_2)_{f+1} \geq \beta(MgH_0)_f \quad (13)$$

ここで、

$(E_2)_{f+1}$: 崩壊開始層の直下層において, 軸力 P が最大荷重から耐力劣化後 Mg に達するまでの有効吸収エネルギー (図 18 斜線部の面積)

層の荷重変形関係を文献 10) に基づき設定した場合, $0.5 \leq \beta \leq 1$ に対して式 (13) は成立しない. 従って, $\alpha < 0$ の場合は進行性崩壊に至り $n_c = n$ である.

現実的な不均等性を考慮した骨組の場合においても近似的に均等骨組と同様な関係が成立するとすれば, 上述の諸式の α を α_m と置き, ほぼ均等な骨組について崩壊層数 n_c に関する以下の予測式が得られる.

$$\left. \begin{aligned} \alpha_m > \beta & \quad \text{の場合} & n_c &= 1 \\ 0 \leq \alpha_m \leq \beta & \quad \text{の場合} & n_c &= \frac{\beta}{\alpha_m} + 1 \quad (\text{ただし } n_c \leq n) \\ \alpha_m < 0 & \quad \text{の場合} & n_c &= n \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

図 15 C(1.0)–20(0.14) 時刻歴

図 16 A(0.5)–15(0.0) 時刻歴

図 17 A(0.5)–15(0.1) 時刻歴

図 18 有効吸収エネルギー (E_2)

図 19 α_m と崩壊層数の関係

4.4.2 崩壊層数に関する予測値と数値解析結果の比較

表 2 に示した解析条件に対して、モデルの有効エネルギー吸収率 α_m と数値解析から得られた崩壊層数 n_c の関係を図 19 に示す。同図に式 (14) による α_m と n_c の関係を、 $\beta = 1$ の場合を実線で、 $\beta = 0.5$ の場合を破線で示す。崩壊層数は式 (14) により概ね予測できることが分かる。

5 柱の条件と骨組の安定性

4 の検討により、ほぼ均等な鋼構造多層骨組において、任意の 1 層が鉛直支持能力を失った後の骨組の安定性に関わる指標として有効エネルギー吸収率 α が有効であることがわかった。骨組モデルの有効エネルギー吸収率 α_m と層崩壊後の骨組挙動との関係は図 19 より次のように整理される。

$\alpha_m \geq 0.5$ の場合

崩壊層数は崩壊開始層を含めても 1~2 程度であり、進行性崩壊を生じない。

$\alpha_m \leq 0$ の場合

骨組は不安定であり、進行性崩壊に至る。

$0 < \alpha_m < 0.5$ の場合

数層から数 10 層の崩壊が生じる。崩壊層数は式 (14) により概ね予測できる。

文献 10) による箱形断面材の中心圧縮挙動に基づき、柱材の細長比

図 20 箱形断面柱の挙動

と骨組の安定性の関係について考察する。鋼材の応力歪関係は平均的な 490N/mm² 級鋼材の特性¹¹⁾ (降伏応力 $\sigma_y = 371\text{N/mm}^2$) とする。

短柱圧縮試験による最大応力 σ_B と降伏応力 σ_y の比 (応力上昇率) が 1.1 と 1.2 の場合について中心圧縮柱の荷重変形関係を図 20 に示す。図の縦軸、横軸はそれぞれ降伏軸力および座屈長さ L で除して無次元化している。ここでは、安全側の評価として折曲った部材同士との接触による耐力上昇は無視している。

図 20 の荷重変形関係より細長比 (λ_c) と平均耐力比 ($p_a = P_a/P_y$) の関係を求め、結果を図 21 に示す。(ここで、 p_a は x/L が 0 から 0.75 までの範囲の P/P_y の平均値とした。) また、図 21 に基づき、有効エネルギー吸収率 α が 0 と 0.5 の場合について細長比 (λ_c) と軸

図 21 細長比と平均耐力比の関係

図 22 α が 0 と 0.5 のときの軸力比と細長比の関係

力比 ($p = P/P_y$) の関係を求め、図 22 に示す。(ここで、 $\alpha = p_a/p - 1$ の関係を用いた。) 図 21, 図 22 において σ_B/σ_y が 1.1 の場合を実線で、1.2 の場合を破線で表している。

図 22 において、細長比と軸力比の組合せが、 $\alpha = 0.0$ および $\alpha = 0.5$ の曲線によって図中に A, B, C で示す 3 領域に分けられる。骨組を構成する平均的な柱に関する細長比と軸力比の組合せが領域 A であれば進行性崩壊を生じない、領域 C であれば進行性崩壊を生じる可能性がある、領域 B であれば複数層の崩壊が生じる可能性があるとして推定される。

例として、柱の鋼材が 490N/mm² 級、断面が等幅等厚箱形 (図 23)、階高が 4m のとき、柱の曲げ座屈長さを 2m と仮定すれば^{注3)}、次の近似式が得られる^{注4)}。

$$\lambda_c = \frac{68}{D} \quad D: \text{断面幅 (mm)} \quad (15)$$

図 22 の横軸に式 (15) による D の値を示した。本図により、柱断面寸法と鉛直荷重時の軸力比に基づき骨組の安定性に関する概略の検討が可能である。

なお、本方法を WTC に適用し、 α を過大に評価する仮定の下で α の概算値を求めると負の値となることから (付録 1 参照)、本方法により進行性崩壊に至る可能性を有する骨組であることが推測される。

6 結論

本論文では鋼構造多層骨組の任意の 1 層が何らかの原因により突然鉛直支持能力を失った後の骨組の挙動について考察した。得られた結論は以下のように要約される。

- 1) 進行性崩壊挙動に関する指標として有効エネルギー吸収率を導入した。
- 2) 均等な骨組モデルおよび現実的な不均等性を有する骨組モデルを用いて、任意の 1 層が崩壊した後の挙動に関する数値解析を行い、この指標の有効性を確認した。
- 3) 純ラーメン架構を対象として、骨組を構成する平均的な柱の細長比と軸力比を用い、進行性崩壊の可能性について概略の検討を行う方法を示した。

層の鉛直変位に伴うエネルギー吸収は主に柱材によってなされることから、本論文では柱材のみを対象とした簡易なモデルを用いて、進行性崩壊挙動について考察した。梁部材の影響に関する検討は今後の課題とする。

謝辞

本研究の一部は H17-18 年度学術振興会科学研究費補助金 (基盤研究 (C) 課題番号:17560514 研究代表者:見波進) の補助を受けた。記してここに謝意を表する。

注

注1) 簡単なモデルを用いて、完全非弾性衝突と仮定したときのエネルギー吸収率について考察する。

質点数を n 、崩壊開始層を第 f 層とし、各質点の質量はすべて同一で m とする (本文図 1 参照)。衝突直前の質点 f の速度を v_0 とすれば、完全非弾性衝突直後の質点 f および $f-1$ の速度 v_a は運動量保存の法則により次式で与えられる。

$$v_a = \frac{1}{2}v_0$$

衝突直前および直後の系の運動エネルギーを E_0 , E_a とすれば、

$$E_0 = \frac{1}{2}(n-f+1)mv_0^2, \quad E_a = \frac{1}{2}(n-f)mv_0^2 + \frac{1}{2} \cdot 2mv_a^2$$

であるから、完全非弾性衝突によって吸収するエネルギーを衝突直前の運動エネルギーで除した値は

$$\frac{E_0 - E_a}{E_0} = \frac{1}{2(n-f+1)}$$

である。例えば崩壊開始層より上部の層数が 10 であればこの値は 1/22 であり、非弾性衝突により吸収するエネルギーの衝突直前の運動エネルギーに対する比は比較的小さい場合が多いと考えられる。

注2) 図注1 に示すように質点 m の物体が高さ βH_0 から自由落下し床に完全弾性衝突する現象を、図注2 に示すような振動モデルで数値計算を行う場合を考える。ここで、図注2 のばねの復元力特性は図注3 に示すようであるとする。

自由落下時間を t_0 、ばねに反力が生じている時間を t_1 とすれば、それぞれ次式で与えられる。

$$t_0 = \sqrt{2\frac{\beta H_0}{g}}, \quad t_1 = \pi\sqrt{\frac{m_f}{K_1}}$$

解析精度を確保するために $\frac{t_1}{t_0} \leq \frac{1}{100}$ を満たすように K_1 を定めることとすれば、次の条件式が得られる。

$$K_1 \geq (100\pi)^2 \frac{m_f g}{2\beta H_0} \quad (注1)$$

数値積分における時間間隔 Δt は次式を満足するように設定する。

$$\Delta t \leq \frac{t_1}{20} = \frac{\pi}{20}\sqrt{\frac{m_f}{K_1}} \quad (注2)$$

式 (注1), (注2) の等号が成立するときのモデルに対する数値解析結果と理論解を比較し、充分な解析精度が得られることを確認した。

注3) 剛接骨組中の柱の塑性曲げ座屈時には両端と材中央の 3 箇所に塑性ヒンジが生じると予想されるので、座屈長さは近似的に層高さの 1/2 としてよいと考えられる。座屈長さについての詳細な検討は今後の課題とする。

注4)

$$\lambda_c = \frac{L}{i} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}}$$

上式に、 $L = 2000\text{mm}$, $i = 0.4D$, $\sigma_y = 371\text{N/mm}^2$, $E = 2.05 \times 10^5\text{N/mm}^2$ を代入すると次式が得られる、

$$\lambda_c = \frac{68}{D}$$

図注1 質点の自由落下

図注2 数値解析モデル

図注3 ばねの復元力特性

参考文献

- 1) 日本建築学会 WTC 崩壊特別調査委員会: 世界貿易センタービル崩壊特別調査委員会報告書－WTC 崩壊・ペンタゴンの被害・教訓－, 日本建築学会大会 PD 資料, 2003.9
- 2) 福田隆介, 福澤栄治, 小鹿紀英, 森川博司: ニューヨーク世界貿易センタービルの航空機衝突時の全体応答と局部損傷の評価, 日本建築学会構造系論文集, No.570, pp. 77-84, 2003.8
- 3) 磯部大吾郎, リンチョウミョウ: 飛行機の衝突に伴う骨組鋼構造の崩壊解析, 日本建築学会構造系論文集, No.579, pp. 39-46, 2004.5
- 4) 磯部大吾郎, リンチョウミョウ: ASI-Gauss 法による世界貿易センタービルの飛行機衝突解析, 日本建築学会構造系論文集, No.600, pp. 83-88, 2006.2
- 5) Bažant, Z.P. and Zhou, Y.: Why Did the World Trade Center Collapse?—Simple Analysis, J. of Eng. Mech., ASCE, pp. 2-6, 2002.1
- 6) 李正林, 大井謙一, 伊藤拓海, 嶋脇興助: 進行性崩壊の防止のための鋼柱の座屈後残存耐力評価, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1, pp. 775-776, 2004.8
- 7) 君島祐介, 鈴木弘之: 柱が高温座屈した後の鋼構造架構の進行性崩壊, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1, pp. 893-894, 2004.8
- 8) 田川浩之, 山田哲, 和田章: 構面外挙動による外周架構の進行性崩壊現象の解析的再現, 日本建築学会構造系論文集, No.624, pp. 219-226, 2008.2
- 9) リダンダンシーに優れた鋼構造建築物の研究小委員会: リダンダンシーに優れた鋼構造建築物のための崩壊制御設計ガイドライン, 日本鋼構造協会, 2005.9
- 10) 山崎真司, 見波進, 羽田和樹: 中心圧縮を受ける箱形断面鋼柱の完全崩壊挙動, 日本建築学会構造系論文集, No.631, pp.1657-1664, 2008.9
- 11) 見波進, 山崎真司, 石井大吾: 鋼素材の応力歪関係の数式表現, 構造工学論文集, Vol.50B, pp.361-365, 2004.3

付録

付録 1. WTC に対する有効エネルギー吸収率 α の概算

文献 1) の p.79～p.90 に記載の建物情報に基づき α の概算値を求める。

1) 基本的な関係式

外周柱とコア柱が同時に崩壊すると仮定すると、任意の層において、式 (付1)～(付3) が成立つ。

$$\alpha = \frac{p_a}{p} - 1 \quad (\text{付1})$$

$$p = \frac{P}{P_{y1} + P_{y2}} = \frac{1}{\gamma/p_1 + (1-\gamma)/p_2} \quad (\text{付2})$$

$$p_a = \frac{P_a}{P_{y1} + P_{y2}} = \frac{p_{a1}\gamma/p_1 + p_{a2}(1-\gamma)/p_2}{\gamma/p_1 + (1-\gamma)/p_2} \quad (\text{付3})$$

ここで、 α : 有効エネルギー吸収率, p : 軸力比, p_a : 平均耐力比

P : 全軸力, P_a : 平均耐力

P_{y1} , P_{y2} : 外周柱およびコア柱の降伏耐力

p_1 , p_2 : 外周柱およびコア柱の軸力比

p_{a1} , p_{a2} : 外周柱およびコア柱の平均耐力比

γ : 層の全軸力のうち外周柱で負担する軸力の比率

2) α の概算

50, 80, 95 階について α の概算値を求める。文献 1) より, $p_1 = 0.223$, $p_2 = 0.667$, $\gamma = 0.4$ とする。外周柱, コア柱の弱軸に関する断面 2 次半径 i_y , 細長比 $\lambda_y = L/i_y$, 基準化細長比 λ_c , p_a および全体に関する p , p_a , α を表付1 に示す。ここで、柱の圧縮崩壊時に両端と材中央の 3 箇所に塑性ヒンジが生じると仮定し、座屈長さを階高の 1/2 ($L = 3676/2$ mm) とした。外周柱の構面外方向およびコア柱の両方向の梁はピン接合に近いこと、また、柱の現場継手はメタルタッチによる応力伝達を考慮したディテールであることから、この仮定は p_a を過大にすなわち α を過大に評価するものである。

表付1 p , p_a , α の概算

階	外周柱				コア柱				全体		
	i_y (mm)	λ_y	λ_c *2	p_{a1} *3	i_y (mm) ^{*1}	λ_y	λ_c *2	p_{a2} *3	p *4	p_a *5	α *6
95	125	14.7	0.219	0.249	102	18.0	0.200	0.274	0.371	0.257	-0.307
80	125	14.7	0.219	0.249	155	11.9	0.131	0.406	0.371	0.302	-0.188
50	122	15.1	0.224	0.243	173	10.6	0.118	0.452	0.371	0.313	-0.157

*1 複数の断面が用いられており, i_y は平均値で評価した。

*2 $\sigma_y = 448\text{N/mm}^2$ (外周柱), 248N/mm^2 (コア柱) を用いた。

*3 図 21 による。 ($\sigma_B/\sigma_y = 1.2$ と仮定)

*4 式 (付2) による。

*5 式 (付3) による。

*6 式 (付1) による。

(2009年7月7日原稿受理, 2009年11月2日採用決定)