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 STRUCTURAL RESPONSE AND DAMAGES OF NEW YORK WORLD TRADE CENTER TOWERS DUE TO IMPACTS OF AIRCRAFT ATTACKS

福田隆介*, 福澤栄治**, 小鹿紀英***, 森川博司****
Ryusuke FUKUDA, Eiji FUKUZAWA, Norihide KOSHIKA
and Hiroshi MORIKAWA

At the September 11, 2001, terrorist attacks on WTC1 and 2, extensive structural damage, including localized collapse, occurred at the several floor levels directly impacted by the aircraft. Despite this massive localized damage, each structure remained standing for approximately one hour or one hour and a half. Although the damage of the beams and columns in outer framed tube of each tower are clarified at the published FEMA/ASCE report, the damage of the floor system and inner core columns are not estimated. The purpose of this study is to know the reason why the buildings remained standing at the impact through the several analytical studies, such as the impact analyses using the simplified model, that estimates the overall damage, and the rigorous finite element model, that estimates the local damage, and stress analyses after some structural members are lost.

Keywords: World Trade Center, Aircraft Impact Analysis, Overall Response, Local Damage, Redundancy, Gravity Load Analysis

世界貿易センタービル、航空機衝突解析、全体応答、局部損傷、冗長性、鉛直荷重解析

1. はじめに

2001年9月11日に発生した米国同時多発テロによるニューヨーク世界貿易センタービル（以後WTCと記す）の崩壊は、全世界に衝撃を与えた。特に、航空機衝突後、一定時間経過後の建物の全体崩壊はまったく予想外の現象であった。しかしながら、航空機衝突直後に建物は崩壊せず、WTC2(南棟)では約1時間程度、WTC1(北棟)では約1時間40分程度、避難時間を確保できたことは重要な事実であり、航空機衝突直後にWTC1、2がなぜ崩壊しなかったのかを解明することは、今後建物の冗長性と頑強性を考慮した設計を考える上で、必要かつ有意義なことと考えられる。

そこで本研究では、WTC1、2を対象にまず質点系モデルにより建物全体応答を評価し、建物の保有耐力との比較を行う。次に、詳細な有限要素モデルにより衝突階付近の各部材の損傷状況を解析的に評価する。その結果をもとに破断した部材を除去した状態での鉛直荷重時応力解析を実施し、衝突直後の各柱の応力状態を評価することにより、すぐには崩壊に至らなかった理由及びWTC1に比較してWTC2が短時間で崩壊に至った理由を考察する。

2. WTC1、2の構造概要と部材構成

2.1 構造計画

WTC1、2は鉄骨造地上110階建、地下7階建で、軒高417m、基準階高3.676mの事務所ビルである。平面形状は図1に示すとおり4隅を面取りした63.1m×63.1mの正方形で、コア部は26.5m×41.8mの長方形である。コア部は図2に示すようにWTC1では長手方向が東西方向を向いているが、WTC2では長手方向が南北方向を向いて

いる。外周部は1.016m間隔に配置されたボックス柱約240本と鋼板スパンドレル梁でチューブ架構を形成して、主たる水平方向の設計荷重である風荷重に抵抗するとともに建物重量の約40%の鉛直荷重を支持する。一方、コア部は下層階では扁平なボックス形、上層階ではH形の柱47本とそれらを繋ぐH形小梁から構成され、建物重量の約60%の鉛直荷重を支持している。床スラブは鋼製デッキプレートに軽量コンクリートを打設し、外周柱及びコア部とピン接合された鉄骨トラス梁で支持して床全体としてのダイヤグラムを構成している。また、107階から110階には図1のようにブレースが設置され、長辺方向に6個、短辺方向に4個のアウトリガートラスを構成している。

以上の構造計画に対して、柱、梁の断面形状、外形や板厚の範囲等は、公表された各種文献等の記述で明らかであるが、各階断面の板厚や具体的な形状配置は構造設計図面が入手出来なかったため、必ずしも明らかなでない。そこで、各構造部材の断面とその配置は、文献1)～文献3)に基づき以下のように設定した。

2.2 外周架構

外周柱: 鋼板4枚で構成された356mm×356mmボックス柱で、板厚を6～76mmに変化させ、下層部6層では柱3本を1本に絞って813mm×813mmのボックス柱としている。各階の板厚分布は、常時荷重に対する平均軸方向応力度を概ね100N/mm²以下に設定し、使用鋼材の降伏強度450および690N/mm²に対して相当の余裕度を有するようにしている。また、3層1ユニットである柱の接合はエンドプレート部で最大耐力830N/mm²、径22mmのボルトで、上層部4本、下層部6本で接合している。

* 鹿島ITソリューション部 工修
** 鹿島建築設計エンジニアリング本部 工博
*** 鹿島小堀研究室 工博
**** 鹿島ITソリューション部 工博

I.T. Solutions Department, Kajima Corp., M. Eng.
Architectural and Engineering Design Division, Kajima Corp., Dr. Eng.
Kobori Research Complex, Kajima Corp., Dr. Eng.
I.T. Solutions Department, Kajima Corp., Dr. Eng.

外周梁：鋼板スパンデル梁で、梁成 1321mm、板厚 9～36mm、使用鋼材の降伏強度は 450 および 690 N/mm²である。接合は高力ボルトである。

図1 WTC 基準階の平面形状とアウトリガートラスシステム

図2 WTC 配置図と航空機衝突位置

2.3 内部コア架構

コア柱：50 階以下では 1350mm×610mm のボックス柱、70 階以下では 700mm×550mm のボックス柱、71 階以上では H-570×454×78×125 を最大とする超極厚 H 形鋼が主として採用されている。上記の条件下で、常時荷重下の軸方向応力度が降伏強度 248N/mm² のほぼ 2/3 になるように断面の設定を行った。

コア部小梁：H-459×154×9×15 に代表される H 形鋼を採用した。

床スラブ：鋼製デッキプレートは厚さ 1mm、溝の深さは 38mm で主トラス梁に平行に配置している。軽量コンクリートの厚さは 102mm である。

2.4 重量および設計用風荷重

重量：建物の地上部全重量は 3630MN で、その内訳は固定荷重 2890MN、積載荷重は 740MN である。単位床面積当たりの平均重量は 8.29kN/m²である。

設計用風荷重：設計用風荷重は見付面積当たり平均 2.16kN/m² で 1 階におけるベースシア係数で約 1.6%に相当する。

3. WTC1 と WTC2 の航空機衝突時の全体応答評価

3.1 建物モデル

建物モデルは WTC1、2 とも共通で、水平力抵抗機構である外周チューブ架構の柱梁部材を曲げ・せん断・軸変形する梁要素（一般梁要素）で、柱梁接合部をせん断変形するパネル要素でモデル化して立体フレームモデルを構築し、これに設計用風荷重外力を与えて静的弾性解析を行った。生じた変形を全体曲げ変形とせん断変形に分離して、曲げ剛性とせん断剛性を評価し、110 質点系の 1 本棒曲げせん断モデルを作成した。各階重量は、3.30MN である。解析モデルと固有周期を図 3 に示す。建物の減衰は強風時の実測結果⁴⁾に基づき、1 次と 2 次に対して 3%のレーリー減衰を仮定した。

図3 WTC 110 質点系曲げせん断モデルと固有周期

3.2 衝撃荷重

衝撃荷重作成にあたっては、図 11 に示す航空機モデルの剛壁への衝突解析を実施し、各衝突階 (WTC1：93～99 階、WTC2：78 階～85 階) に対応する剛壁の反力から各質点に加えるべき衝撃荷重の時刻歴を作成する。ただし、実際には航空機とともに建物側も損傷するため、剛壁衝突時よりも荷重のピークは下がり、衝突時間は長くなる。そこで、WTC2 に関しては図 4 に示すビデオ映像から評価した減速曲線を元に、剛壁衝突時の荷重の継続時間 0.25 秒を、衝突から

機首部の貫通までの時間約 0.4 秒に継続時間を引き延ばし、力積が等価になるように荷重を低減した。また、WTC1 に関しては、後述する局部損傷解析の結果により、衝突から機首部が貫通するまでの時間 0.5 秒に継続時間を引き延ばし、WTC2 と同様の処理をした。以上のようにして作成した図 5 に示すの荷重を各衝突階に与え、時刻歴解析を実施した。

図4 減速曲線(ビデオ映像からの読み取り)

図5 WTC1、2 の衝撃荷重時刻歴

3.3 応答結果

図 6~9 に応答結果のうち、応答最大加速度、応答最大水平変位、応答最大層せん断力及び応答最大転倒モーメントを示す。なお図中には設計用風外力及びそれに対応する応答水平変位を併記している。また、図 10 には 11 階から屋上階まで 10 階おきの応答水平変位の時刻歴を示す。衝突階付近の応答最大加速度は WTC1 で 2G 弱、WTC2 で 3G 程度、また最大水平変位は両棟とも 80 階で 30cm 強、屋上階で 50cm 程度であり、いずれの変位時刻歴波形も 1 次振動にやや高次振動が含まれた波形になっている。また、転倒モーメントは 1 階で設計風外力の約 1/2 程度であるが、層せん断力は衝突階付近で設計風荷重を大きく上回るものの、層の保有水平耐力以内にある。ここで、層の保有水平耐力は、外周架構の荷重面内方向における柱とスパンドレル梁において、柱頭、柱脚が断面縁で降伏強度に達する時の柱せん断

力のいずれか小さい方を柱の保有水平耐力として、これらを累加して算定した。

以上より、航空機衝突時の各層の応力及び建物変形は層崩壊あるいは全体崩壊に至るレベルに達していなかったことがわかる。

図6 応答最大加速度

図7 応答最大水平変位

図8 応答最大層せん断力

図9 応答最大転倒モーメント

図10 応答水平変位時刻歴

4. WTC1 と WTC2 の局部損傷評価

4.1 航空機と建物のモデル化

本章では、衝突階付近の構造部材の損傷度を評価するために、衝

撃解析コード LS-DYNA⁹⁾を用いて局部損傷解析を行う。建物の解析対象領域は衝突階近傍とし、WTC1 では 92~100 階を、また WTC2 では 77~85 階をモデル化している。解析モデル上下端の境界条件は水平方向にローラー支持とする。外周柱は矩形中空断面として積分し応力評価する梁要素⁶⁾とし、内法長さ間を 4 分割している。内部コア柱は、WTC1 では H 形断面として積分し応力評価する梁要素⁶⁾、WTC2 では矩形中空断面として積分し応力評価する梁要素⁶⁾とし、いずれも内法長さ間を 3 分割している。一方、外周スパンドレル梁は実際の厚みをもつシェル要素でモデル化し、床スラブは、それを構成するコンクリート、デッキプレート、床トラス梁の上弦材を構成するアングル材の軸方向剛性を勘案して、約 30cm の厚みを持つコンクリートのシェル要素でモデル化する。各柱には自重による初期軸力を考慮し、柱とスパンドレル梁の破断ひずみは 10%、床スラブの破断ひずみは 1% とした。外周柱ユニット間をつなぐボルト 4 本はユニット間に働く軸力とせん断力の複合応力で破断を表現できる接合要素としてモデル化する。要素間の接触判定にはシェル要素は厚みを、梁要素は断面を考慮した空間的にボリュームをもつ領域を使用する。時間刻みはクーラン条件を満たすように時々刻々変化させる。

図11 建物モデル (WTC2) と航空機モデル

一方航空機は、両棟共通で Boeing 767-200ER (全長 48.5m、全幅 47.6m) を対象とし、衝突時質量は空質量(無燃料時の質量)112.5t に燃料 30t³⁾を加えた総質量 142.5t としている。機体は構造体である構成部材(エンジン、胴体部リブ、主翼部リブ、隔壁、客室デッキ、前脚、主脚、および外殻)をすべてシェル要素でモデル化し、得られた情報の範囲内で可能な限り実物の軸方向の質量分布、強度分布が忠実に表現できるようにモデルを作成した。作成した建物モデルと航空機モデル(WTC2 の例)を図 11 に示す。

4.2 解析条件

航空機の建物への衝突位置は文献 3)の外壁の損傷状況(図 12(b)、図 13(b))により推定される機首及びエンジンの衝突位置に対応するように衝突させた。また衝突角度は不明であるので、文献 3)を参考にして、WTC1 では平面的には北壁面(図 1 の A 面)に直角に、垂直面に対しては 5 度機首を下げ、左翼を 23.5 度下げた状態で衝突させた。一方、WTC2 では平面的には南壁面(図 1 の B 面)11.5 度機首を東に傾けた状態で、また垂直面に対しては 5 度機首を下げ、左翼を 35 度下げた状態で衝突させた。衝突速度は文献 3)により WTC1 で 470m.p.h.(209m/s)、WTC2 で 590m.p.h.(262m/s)とした。なお、建物に与える減衰は、局部的な破壊に対しては減衰の影響が小さいことを念頭に、建物 1 次周期に対して 2% の内部粘性減衰とした。

4.3 解析結果

解析結果のうち、まず衝突した外壁面の損傷を図 12、図 13 に実際の損傷³⁾と比較して示す。両棟とも衝突面の破壊状況はほぼ実現象と対応しているが、上下端の境界に近い部分の被害程度は解析がやや大きめである。これは解析モデルの上下端の境界条件を水平ローラーとしていることにより、応力波が境界面で全反射しているためだと考えられる。

次に、本章の局部損傷解析結果から、破断した柱と相当塑性ひずみが 5%を超えた柱を鉛直力が支持出来ない破壊柱と判定したが、その柱部材数を表 1、2 に、その平面的な位置を図 15、16 に示す。

表1 WTC1における局部損傷解析により破壊した柱部材数

階	外周柱				コア柱	計
	A面	B面	C面	D面		
99	—	—	—	—	1	1
98	8	—	—	—	1	9
97	11	—	—	—	—	11
96	12	—	8	—	8	28
95	20	—	10	—	12	42
94	10	—	8	—	10	28
93	3	—	—	—	—	3
計	64	—	26	—	32	122

表2 WTC2における局部損傷解析により破壊した柱部材数

階	外周柱				コア柱	計
	A面	B面	C面	D面		
84	—	2	—	—	—	2
83	—	5	—	2	—	7
82	—	6	11	5	—	22
81	—	13	1	12	1	27
80	—	10	—	8	6	24
79	—	11	1	5	2	19
78	—	8	4	—	—	12
計	—	55	17	32	9	113

これらより、破壊柱は、WTC1では外周のA面とC面および内部コアの中央列近くに、WTC2では外周のB面とC、D面の隅に近い部分および内部コアのC面側に偏在する。これらをさらに詳細に見ると、WTC1では93～99階の外周柱90本、コア柱26本が破断し、コア柱6本の相当塑性ひずみが5%を超えている。WTC2では、78～84階の外周柱104本、コア柱1本が破断し、コア柱8本の相当塑性ひずみが5%を超えている。図14にWTC1 96階及びWTC2 81階の床スラブの損傷状況を示す。床スラブの損傷は航空機の胴体部が衝突

する階が一番大きかったが、外周部に近い範囲の被害にとどまり、内部コアの内側はほとんど損傷を受けなかった。図17にWTC1、2それぞれに対する航空機の減速曲線を示す。WTC2の結果には衝突時の航空機の挙動を知る唯一のデータとして、ビデオ映像から読み取った衝突時の航空機の減速曲線と解析結果の航空機の減速曲線を比較している。WTC1では、航空機の胴体部と左エンジンは1秒後に、右エンジンは0.31秒後に静止し、建物を貫通しなかった。WTC2では、航空機の胴体部は衝突して0.41秒後に機首部分の速度が93.9m/secで北側外壁面より飛び出している。右エンジンは0.43秒後に北側外壁面のスパンドレル梁に衝突し急激に減速した後、63.5m/secの残留速度で貫通している。左エンジンは衝突後0.22秒後に静止し、貫通しなかった。航空機の後端及び貫通後の先端部の減速曲線及び、右エンジンの飛び出し速度は実現象と良い一致を示している。これより、本解析により実現象をほぼ追跡できていると判断される。

WTC1 96 階

WTC2 81 階

図14 衝突階スラブの損傷状況

94 階

95 階

96 階

97 階

図15 WTC1の柱の損傷状況

79 階

80 階

81 階

82 階

図16 WTC2の柱の損傷状況

図17 衝突した航空機の減速曲線

5. WTC1、2の航空機衝突後の応力状態の評価と比較

5.1 解析モデル

衝突前後の柱軸応力の再配分を評価するために、鉛直荷重解析用の全体架構モデルを作成し、柱の軸方向力に対して全断面圧縮および引張降伏時を折点とし、第二剛性を1/100とする二折線型の非線形特性を考慮して、荷重増分法による非線形解析を実施する。外周チューブ架構の柱・梁、及び内部コア部の柱・梁はすべて一般梁要素でモデル化し、頂部のアウトリガートラス部の斜材はトラス要素でモデル化する。また、各階は水平方向に対して剛床仮定を設けている。解析ケースは、WTC1、2とも共通の衝突前の状態とそれぞれの衝突後の状態の3ケースとする。衝突後のモデルは、4章の結果を参考にWTC1、2において表1と表2にそれぞれ示した破壊と判定した柱・梁部材を除去したものである。荷重は、各ケースとも解析モデルの各節点に自重に相当する鉛直力を、50分割して増分载荷した。

5.2 解析結果

衝突前後における80、90、95、110階の平面的な柱軸応力度分布を、WTC1、WTC2それぞれについて、図18に示す。衝突階付近では、外周柱の軸応力度は、衝突前が74~119N/mm²であるのに対し、衝突後はWTC1では最大379N/mm²、WTC2では最大285N/mm²に増加する。コア柱は、衝突前が77~127N/mm²であるのに対し、衝突後はWTC1では最大201N/mm²、WTC2では最大234N/mm²であるが、いずれの場合もこれらの階では残存柱は降伏には至らない。また、破壊柱の平面的分布がWTC1ではY軸に対しほぼ対称形であるため、軸応力度の分布もほぼY軸に対称となるが、WTC2ではC面側に破壊柱が偏在するため、軸応力度の分布もC面側で大きく増加する。

図19に衝突前後の外周柱の軸方向力分布を示す。衝突前は107~110階のアウトリガートラスからの軸力の流れで若干の乱れはあるもののほぼ均一な軸力分布を示す。これに対し、衝突後は、WTC1および2とも上層からの軸力は破壊部分を迂回して流れ、破壊部分に隣接する柱の軸応力度は応力集中により一部降伏強度を超え塑性化するもののその近傍の柱と協同して軸力を分担することにより、その軸ひずみは最大3%以下にある。図20、21は、WTC1、2それぞれについてアウトリガートラスを含むX1~X6フレームの衝突後の応力状態および塑性化状況を色別にしたもので、これより破壊したコア柱の軸力負担分は、その直上のコア柱に引張力を発生させ、上層のアウトリガートラス階に伝達し、ここから他のコア柱や外周柱に流れていることが分かる。その結果、106~110階のコア柱は、WTC1、2とも17本引張降伏している。この場合の最大引張ひずみ度は、WTC1で0.8%であるがWTC2では8.8%に達する。

以上、衝突後の破壊による架構全体の鉛直荷重支持能力を検討すると、WTC1、2とも、外周架構では破壊部に隣接する柱は一部降伏強度を超え塑性化するが、近傍の残った柱と協同して軸力を負担することにより、塑性化を一部の柱に留めている。また、コア部は、

図18 衝突階の柱軸応力度の比較 (上段: 衝突前 中段: WTC1 下段: WTC2)

WTC1 ではコア部中央 Y 軸に沿った破壊柱の負担軸力分を、WTC2 では破壊した C 面側のコア柱の負担軸力分を、主にアウトリガートラスの効果により残ったコア柱と外周架構に応力再配分されることにより、架構全体としての鉛直荷重支持能力を保持していたと判断される。図 22 に本解析による衝突後の建物上部からみた水平変位を示す。これより、建物頂部は、WTC1 では X 軸負方向に 3.5cm、Y 軸正方向に 5.4cm 傾き、WTC2 では X 軸負方向に 17.6cm、Y 軸負方向に 24.0cm 傾くが、これらを衝突階中心から頂部までの変形角で見ると、WTC1 で 1/1530、WTC2 で 1/460 と過大な値にはならない。

図22 上部から見た各階床の水平変位

図23 衝突航空機の飛散状況

5.3 全体崩壊までの時間差に関する推察

航空機衝突後から全体崩壊までの時間は、WTC1 では1時間43分、WTC2 では56分であるが³⁾、この相違は以下のように推察される。

WTC1 では、95 階の A 面中央にコアの短軸方向に衝突しているため、外周部およびコア部の柱の破壊がほぼ対称形に発生し、応力の再配分結果による塑性化状況もほぼ対称形分布を呈した。これに対して WTC2 では、80 階の B 面の C 面側寄りにコアの長軸方向に衝突したため、衝突による破壊と塑性化がやや C 面寄りに偏った分布を呈した。

一方、図 23 に示される燃料の搭載されている主翼部分の飛散状況から、WTC1 では A 面側の短スパン部のスラブおよびコア部分を中心に燃料が飛散したと推定されるのに対し、WTC2 では C 面側の長スパン部の床スラブを中心に燃料が飛散したと推定される。従って、WTC1 では熱容量の比較的大きいコア柱・梁部分を中心に左右対称に残った残存柱の強度が一様に低下していき、鉛直荷重支持能力を喪失するまでにある程度の時間を要したと推定される。これに対し、WTC2 では熱容量の小さい C 面側スラブを支持する鉄骨トラス梁の端部ピン接合部が破断するとともに、軸力が集中した C 面側の外周柱およびコア柱の一部が熱により強度低下を起こし、比較的早い段階で鉛直荷重支持能力を失い C 面側の衝突階より上の鉛直荷重を支

持できなくなって、上階が大きく傾き、全体のバランスが崩れ全体崩壊に至ったと推定される。これはビデオ映像で観察される WTC1 はコア部が先に沈み込み、WTC2 は外周部が先に崩壊を始めたという現象と符合している。このように衝突後の構造部材の応力状態と火災の領域が相まって、WTC2 の全体崩壊までの時間が WTC1 に比べて短かったものと推察される。

なお、この推察については上述の鉛直荷重解析に加え、熱による強度低下を考慮したシミュレーション解析を実施して検証する予定である。

6. まとめ

WTC1、2 を対象に航空機衝突時の損傷状況と応力状態を解析的に評価した結果以下のがわかった。

- (1) 質点系モデルによる航空機衝突時の建物全体応答を評価した結果、最大加速度は WTC1 で 2G 弱、WTC2 で 3G 程度、水平変位は建物頂部で 50cm 程度、また層せん断力、転倒モーメントは上層階で一部設計風外力を超えるものの WTC1、2 とも層の保有水平耐力以下に納まっているため、全体崩壊には至らなかった。
- (2) 詳細な有限要素モデルにより衝突階付近の構造部材の損傷状況評価により各部材の破壊部材を把握した。その結果、WTC1、2 の外壁の損傷状況及び WTC2 の航空機の減速曲線は実現象と良い対応を示した。また、映像等で把握できないコア部の破壊した柱は WTC1 で 32 本、WTC2 で 9 本であり、アウトリガートラスの存在等による応力再配分の結果、架構全体として鉛直荷重支持能力が保持できていることがわかった。また、衝突直後には衝突階より上層階は、WTC1 では約 1/1500、WTC2 では約 1/500 傾いていたことが推定される。
- (3) WTC1 では、柱の破壊がほぼ対称形に発生し、応力の再配分結果による塑性化状況もほぼ対称形分布を呈した。これに対して WTC2 では、衝突による破壊と塑性化がやや C 面寄りに偏った分布を呈した。また、燃料飛散による火災領域も WTC1 では A 面側の短スパン部のスラブおよびコア部分が中心であるのに対し、WTC2 では C 面側の長スパン部の床スラブと柱付近が中心であった。これらの衝突後の構造部材の応力状態と火災の領域が相まって、WTC2 の全体崩壊までの時間が WTC1 に比べて短かったものと推察される。

謝辞

この論文の一部は、日本建築学会 WTC 崩壊特別調査委員会(委員長: 和田章東工大教授)での活動として実施されたものです。関係者の皆様に謹んで感謝の意を表します。

参考文献

- 1) Hart, F., Henn, W. and Sontag, H. : Multi-Storey Buildings in Steel Second Edition, G. Bernard Godfrey MICE, FIStructE Nichols Publishing Company, New York, pp162-164.
- 2) 鶴田明 : アメリカの鉄骨・橋梁工作技術について、アメリカにおける最近の超高層ビルについて(1), JSSC Vol.6 No.53 1970
- 3) ASCE/FEMA : World Trade Center Building Performance Study: Data Collection, Preliminary Observation, and Recommendations, 2002.5.
- 4) Mahmoodi, P., Robertson, L. E., et al. : Performance of Viscoelastic Dampers in World Trade Center Towers, ASCE Conference, Orland, Florida, Aug. 1987.
- 5) Hallquist, J. O. : LS-DYNA User's Manual, Ver 960., Livermore Software Technology Corporation, 2001
- 6) Hughes, T. J. R. and Liu, W. K. : Nonlinear Finite Element Analysis of Shells: Part II. Three-dimensional Shells, Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, pp.331-362, 1981

(2003年3月10日原稿受理, 2003年5月9日採用決定)