平成 28 年度原子力規制庁委託成果報告書

実用発電用原子炉施設の竜巻による影響評価の手順の整備

東京工芸大学

平成 29 年 3 月

本報告書は、原子力規制委員会原子力規制庁からの委託により実施した業務の成果をとりまとめたものです。

本報告書に関する問い合わせは、原子力規制庁までお願いします。

平成２８年度原子力施設等防災対策等委託費
（実用発電用原子炉施設の竜巻による影響評価の手順の整備）事業 報告書

第Ⅰ編　竜巻荷重に係る要素技術の検討

目次

	頁
はじめに	1
1. 竜巻規模の設定方法	2
1.1 竜巻検討地域及び竜巻規模の評価手法の検討	2
1.2 突風関連指数を用いた竜巻発生地域及び強度分布予測への適用性検討	9
1.3 日本版改良藤田スケールへの対応	22
2. 竜巻解析モデルの構築	24
2.1 各種竜巻評価モデルの文献整理と各モデルの比較	24
2.2 竜巻通過経路周辺の観測値を用いた気圧降下の推定例	43
2.3 地上稠密気象観測データを用いた竜巻モデルの検討	45
2.4 ＬＥＳによる竜巻状流れ場の生成	63
3. 竜巻による飛来物に関する検討	96
3.1 飛来物の類型化分析	96
3.2 竜巻による飛散条件と飛来物の最大速度	106
3.3 水平シアによる竜巻状流れ場での飛来物の統計的性質	128
4. 竜巻等突風による施設への荷重の影響	158
4.1 竜巻の非定常効果が及ぼす突風荷重の多角的視点	158
4.2 竜巻の移動速度を考慮した竜巻モデルによる構造物変形量の違い	174
4.3 気圧降下による建物差圧力の実験的検討	178
4.4 飛来物による開口部の破壊が建物の風荷重に与える影響	188
4.5 外装材等に飛来物が及ぼす影響評価のための実験的手法の適用性等	204
4.6 瞬発的噴流が建築物にもたらす非定常風力に関する実験	212
5. 竜巻等の突風による被害シナリオと影響評価	237
5.1 竜巻による原子力発電施設被害例	237
5.2 竜巻被害リスク検討に必要な情報の整理	239
5.3 竜巻および随伴事象による複合的な外乱	248
6. まとめ	256
著者	263

はじめに

本報告書は，平成２７年度原子力施設等防災対策等委託費による「実用発電用原子炉施設への竜巻外乱の影響に関する研究調査」および平成２８年度原子力施設等防災対策等委託費による「実用発電用原子炉施設の竜巻による影響評価の手順の整備」についてまとめたものである。

小規模ではあるが激甚被害をもたらす竜巻等に対する個人や行政レベルの対応，あるいは構造物の耐風性や設計上の考え方については，竜巻が多発する米国と比較してわが国の状況は発展途上である。これまで日本で発生する竜巻は，海上で発生するいわゆる waterspout が中心で，米国で見られるようなスーパーセルによる大型のトルネードの発生は稀であると見られていた。しかしながら，近年，甚大な被害を及ぼす竜巻による被害が頻発し，調査研究の結果，これらの幾つかはスーパーセルと同様な大気状態の下に発生した竜巻であることが示唆され始めている。また，竜巻による被害も，多くは飛散物に起因するなど，台風等の強風被害と異なる様相を示すことが報告されている。

以上のように，原子力施設等の重要構造物に対して，日本における竜巻の特徴を分析した上で，米国で行われているような対策の必要性の有無の判断が求められ，平成 21 年～22 年に原子力安全基盤調査研究「竜巻による原子力施設への影響に関する調査研究」（独立行政法人原子力安全基盤機構）が実施された。その後，原子力発電所の再稼働申請に際して，平成 25 年に原子力規制員会から提出された「原子力発電所の竜巻影響評価ガイド（以下，「竜巻影響評価ガイド」という。）」に基づき日本国内の原子力発電所では竜巻に対する影響評価が進められている。

本調査研究では，最近の竜巻に対する調査研究の動向を踏まえ，

(1) 竜巻規模の設定方法
(2) 竜巻モデルの構築
(3) 飛来物に関する検討
(4) 竜巻等の突風による荷重評価
(5) 被害シナリオと関連する情報の整理

の５つの項目で，原子力発電施設に対する竜巻の影響評価について検討した。

竜巻は自然現象であり，局所的で突発的な現象なので，竜巻自体の詳細な観測や被害発生の詳細観察がきわめて困難である。原子力発電所のような高いレベルの安全性が要求される施設に対して，現象を正確にとらえて，設計や評価を実施する際の水準を明らかにすることは重要である。以上を踏まえ，本研究では，原子炉施設の竜巻荷重（風圧力，気圧差による圧力，飛来物の衝突荷重）を合理的に設定するための上記５項目について検討を行い，竜巻外乱に対する知見を整備することを目的とした。

1. 竜巻規模の設定方法

1.1 竜巻検討地域及び竜巻規模の評価手法の検討

1.1.1 検討項目

新規制基準適合性に係る審査における各事業者の原子力発電所の竜巻影響評価は，竜巻影響評価ガイドを踏まえ，日本を竜巻検討地域として対象にする一方，気候区分等を考慮して，対象地域の竜巻の特徴をより反映した分析が進められている。以下では，各事業者が新規制基準適合性に係る審査で提出した審査資料を用いて，各発電所の竜巻検討地域がどのように決定されたのかを整理して検討する。次に，基準竜巻の最大風速決定には竜巻検討地域で発生した竜巻規模が直接関与するため，竜巻検討地域と併せて竜巻規模も検討する。なお，検討に用いた審査資料は，審査中の資料を用いているため，各発電所の情報が最終的なものでないことに注意されたい。

竜巻影響評価ガイド[1.1.1]では，IAEA の基準[1.1.2]に倣って 10 万 km^2(=$100\times10^3 km^2$)を検討面積とすることとしている。IAEA 基準には，その部分は以下のように記されている。

> "The annual frequency of exceedance at which a particular plant site will experience tornado wind speeds in excess of a specified value should be derived from a study of the tornado inventory. A homogeneous region centred at the site should be considered for developing the tornado inventory. Generally, an area of about 100 000 km^2 is appropriate." （下線追記）

つまり，「対象地点を中心とする均質な領域として 10 万 km^2」を目安としている。日本においては，すでに竜巻影響評価ガイドに指摘されているとおり，海岸線からの距離に応じて竜巻の発生確認数が大きく変化しているので，単に対象地点を中心とする 10 万 km^2 の円を対象とするのでは不適切である。竜巻の発生条件について均質・同等とみなせる領域の面積ととらえるべきであろう。また，この面積の根拠は明確ではないが，竜巻の発生頻度と関連付けると理解できる。竜巻影響評価ガイドに記されているように，海岸線から 5km 以内においては，竜巻の発生頻度は $1\sim6\times10^{-4}$ 個/km^2/年程度である。これに 10 万 km^2 を乗じると，10～60 個/年となる。竜巻の発生確率等を議論するために統計的に十分な個数の竜巻の記録が含まれることを考慮して，総面積に配慮することが望ましい。

1.1.2 原子力発電所毎の竜巻検討地域の設定と竜巻規模

図 1.1.1 に対象とした原子力発電所の位置を示す。原子力発電所は日本全国にわたって設置されており，異なる地域の審査資料を比較することにより，竜巻検討地域に与える気候区分等の影響評価の違いを比較できる。また，竜巻影響評価ガイドに示される竜巻集中地域を図 1.1.2 に示す。これらの地域が設定されているのは，竜巻データベースがすべての竜巻を網羅していない不完全性を有していることを補う目的であり，逆の趣旨で用いられないよう注意したい。

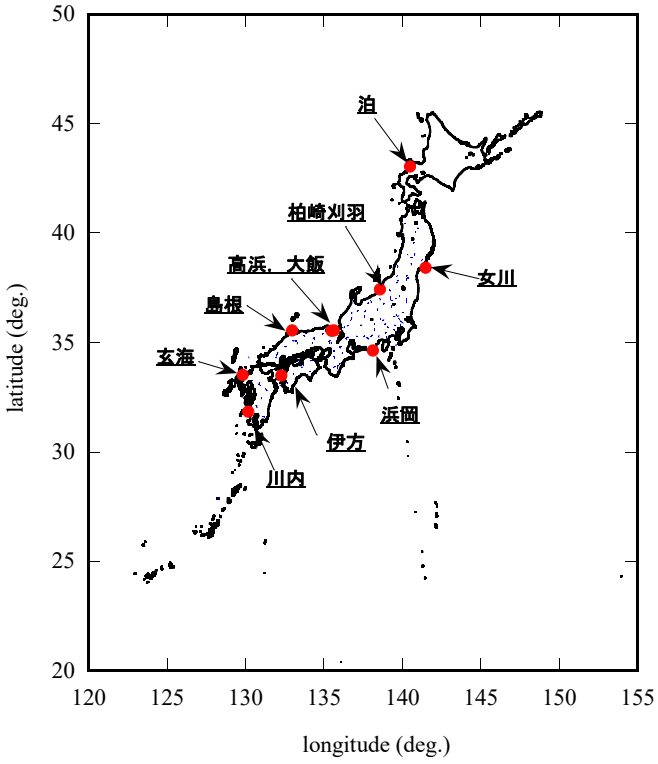


図 1.1.1　対象とした原子力発電所の位置

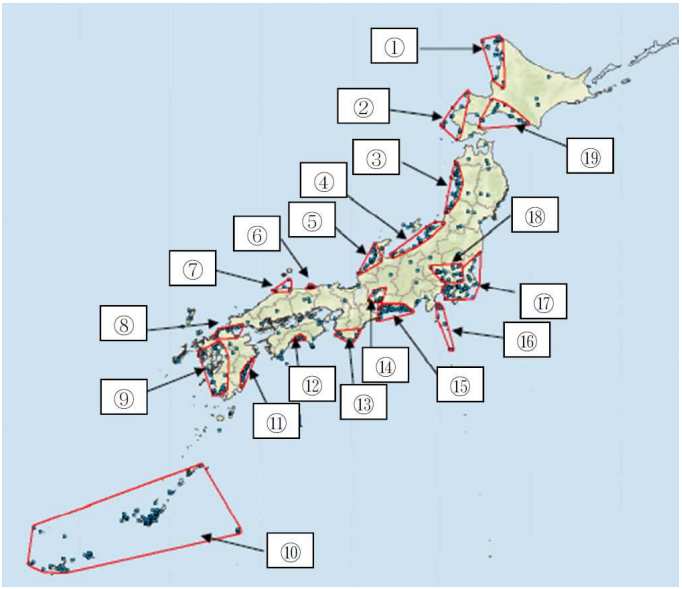


図 1.1.2　竜巻の発生確認数が集中する地域（竜巻影響評価ガイド[1.1.1]）

対象地点が集中地域に含まれていない場合に観測記録の不完全性に対する警鐘を鳴らす目的であり，逆の趣旨で用いられないよう注意したい。

(1) 川内原子力発電所の竜巻検討地域

審査資料[1.1.3]において竜巻検討地域の設定にあたっては，気象条件の類似性と局所的な地域性の観点から検討が行われている。川内原子力発電所は，竜巻影響評価ガイドに記載の集中地域⑨に含まれている。竜巻の発生要因は，低気圧起因，停滞前線起因，台風起因で分類して検討されており，低気圧起因には地域性が見られないこと，停滞前線起因には北海道を除く地域，台風起因は九州から太平洋側の地域で発生していることが指摘されている。以上の観点から，最終的に，九州（沖縄を含む），山口県，高知県，徳島県，和歌山県，三重県，愛知県，静岡県，神奈川県，東京都，千葉県，茨城県の太平洋側海岸線から 5km の範囲（海陸両方）が対象とされた。総面積は，$85.4\times10^3 km^2$ とされた。検討時点でその領域に含まれる竜巻は 336 個とされ，F スケールの比較的大きな竜巻の個数は，F3 が 1 個，F2～F3 が 5 個，F2 が 26 個，F1～F2 が 20 個とされた。

(2) 玄海原子力発電所の竜巻検討地域

審査資料[1.1.4]において竜巻検討地域の設定にあたっては，気象条件の類似性と局所的な地域性の観点から検討が行われている。玄海原子力発電所は，竜巻影響評価ガイドに記載の集中地域⑧に接近している。竜巻の発生要因は，低気圧起因，停滞前線起因，台風起因で分類して検討され，低気圧起因には地域性が見られないこと，停滞前線起因には北海道を除く地域，台風起因は九州から太平洋側の地域で発生していることが指摘されている。以上の観点から，最終的に，九州（沖縄を含む），山口県，高知県，徳島県，和歌山県，三重県，愛知県，静岡県，神奈川県，東京都，千葉県，茨城県の太平洋側海岸線から 5km の範囲（海陸両方）が対象とされた。総面積は，$85.4\times10^3 km^2$ とされた。検討時点でその領域に含まれる竜巻は 336 個とされ，F スケールの比較的大きな竜巻の個数は，F3 が 1 個，F2～F3 が 5 個，F2 が 26 個，F1～F2 が 20 個とされた。また，集中地域⑧においては，F3 が 0 個，F2～F3 が 0 個，F2 が 1 個，F1～F2 が 1 個とされた。これは，その地域の面積が $3.2\times10^3 km^2$ と，検討地域総面積の 27 分の一であることを考慮すると自然なことであると考えられる。

(3) 伊方原子力発電所の竜巻検討地域

審査資料[1.1.5]において伊方原子力発電所では，対象地点を中心とする面積 10 万 km^2 の円領域が設定され，その領域に含まれる海岸線から 5km 以内の範囲(海陸両側)が竜巻検討地域とされた。面積は $26.6\times10^3 km^2$，その範囲に含まれる過去の竜巻個数は 53 個であり，F3 が 1 個，F2 が 12 個，F1 が 25 個，F0 が 15 個とされている。基準竜巻の評価では，これらが海岸線から 1km 以内の範囲で発生すると仮定して安全側になるように評価されている。

(4) 島根原子力発電所の竜巻検討地域

審査資料[1.1.6]によると島根原子力発電所では，竜巻検討地域を設定するに際して，台風起因，温帯低気圧起因，季節風（冬）に竜巻の発生状況が確認された。最終的に北海道から

本州の日本海側沿岸海岸線から海陸それぞれ 5km の範囲，面積 $33.4\times10^3km^2$ が竜巻検討地域に設定された。対象地域の近傍には，竜巻影響評価ガイドが指定する竜巻集中地域⑥と⑦が位置する。またその地域の範囲で発生した過去最大の竜巻は F2 であるされている。

(5) 大飯原子力発電所，高浜原子力発電所の竜巻検討地域

審査資料[1.1.7]，[1.1.8]によると大飯原子力発電所，高浜原子力発電所では，竜巻検討地域として，立地する地域（地形条件）の類似性，気象条件の類似性から，北海道から本州の日本海側および北海道の襟裳岬以西の海岸に沿った海陸 5km の地域（面積 $38.9\times10^3km^2$）が設定された。両発電所建設地点は竜巻影響評価ガイドが指定する竜巻集中地域には該当しないとされている。気象条件としては，台風，低気圧，寒冷前線の総観場を対象に竜巻の発生位置を確認し，台風起因の竜巻が発生していないことが確認されている。過去最大の竜巻については，竜巻の記録の信頼性を考慮して，竜巻検討地域を日本全体に広げて F3 が設定されている。

(6) 浜岡原子力発電所の竜巻検討地域

審査資料[1.1.9]によると浜岡原子力発電所では，竜巻検討地域を設定する際に，総観場を台風，温帯低気圧，季節風（夏），季節風（冬），停滞前線，局地性，その他の 7 つに分類して，これらの総観場から，沖縄県から茨城県の太平洋沿岸の海岸線から 5km の範囲（$81.1\times10^3km^2$）が竜巻検討地域として設定された。また竜巻影響評価ガイドが指定する竜巻集中地域⑮に含まれているためにこの地域を局所的な類似性に基づく検討地域とされた。

(7) 柏崎刈羽原子力発電所の竜巻検討地域

審査資料[1.1.10]によると柏崎刈羽原子力発電所では，竜巻検討地域を設定する際に，台風，温帯低気圧，季節風（夏），季節風（冬），停滞前線，局地性，その他の 7 つに分類して，これらの総観場から，北海道から山陰地方にかけての海岸線から 5km の範囲（$33.4\times10^3km^2$）が竜巻検討地域として設定された。また竜巻影響評価ガイドが指定する竜巻集中地域④に含まれているためにこの地域を局所的な類似性に基づく検討地域としている。

(8) 女川原子力発電所の竜巻検討地域

審査資料[1.1.11]によると女川原子力発電所では，対象地点を中心とする 10 万 km^2 の円が設定され，その範囲に含まれる海岸線から陸側および海側 5km の範囲（面積 $5.86\times10^3km^2$）が竜巻検討地域として設定された。さらに竜巻検討地域設定の妥当性の確認として，気候区分，突風関連指数の分析を行い，日本海側，茨城県以南を除外できるとされている。また，設定された竜巻検討地域で発生した過去最大の竜巻は F1 であるとされている。

(9) 泊原子力発電所の竜巻検討地域 [1.1.12]

泊原子力発電所では，竜巻検討地域として，北海道から本州の日本海側と北海道襟裳岬以西の海陸 5km の範囲が竜巻検討地域として設定された。対象となる地域の面積は，38.9×10^3km^2 である。その範囲での過去最大の竜巻は F2 とされている。ただし，総観場の類似性から寒冷前線で F3 の竜巻が発生しうる，とされている。

1.1.3 審査資料における対象範囲の面積および過去最大竜巻の設定事例

審査資料に基づき，原子力発電所における竜巻検討地域の面積および，過去の F スケールを表 1.1.1 にまとめた。IAEA では，対象地域の面積を 10 万 km^2(=100×10^3km^2)とすることとしている。一方，審査資料では事業所毎に 6～85×10^3km^2 とさまざまである。

設定された面積が小さい場合には，頻度の低い F スケールの大きな竜巻の発生個数が 0 になってしまう可能性があることに注意すべきである。

1.1.4 まとめ

日本国内での 10 地点の原子力発電所について，竜巻検討地域の設定を比較したが，竜巻検討地域の面積は，6～85×10^3km^2 とさまざまである。また，設定された面積に応じて，竜巻の記録が変化し，面積が小さい場合には，頻度の低い F スケール竜巻の発生個数が 0 になってしまうなどの傾向も見られた。統計資料の対象領域の面積が大きく変化することは，基準竜巻を設定する際に，過去最大竜巻の風速を一つの拠り所にしていることに影響を及ぼす。また，竜巻の記録は基本的に Web 公開されている気象庁のデータベースに基づいているが，統計の方針が歴史的に変更されてきていることは考慮されていたが，記録の不完全性に対応したものはなかった。これは，竜巻の局所性，非定常性を考えると捕捉に限界があり，何らかの形で補っていく必要がある。竜巻影響評価ガイドの竜巻集中地域は，このデータベース不完全性を補う一つの工夫であり，基準竜巻が過小に設定されないために役立つ措置である。

表 1.1.1 審査資料で設定された竜巻検討地域の面積および過去の竜巻の F スケール [2]

事業所所	竜巻検討地域の面積	過去の竜巻 F スケール
川内原子力発電所	$85.4\times10^3 km^2$	対象地域の範囲で発生した竜巻は 336 個であった。F スケールの比較的大きな竜巻の個数は，F3 が 1 個，F2～F3 が 5 個，F2 が 26 個，F1～F2 が 20 個である。
玄海原子力発電所	$85.4\times10^3 km^2$	対象地域の範囲で発生した竜巻は 336 個であった。F スケールの比較的大きな竜巻の個数は，F3 が 1 個，F2～F3 が 5 個，F2 が 26 個，F1～F2 が 20 個である。
伊方原子力発電所	$26.6\times10^3 km^2$	対象地域の範囲で発生した竜巻は 53 個であり，F3 が 1 個，F2 が 12 個，F1 が 25 個，F0 が 15 個とした。
島根原子力発電所	$33.4\times10^3 km^2$	対象地域の範囲で発生した過去最大の竜巻は F2 であるとした。
大飯原子力発電所 高浜原子力発電所	$38.9\times10^3 km^2$	竜巻の記録の信頼性を考慮して，竜巻検討地域を日本全体に広げて F3 を設定した。
浜岡原子力発電所	$81.1\times10^3 km^2$	過去最大は F3 であるとした。
柏崎刈羽原子力発電所	$33.4\times10^3 km^2$	過去最大は F2 であるとした。
女川原子力発電所	$5.86\times10^3 km^2$	設定した竜巻検討地域で発生した過去最大の竜巻は F1 であるとした。
泊原子力発電所	$38.9\times10^3 km^2$	その範囲での過去最大の竜巻は F2 とした。ただし，総観場の類似性から寒冷前線で F3 の竜巻が発生しうるとした。

参考文献

1.1.1 独立行政法人原子力安全基盤機構：「原子力発電所の竜巻影響評価ガイド（案）及び解説」，平成 25 年 10 月

1.1.2 IAEA, IAEA Safety Standards, Meteorological and Hydrological Hazards in Site Evaluation for Nuclear Installations, Series No. SSG-18, 2011

1.1.3 川内原子力発電所１号炉及び２号炉　竜巻影響評価について，平成 25 年 11 月 26 日，九州電力株式会社

1.1.4 玄海原子力発電所３号炉及び４号炉　竜巻影響評価について，平成 25 年 12 月 19 日，九州電力株式会社

1.1.5 伊方発電所３号炉 竜巻影響評価説明資料，平成２５年１２月２７日，四国電力株式会社

1.1.6 島根原子力発電所 2 号炉，竜巻影響評価について，平成 27 年 3 月 31 日，中国電力株式会社

1.1.7 大飯３号炉及び４号炉 竜巻影響評価について，平成 26 年 2 月 18 日，関西電力株式会社

1.1.8 高浜３号炉および４号炉 竜巻影響評価について，平成 26 年 2 月 27 日，関西電力株式会社

1.1.9 浜岡原子力発電所 4 号炉外部からの衝撃による損傷の防止（竜巻），平成 27 年 3 月 31 日，中部電力株式会社

1.1.10 柏崎刈羽原子力発電所　６号及び７号炉 竜巻影響評価について（基準竜巻・設計竜巻の設定），平成２７年２月，東京電力株式会社

1.1.11 女川原子力発電所 2 号炉，竜巻影響評価について，平成 27 年 3 月 31 日，東北電力株式会社

1.1.12 泊発電所３号機 竜巻影響評価結果，平成２５年１１月１９日，北海道電力株式会社

1.2 突風関連指数を用いた竜巻発生地域及び強度分布予測への適用性検討

1.2.1 はじめに

竜巻の水平スケールは，直径数 10 m から数 100 m と大気現象ではマイクロスケールであるため，竜巻を観測したり予測することは極めて難しい。一方，竜巻の親雲である直径数 10 km を有する「スーパーセル」を把握することは，観測技術あるいは予報技術の向上に伴い可能になりつつある。竜巻の親雲（スーパーセル）発生可能性を予測するポテンシャル予報は，現在気象庁が行っている，「竜巻注意情報」の環境場把握でも用いられている。竜巻注意情報は，数値予報モデルによる突風発生危険度と全国に展開されたドップラーレーダーを用いた観測から，竜巻等の突風が発生しやすい気象状況になったと判断された時に，各地の気象台から発表される。スーパーセル発生のポテンシャルについては，数値モデルで，大気の安定度（“対流有効位置エネルギー”（Convective Available Potential Energy；CAPE））と風の鉛直シア（“ストームに相対的なヘリシティー”（Storm Relative Environmental Helicity；SReH））を計算して，この 2 つのパラメータを組み合わせた指数（Energy Helicity Index（EHI））により，竜巻の発生しやすい地域を量的に計算している。この指数が高くなった地域で，ドップラーレーダーによりメソサイクロンが検出されると，竜巻注意情報の発表につながる。

突風関連指数は，1 日 2 回，数 100 km 間隔で実施されている高層気象観測（ラジオゾンデ）の結果を実データとしてモデルに組み込まれるため，総観スケール（1000 km）の環境場を議論するものである。米国の事例解析では，スーパーセルの発達と CAPE や SReH との関係が議論されているが[1.2.1]，突風関連指数を基にした竜巻発生の有無，発生場所や竜巻強度の予測は難しい。そのため，実際の短時間予測では，ドップラーレーダーを用いた親渦（メソサイクロン）の検出やトルネードスポッターによる目視情報が，竜巻渦が地面にタッチダウンするかの決め手となっている。ただ，四季を通じて様々な原因で竜巻が発生し，海に囲まれたわが国における竜巻の実態を把握することは難しい。そのため，竜巻発生の環境場を気候学的に理解することは極めて重要といえる。

1.2.2 突風関連指数を用いた竜巻発生環境場

ここでは，電力中央研究所が実施した，突風関連指数を用いた竜巻発生環境場の解析について述べる[1.2.2]。この解析は，総観スケールの気象場（総観場）～メソスケール（中小規模）の気象場を竜巻発生の観点から分析し，竜巻検討地域の設定のあり方について議論したものである。先行研究において，突風関連指数は気象力学・熱力学的に根拠のある指標として，解析，予報，温暖化影響検討等に利用されており[1.2.3]，同様の手法を用いて竜巻発生の環境場について地域特性を示したものである。

竜巻事例と総観場については，気象庁の「竜巻等突風データベース」における「竜巻」および「総観場」のデータを使用している。メソスケールの場については，長期間・高解像度の再解析データを使用して，スーパー セル発生に適した環境場に着目し，遭遇確率の地域性や，確率論的ハザード評価方法を加味して解析している。具体的には，ECMWF 再解析デ

ータ（ERA40，ERA-Interim）をもとに WRF モデルによる力学的ダウンスケーリング計算を行って作成された，日本域（沖縄除く），水平解像度 5 km，鉛直総数 35 層（上端 50 hPa）のプロダクトとしてデータベース化し，1 時間毎の出力データを，1961～2010 年まで使用している。WRF モデルでは，海氷（SSM/I 密接度の利用）や湖面温度推定等の地表面データの改善，地表面変数（土壌温度，土壌水分量，積雪深等）のスピンアップ等の工夫も行い，地上 AMeDAS データとの比較により効果を確認している。

1961～2010 年までの 50 年間の高解像度・長期再解析データ（5 km メッシュ・1 時間毎）をもとに, SReH と CAPE のメッシュデータを算出している。なお, SReH として,「3kmSReH: 地上から上空 3 km の範囲を対象とした値」, CAPE として,「muCAPE : most unstable CAPE, 地上から 500m 上空までの空気塊に対する最大の CAPE」を採用し，降水等の擾乱で不安定性が解消される効果を考慮して，領域内最大 CAPE 値を使用している。解析では，SReH と CAPE に対して次の閾値を設定し，閾値を超過する頻度の傾向を調べている。

・SReH の閾値：250 m^2/s^2
・CAPE の閾値：1600 J/kg（暖候期 5～10 月），600 J/kg（寒候期 11～4 月）
・降水量の閾値：2 mm/hr

図 1.2.1 は 1961 年から 2012 年までの気象庁「突風データベース」に基づく「竜巻」の発生位置を暖候期（5 月～10 月）と寒候期（11 月～4 月）に分けて表したものである。この図から，以下の特徴が認められる。

・茨城県以西の太平洋側および九州の沿岸平野部において頻度が高い。
・総観場分析における台風起因の発生県・平野部に概ね対応する。
・高頻度域では F3 竜巻が発生している。
・発生実績同様，高頻度域は暖候期に比べて内陸深くに位置していない。
・オホーツク地方は頻度が小さい。

図 1.2.2 は，総観場の特徴別（温帯低気圧，台風，停滞前線，寒気移流，暖気移流）割合と移動方向の傾向を日本海側と太平洋側で表したものである。日本海側では，寒気の移流および温帯低気圧で占められ，移動方向は東よりである。一方，太平洋側では，さまざまな総観場に起因しており，移動方向は北より（北西から北東）となった。図 1.2.3 は，台風に伴う竜巻と寒冷前線・気圧の谷に起因する竜巻の発生場所を示したものであり，台風時は太平洋側の特定の地域（宮崎平野，濃尾平野，関東平野）に集中しているのに対して，温帯低気圧に伴う竜巻は広く全国で発生していることがわかる。

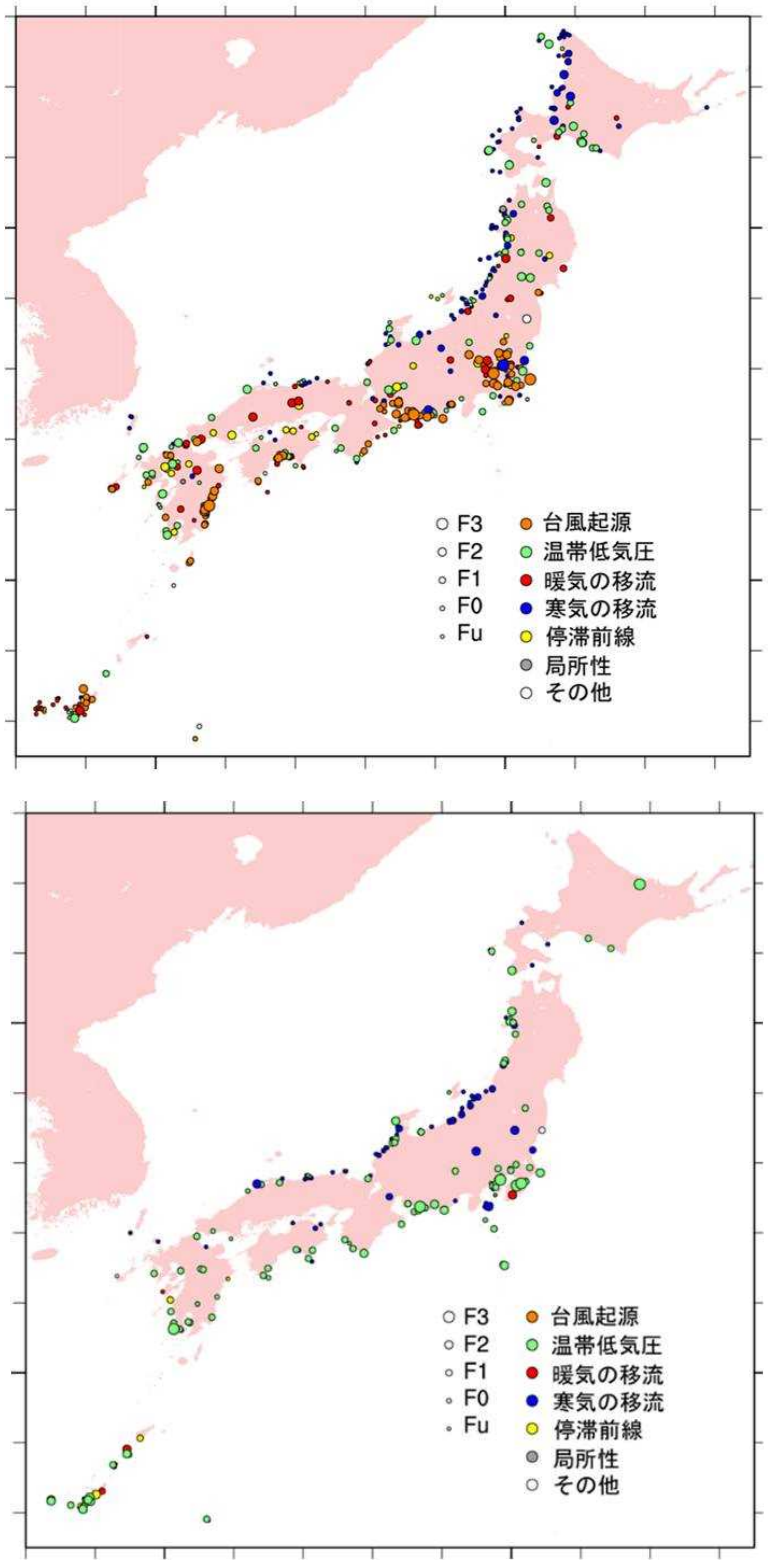


図 1.2.1　竜巻の発生分布（1961～2012）．上図：暖候期（5 月～10 月），下図：寒候期（11 月～4 月）．（電力中央研究所提供）

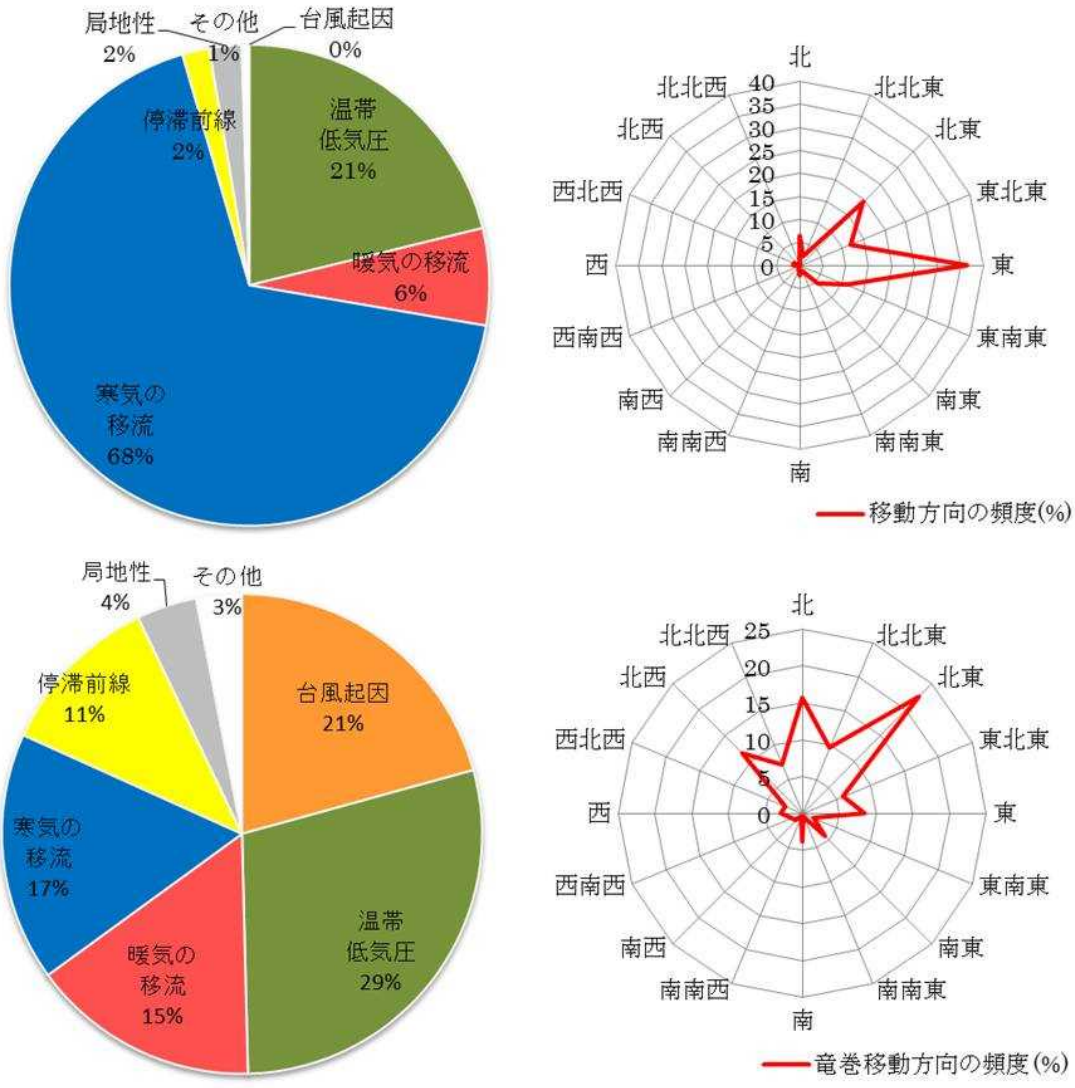


図 1.2.2　総観場の特徴．上図：日本海側における総観場比率と移動方向の傾向，下図：太平洋側における総観場比率と移動方向の傾向．（電力中央研究所提供）

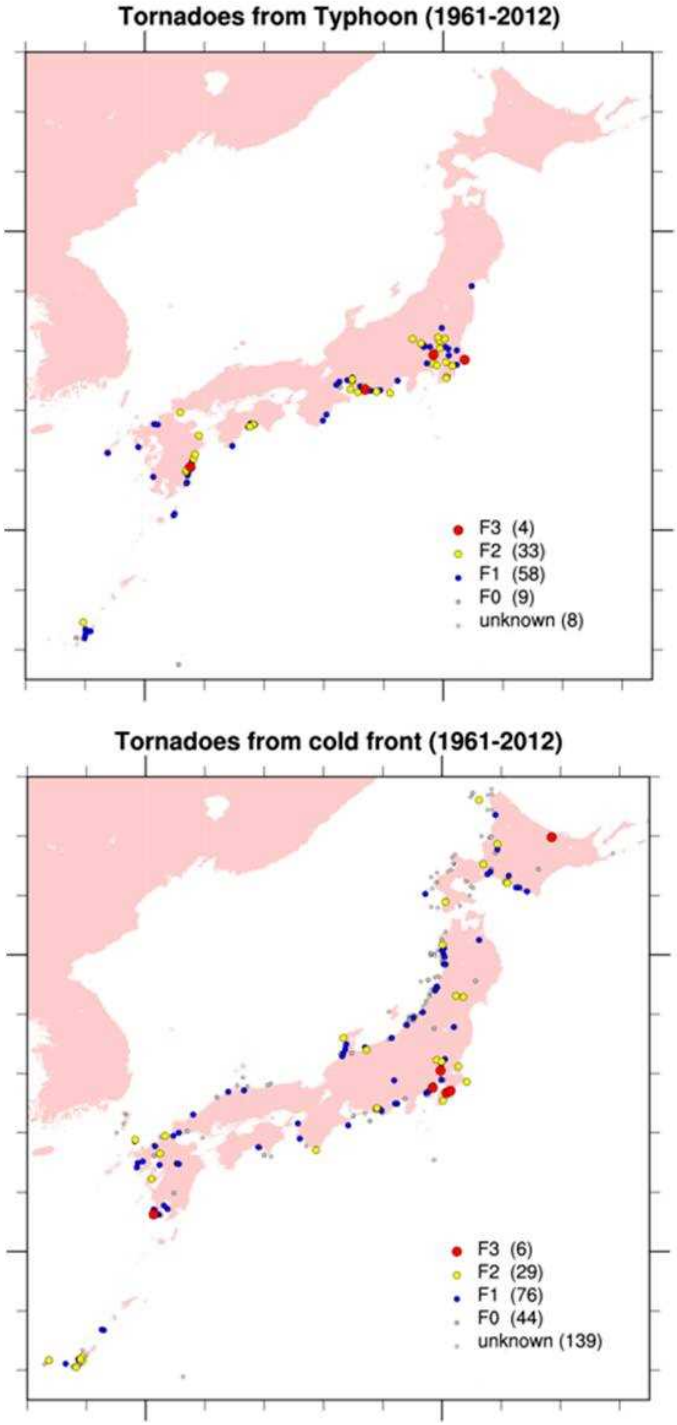


図 1.2.3　気象庁「竜巻等の突風データベース」にもとづく竜巻発生場所 ． 上図：台風に伴う竜巻，下図：寒冷前線に伴う竜巻．（電力中央研究所提供）

図 1.2.4 は，CAPE の月別の超過頻度分布 （CAPE 閾値：250 J/kg）を示しており，季節・緯度の依存性が高いことがわかる。この結果は先行研究（加藤 2008）とほぼ一致しており，CAPE は夏場あるいは緯度が低い方が相対的に高い傾向にある。また，暖流域で相対的に高い値が確認できる。つまり，日本周辺においては気候学的に南に行くほど対流が活発であることを意味している。次に，暖候期と寒候期における突風関連指数を超過頻度分布（単位：%，SReH 閾値：250 m^2/s^2，最大 CAPE 閾値：1600 J/kg（暖候期），600 J/kg（寒候期））で示す（図 1.2.5，図 1.2.6）。暖候期は，九州から太平洋側で高い超過頻度領域が確認され，北海道で相対的に値が低くなっている。寒候期は太平洋沿岸で高く関東沖にピークが存在している一方で，東北から北海道で低い傾向が確認できる。ただし，実際に発生した竜巻（F2～F3）は，暖候期，寒候期を問わず，低超過頻度域でも確認されている。

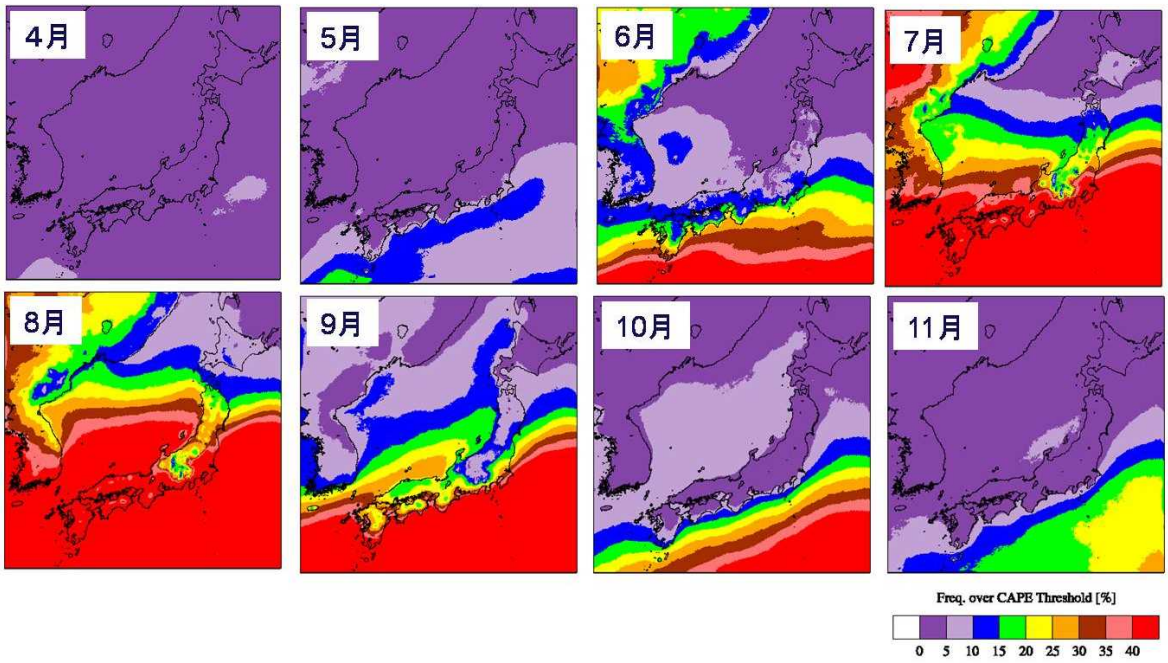


図 1.2.4　CAPE の季節・緯度依存性各月における超過頻度分布 [%]（CAPE 閾値：250 J/kg）（電力中央研究所提供）

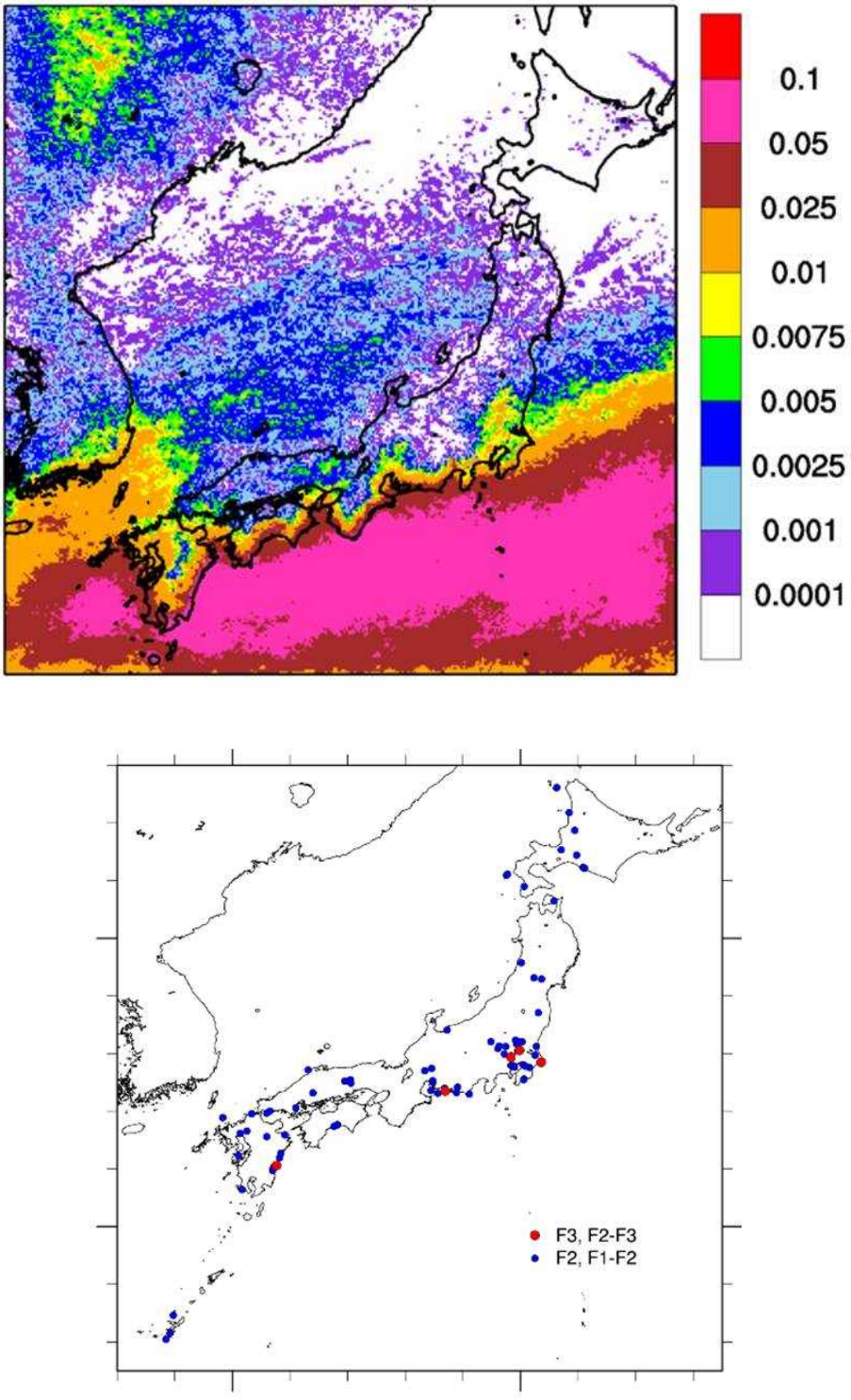


図 1.2.5　突風関連指数の地域特性（暖候期）．上図：同時超過頻度分布（単位：%，SReH 閾値：250 m^2/s^2，最大 CAPE 閾値：1600 J/kg），下図： F2 以上の竜巻発生位置．（電力中央研究所提供）

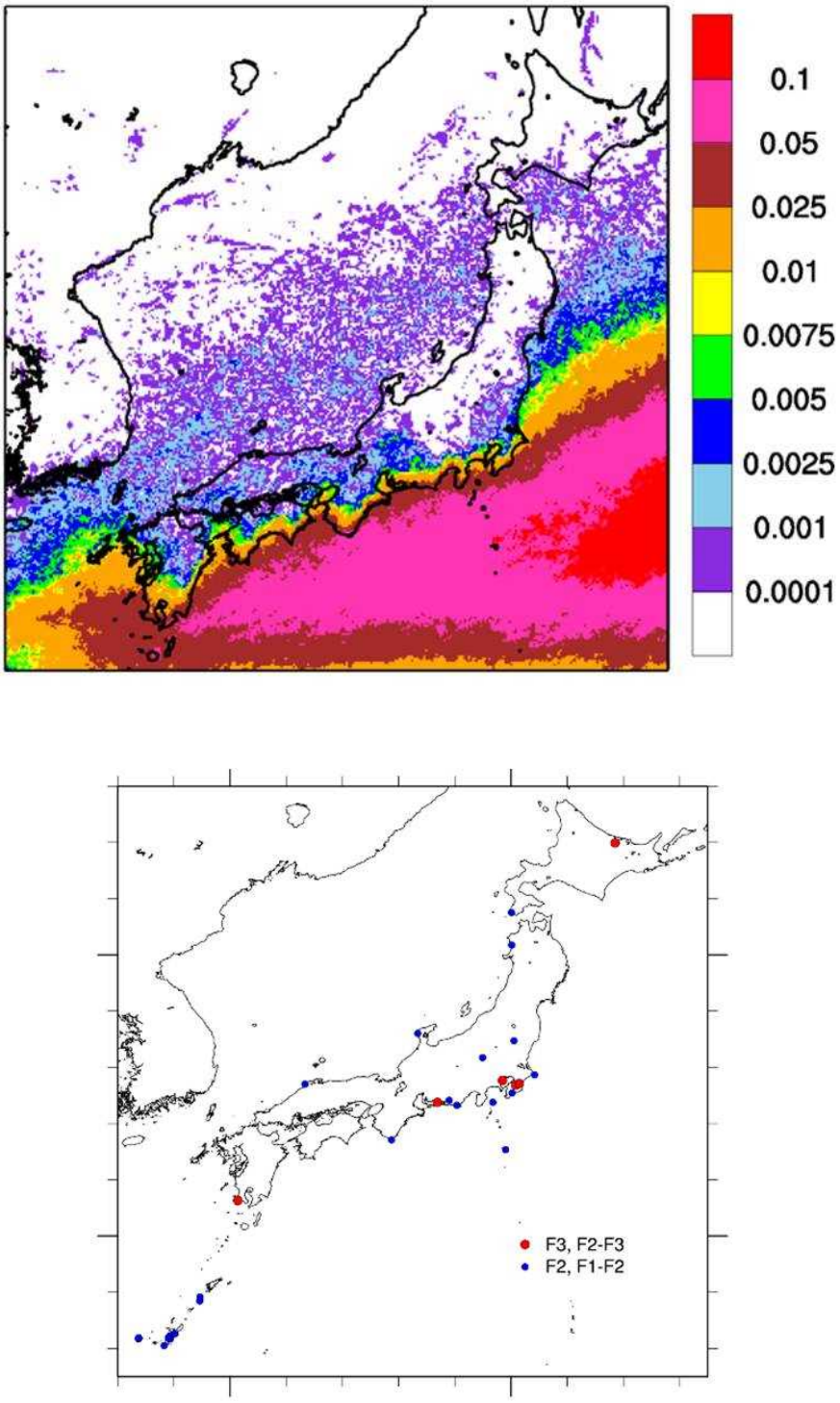


図 1.2.6　突風関連指数の地域特性（寒候期）．上図：同時超過頻度分布（単位：%，SReH 閾値：250 m^2/s^2，最大 CAPE 閾値：600 J/kg），下図： F2 以上の竜巻発生位置．（電力中央研究所提供）

図 1.2.7 は，F2～F3 竜巻（1988 年以降）が発生した時の SReH-CAPE の関係を示したものである。F3 竜巻（5 事例）発生時は，SReH，CAPE ともに大きな値をとる傾向にあることがわかる。CAPE の絶対値には季節依存性があり暖候期と寒候期で大きく異なるものの，暖候期には相対的に高 CAPE，低 SReH，寒候期には相対的に低 CAPE，高 SReH で F3 竜巻が発生したことがわかる。この図から，EHI（EHI=CAPE×SReH/160000）を用いた場合，F2 竜巻と F3 竜巻を識別する値として，EHI=3.3 が求められた。この結果は，EHI を用いれば，通年で F3 竜巻発生の可能性を議論できることを示している。図 1.2.8 は，EHI（EHI=3.3）を用いた場合の，超過頻度分布を表したものであり，CAPE-SReH を用いた暖候期と寒候期に対する分布（図 1.2.5 と図 1.2.6）の中間的な分布となっており，地域特性の分布は CAPE-SReH と同様である。

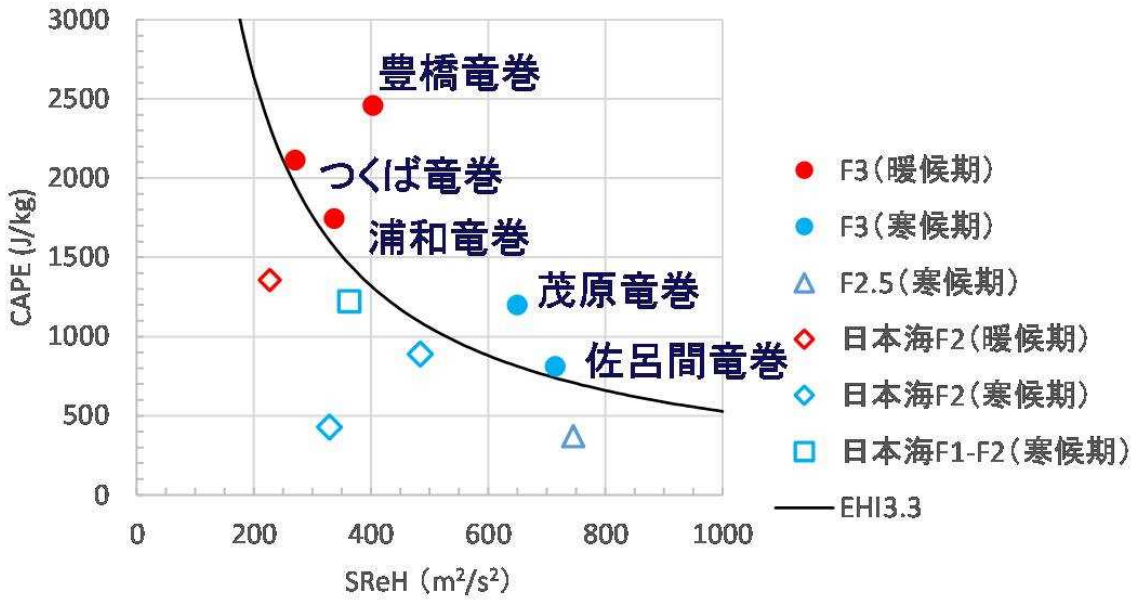


図 1.2.7　F3 竜巻，F2-F3 竜巻（1988 年以降），および日本海側 F2 竜巻（1988 年以降）が発生した当時の SReH-CAPE 関係 ．（電力中央研究所提供）

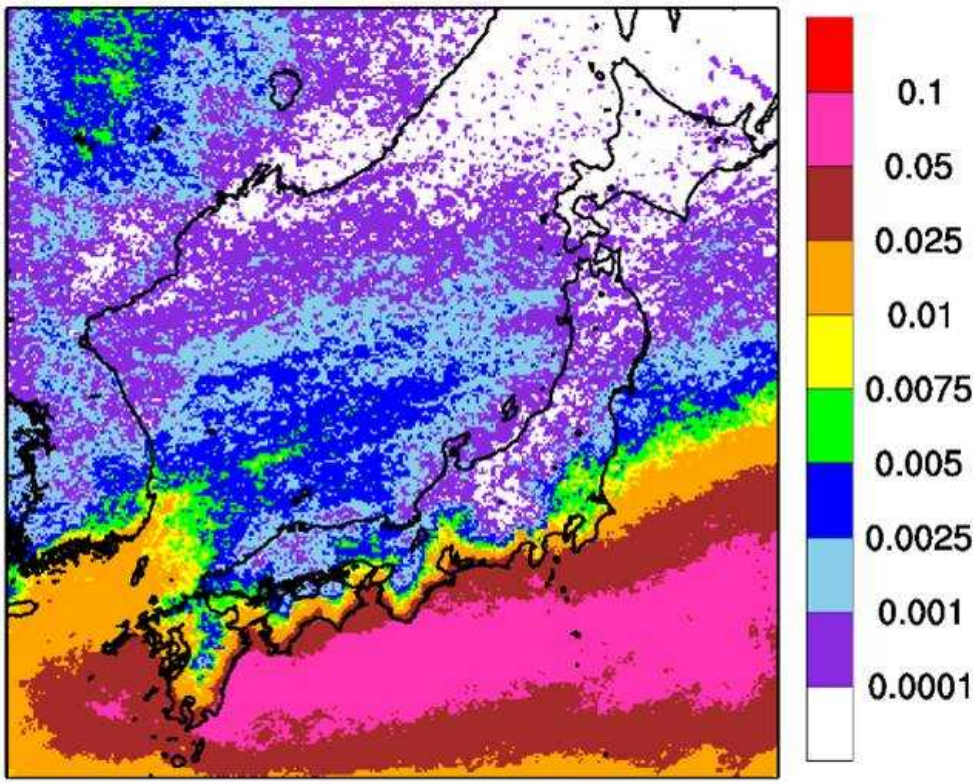


図 1.2.8　EHI による分析結果（EHI=3.3）（電力中央研究所提供）

以上の議論をまとめると次のようになる。

・メソスケール領域における突風関連指数の分析は，スーパーセル型竜巻（F3）発生の地域性を議論するのに有効である。

・季節によらず，茨城県以西の太平洋側および九州の沿岸域で頻度が顕著に高い。

・F2 規模以下の非スーパーセル型竜巻は適用の範囲外である。

・過去事例の再現結果をもとに対象とする F スケール竜巻に対する閾値を設定し， SReH と CAPE に対する両閾値，または EHI に対する閾値を超える頻度を（暖候期と寒候期に分けて）解析することにより地域性を把握しうる。

・各グリッドの CAPE 値ではなく，設定した影響領域内の CAPE 値の最大を採用する方が妥当な結果が得られる。

1.2.3 考察

大気環境場の条件（大気安定度（CAPE）と鉛直シアー（SReH）を用いた突風関連指数）を調べることで竜巻の親雲（スーパーセル）の発生し易さを議論する研究手法は，長期間の再解析データや気候モデルを用いた将来予測でも広く用いられている。電力中央研究所の実施した解析結果は，突風関連指数を用いて日本周辺における気候学的な竜巻発生環境場に特徴的な地域差（地域特性）が存在することを明らかにした。つまり，日本列島の気候区分に対応して，竜巻発生環境場にも違いが存在することが示唆された。さらに，F2 竜巻と F3 竜巻を識別する値として，対流有効位置エネルギー（CAPE）と風の鉛直シアー（ヘリシティー；SReH）を組み合わせた指数（Energy Helicity Index）を用いて， EHI=3.3 という閾値が求められた。暖候期の F3 竜巻は，高い CAPE 値（相対的に低い SReH）で発生し，寒候期の F3 竜巻は，低い CAPE でありながら高い SReH 値で発生しているという，双方の環境場を包括する値である。このように，日本周辺における竜巻発生環境場の地域特性を明らかにし，突風関連指数の内容を分析し閾値を示したことは，日本における竜巻発生場を理解する上で意義深い。

これまで日本で発生した F3 竜巻は，茂原竜巻（12 月），佐呂間竜巻（11 月），つくば竜巻（5 月）が発達した低気圧，豊橋竜巻（9 月）が台風に伴い発生したように，大部分が大規模な大気擾乱によってもたらされている。また，佐呂間竜巻はわが国で最も発生確率頻度の低い北海道東部で寒候期に発生している。つまり，大規模な擾乱内で親雲であるスーパーセルが発生する環境（EHI=3.3）が整えば，気候学的な環境場の値の大小にかかわらず F3 竜巻は発生しうることを意味している。この点は，気候学的な竜巻発生環境場から発生竜巻の強度を直接関連付けることの難しさを示唆している。

本節の論点は，①竜巻発生環境場から竜巻の発生頻度，竜巻の強さの推定可能性および，②気候変動に伴う竜巻発生環境場の変化，の 2 点に集約される。①に関して，巨大竜巻を生むようなスーパーセルの発生頻度は，図 1.2.5 や図 1.2.6 で示したような超過頻度分布で議論することができる。しかし，竜巻の強さに関しては，気候学的な竜巻発生環境場のみから一義的に議論することは現段階では難しい。さらに，わが国では竜巻発生実態そのものに不確かさが存在し，竜巻の構造も米国で報告されている現象・スケールと必ずしも一致するものではない。広大な大陸の中央部で竜巻発生のピークが存在する米国と異なり，わが国のピークは海岸線に集中している。また，米国で議論されている F4～F5 の強い竜巻のデータは，わが国では報告例がないために環境場の議論も検証が難しい。竜巻自体の実態が十分に把握されていない現段階では，実竜巻データを用いた統計的解析，あるいは気候学的環境場の解析，いずれも不確かさが存在すると言わざるを得ない。

②を踏まえた竜巻将来予測に関してはさまざまな議論が行われているが，共通の認識には至っていない。これは，温暖化に伴い，大気が不安定になり対流活動が活発になることは，ほぼ一致した見解であるが，鉛直シアの変化については未だ統一的な結果が見出されていないためである[1.2.4]。ただし，全球 20 km 水平格子の高解像度大気循環モデルを用いた気

候実験によると，日本周辺において強い竜巻（F2 以上）の発生に適する環境場の出現頻度は，春は全国的，夏は日本海側を中心に現在比で 2 倍程度に増加する可能性が指摘されている[1.2.5]。竜巻発生に必要な環境条件のうち，鉛直シアの出現頻度は将来も変化しないかやや減少するものの，下層の水蒸気量増加と昇温による不安定度の増大が寄与するためである。科学的な結論は先になるが，気候変動によって対流活動が活発になり，竜巻発生に適した環境が増加する可能性がある以上，このような竜巻の将来予測を踏まえた議論も早い時期に始める必要がある。佐呂間竜巻やつくば竜巻の発生時をみてわかるように，“季節外れの気温”, “この時期としては珍しい水蒸気量” などといった，数年に一度の環境場において，数年に一回の顕著な大気擾乱が発生することで，竜巻が発生している。温暖化に伴う大気擾乱の活発化（例えば，台風や爆弾低気圧（bomb））の評価も今後の議論では考慮する必要がある。

わが国における竜巻観測の課題は，竜巻の「構造」と「実態」を解明することが最優先である[1.2.6]。大規模な大気擾乱と竜巻の関係についても不明な点は残されている。例えば，台風に伴う竜巻（typhoon induced tornado）が発生することは知られおり，しばしば台風のレインバンド通過時に竜巻の発生が報告されている。しかし，台風中心の壁雲付近で竜巻が発生するかどうかはよくわかっていない。冬季日本海上の降雪雲から発生する竜巻（winter tornado）の実態も未だ理解されていない。渦状エコーに伴うもの，寒冷前線やシアーライン上で発生するもの，一様な季節風下で発生するものなど，竜巻の多様性がみられ，ポーラーロウ（polar low）と竜巻の関係など不明な点は多い。また，竜巻発生実態の把握に関しては，海上竜巻の実態解明が重要である。海上で発生する竜巻の報告数は，2007 年以降急増し，2007 年から 2013 年までに報告された竜巻の内，海上で発生した竜巻は約 2/3 にも達している。海岸線から漏斗雲（竜巻渦）を確認できるのは 10 km 程度であることを考えると，“海上”竜巻といっても，海岸線のごく近傍で発生したものしか見ていないことになる。目視やレーダーが届かない大洋上における竜巻発生の実態はほとんど理解されていない。日本の沿岸で発生した海上竜巻に焦点を当てて，最近の海上竜巻を考慮に入れた場合の竜巻発生頻度を評価すると，海上竜巻の報告数が増加した 2007 年から 2013 年までのデータ（気象庁突風リスト）を用いると， 7 県で海上竜巻の発生頻度は 1 年当たり 5 個／10000 km^2 を超えた[1.2.7]。本州における竜巻リスクが最も高いのは鳥取県となったように，これまでの統計結果と異なる地域特性が認められた。また，海上竜巻はすべてが非スーパーセル的な弱い竜巻だけでなく，延岡竜巻のように上陸してしばしば甚大な被害につながる。その意味でも，海上における竜巻発生の実態解明は極めて重要な課題といえる。

近年，わが国でもドップラーレーダーによる竜巻の親雲（メソサイクロン）の観測事例が蓄積されつつある。このデータを用いれば，竜巻渦の定量化は難しいが，親雲（メソサイクロン）の定量化，すなわち竜巻の強さを定量的に評価できる可能性がある。竜巻やダウンバーストの発生環境は，米国とわが国では大きく異なり，日本周辺で発生するさまざまな竜巻のメカニズムをドップラーレーダー観測等により明らかにした上で，平均的な竜巻やダウ

ンバーストの構造を提示し，概念モデルを構築する必要がある。また，地表面付近における竜巻渦の構造や挙動の解明，例えば竜巻渦コア付近の気圧分布，上昇流，風速の立ち上がり時間などに関して，観測，室内実験，数値実験の結果を理学，工学の両面から議論することが望まれる。

過去の研究では，発電所敷地内で発生した自然災害の記録は決して少ない数ではなかった（例えば，1 発電所内で 4 年間に 22 件が報告）[1.2.8]。竜巻など突風被害は局所的であるために，被害の大小にかかわらず丁寧な被害記録を残すことが有益な情報となる。いずれにしても，「竜巻等突風データベース（気象庁）」は“報告された竜巻”であり，“発生した竜巻”でないことを踏まえたうえで，関係者が積極的に実態把握を行うことが望まれる。

参考文献

1.2.1 Bunkers, M. J., B. A. Klimowski, J. W. Zeitler, R. L. Thompson, and M. L. Weisman, Predicting supercell motion using a new hodograph technique. Wea. Forecasting, 15, 61-79, 2000

1.2.2 杉本聡一郎，野原大輔，平口博丸，突風関連指数の長期再解析にもとづくスーパーセル型竜巻発生の地域気候特性，電力中央研究所報告，2016

1.2.3 加藤輝之，竜巻発生の環境場に関する研究－竜巻をもたらす発生環境に関する統計的研究－，平成 19 年度科学技術振興調整費重要政策課題への機動的対応の推進研究成果報告書, 6-12, 2008

1.2.4 Brooks, H. E., “Severe thunderstorms and climate change”, Atmospheric Research, 123, 129-138, 2013

1.2.5 Muramatsu, T., T. Kato, M. Nakazato, H. Endo, and A. Kitoh, Future change of tornadogenesis-favorable environmental conditions in Japan estimated by a 20-km-mesh atmospheric general circulation model, J. Meteor. Soc. Japan, 94A, 105-120, 2016

1.2.6 小林文明，竜巻観測の現状と課題，日本気象学会 2016 年度春季大会シンポジウム講演集，2016（印刷中）

1.2.7 小林文明, 野呂瀬敬子, 木村孝承, 日本沿岸の海上で発生した竜巻の特徴とその評価, 第 23 回風工学シンポジウム論文集，169-174, 2014

1.2.8 東京工芸大学,「平成 21～22 年度原子力安全基盤調査研究（平成 22 年度）竜巻による原子力施設への影響に関する調査研究」，独立行政法人原子力安全基盤機構委託研究成果報告書，424pp, 2011

1.3 日本版改良藤田スケールへの対応

1.3.1 はじめに

2016 年 4 月から運用が始まった「日本版藤田スケール（JEF スケール）」[1.3.1] の被害風速（DOD 風速）は，台風被害では見られないような特異な状況の誘因とされる竜巻突風の非定常効果を含めて，実際の被害に相当する定常風速に置き換えた，いわば「相当風速」であって，場合によっては，実際の竜巻風速に一致しない場合がある。短時間に立ち上がる突風による非定常効果は，上述のような風力の増大効果を生成する構造物の空力アドミッタンスの変化や竜巻の移動に伴う急激な気圧低下による室内外の大きな気圧差力を発生させることが知られているが，これをどのように「相当風速」に反映すべきかは十分には検討されていない。また，JEF スケールの各被害指標(DI)の DOD 風速は，各種設計基規準に従った設計強度が建物の強度で実現していることや風洞模型実験による結果を前提にしている。実際の施工強度や経年劣化による強度のバラツキなどを被害現場でどの程度反映されているかの確認は今後の運用の中で解決すべき課題である。

さらに，従来の「藤田スケール」と JEF ランクの上限風速は同一ではない。「藤田スケール」で統計分析された竜巻の発生確率の情報は，ハザード・リスク解析に利用されているが，今後新しい JEF スケールを利用する方向に転換されていくと思われる。始まったばかりの JEF スケールのデータは蓄積が乏しく，これまでの「藤田スケール」の統計情報をどのように JEF スケールに変換できるかも残された課題である。

1.3.2 F スケールと JEF スケールの相関と誤差

上述したように F スケールと JEF スケールは評価手法が異なり，しかも過去の竜巻に関する JEF スケールの評価が行われていないために，F スケールで設定されていたランクごとの風速範囲を直接 JEF スケールの竜巻風速に換算されると考えるのは危険である。

気象庁では，ガイドライン[1.3.1]において，F スケールと JEF スケールの評価風速の相関を図 1.3.1 の様に示しており，相関係数は 0.74 となっている。

同図を見ると，バラツキがかなり大きいことも見て取れる。そこで，図 1.3.1 に記載されている両者の対応関係を表すべき関数を利用して，F スケールから JEF スケールに換算した値(仮に JEF'と表示)と JEF がどの程度の誤差を有しているかを調べた。誤差の分布は，元の F スケールが大きくなるとバラツキが広がる傾向を示したので，JEF'/JEF を対数正規分布として評価した。図 1.3.2 に F スケールに対する JEF'/JEF のバラツキを示す。対数正規分布を仮定した場合，誤差の変動係数が 15%程度であることが明らかとなった。

JEF スケールと F スケールの換算は，両尺度において評価誤差が含まれており，これが上記の誤差にも影響を与えている。過去の F スケールを JEF スケールに換算するためには，評価尺度と風速の予測誤差に加えて，以上のような誤差の要因を区別した慎重な取り扱いが必要である。

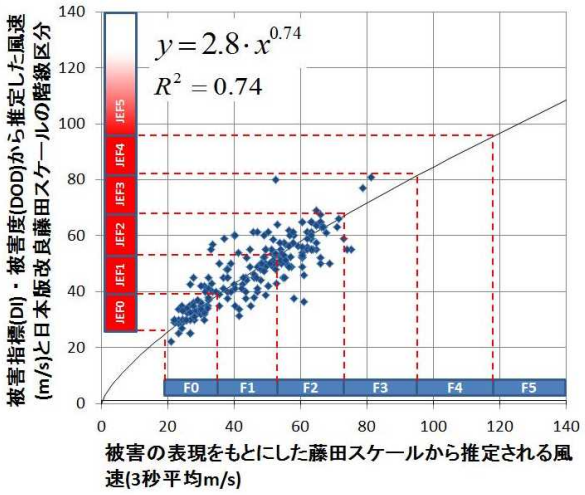


図 1.3.1 F スケール及び JEF スケールの DI・DOD から推定される風速の相関
（気象庁による[1.3.1]）

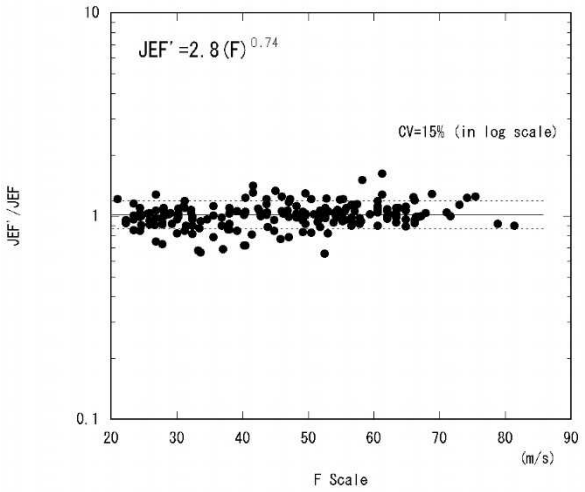


図 1.3.2 F スケールから換算された JEF 風速の評価誤差

参考文献

1.3.1 日本版改良藤田スケールに関するガイドライン，気象庁，平成 27 年 12 月

2. 竜巻解析モデルの構築

2.1 各種竜巻評価モデルの文献整理と各モデルの比較

本節では竜巻評価モデルとしてよく引用されている以下のモデルについて比較検討を行う。

各種竜巻評価モデルの気圧分布に関してはもとの文献で明確に言及していないか定式化されていない場合が多く，また，次節で各種竜巻評価モデルによる気圧分布と観測データとの比較よりその特性を詳しく検討しているため，本節では気圧分布の式のみを示す。

記号

A_m, B_m: (フジタ DBT-77 渦モデル)定数
H_i: (フジタ DBT-77 渦モデル)流入層の高さ [m]
K, K_1: (バーガース-ロット渦モデル)定数
K_2, K_3: (サリバン渦モデル)定数
K_B: (ベイカー渦モデル)S により決まる変数
P: 気圧 [Pa]
P_o: (クオ-ウェン渦モデル)境界層外の気圧 [Pa]
P_i: (クオ-ウェン渦モデル)境界層内の気圧 [Pa]
P_0: 竜巻中心気圧 [Pa]
P_∞: 無限遠方での気圧 [Pa]
R: 竜巻中心からの距離 [m]
R_C: 最大接線風速半径 [m]
R_{Co}: (クオ-ウェン渦モデル)境界層外の最大接線風速半径 [m]
R_m: (ベイカー渦モデル)最大半径速度の半径 [m]
R_n: (フジタ DBT-77 渦モデル)内部コア半径 [m]
R_o: (フジタ DBT-77 渦モデル)外部コア半径 [m]
S: (ベイカー渦モデル)最大半径速度に対する最大接線風速の比(スワール比)
V_R: 半径風速 [m/s]
V_{Ri}: (クオ-ウェン渦モデル)境界層内の半径風速 [m/s]
V_{Ro}: (クオ-ウェン渦モデル)境界層外の半径風速 [m/s]
V_T: 接線風速 [m/s]
V_{Ti}: (クオ-ウェン渦モデル)境界層内の接線風速 [m/s]
V_{To}: (クオ-ウェン渦モデル)境界層外の接線風速 [m/s]
$V_{T,\max}$: 最大接線風速 [m/s]
$V_{To,\max}$: (クオ-ウェン渦モデル)境界層外の最大接線風速 [m/s]

V_Z: 鉛直風速 [m/s]
V_{Zi}: (クオ-ウェン渦モデル)境界層内の鉛直風速 [m/s]
V_{Zo}: (クオ-ウェン渦モデル)境界層外の鉛直風速 [m/s]
Z: 地面からの高さ [m]
Z_m: (ベイカー渦モデル)最大半径速度の高さ [m]
a: 速度勾配 [1/s]
b: (クオ-ウェン渦モデル)風速の変化を表す関数
i: (フジタ DBT-77 渦モデル)外部コア半径と流入層高さの比
k, k_0: (フジタ DBT-77 渦モデル)定数
n: (フジタ DBT-77 渦モデル)外部コア半径と内部コア半径の比
ΔP: (ビヤクネス渦モデル)無限遠方での気圧と竜巻中心から距離 R での気圧の差 [Pa]
ΔP_0: (ビヤクネス渦モデル)無限遠方での気圧と竜巻中心気圧の差 [Pa]
Γ_∞: 無限遠方での鉛直軸を中心とする循環 [m^2/s]
α: (修正ランキン渦モデル)最大接線風速半径より外側の風速の減少の程度を表す係数
δ: (クオ-ウェン渦モデル)境界層の高さ [m]
δ_∞: (クオ-ウェン渦モデル)無限遠方での境界層高さ [m]
η_W: (クオ-ウェン渦モデル)境界層高さと地面からの高さの比
η: (ウッド-ホワイト渦モデル)形状パラメータ
κ: (ウッド-ホワイト渦モデル)形状パラメータ
λ: (ウッド-ホワイト渦モデル)形状パラメータ
ν: 渦粘性 [m^2/s]
ρ: 空気密度 [kg/m^3]

2.1.1 ランキン渦モデル及び修正ランキン渦モデル

竜巻や台風などの接線方向の風速を表す場合，ランキン(Rankine)渦モデルがよく用いられている[2.1.1]。ランキン渦モデルは接線風速成分のみを持つ最も簡単な 2 次元渦モデルであり，最大接線風速半径 R_C を境目として接線風速は竜巻の中心から R_C までは距離 R に比例して増加し，R_C より外側では距離に反比例して減少する。

修正ランキン渦モデルは最大接線風速半径 R_C より外側の接線風速が緩やかに減少するように修正したモデルであり，修正ランキン渦モデルの $\alpha = 1$ はランキン渦モデルに相当する。竜巻の中心から最大接線風速半径 R_C までの接線風速はランキン渦モデルと同じである。修正ランキン渦モデルを(2.1.1)式に示す。

$$V_T = \begin{cases} V_{T,\max}\dfrac{R}{R_C} & (R < R_C) \\ V_{T,\max}\left(\dfrac{R_C}{R}\right)^{\alpha} & (R \geq R_C) \end{cases} \tag{2.1.1}$$

ここで,

V_T: 竜巻中心から距離Rでの接線風速 (m/s)

$V_{T,\max}$: 最大接線風速 (m/s)

α: 最大接線風速半径R_Cより外側の風速の減少の程度を表す係数($\alpha = 1$はランキン渦モデルに相当)

(修正)ランキン渦モデルの場合, 半径速度V_Rと鉛直速度V_Zは考慮していなく, 接線速度V_Tは高さに依存しないと仮定している。$R < R_C$のコア領域では角速度($V_{T,\max}/R_C$)と渦度($2V_{T,\max}/R_C$)が一定の剛体回転運動をし, $R > R_C$の外部領域は渦度がゼロであるポテンシャル流である。

距離Rでの気圧をPとし竜巻中心気圧をP_0とする場合, 気圧は(2.1.2)式のようになる。

$$P - P_0 = \begin{cases} \dfrac{\rho V_{T,\max}^2}{2}\left(\dfrac{R}{R_C}\right)^2 & (R < R_C) \\ \dfrac{\rho V_{T,\max}^2}{2} + \dfrac{\rho V_{T,\max}^2}{2\alpha}\left\{1 - \left(\dfrac{R_C}{R}\right)^{2\alpha}\right\} & (R \geq R_C) \end{cases} \tag{2.1.2}$$

竜巻中心気圧P_0と無限遠方での気圧P_∞との差圧は

$$P_\infty - P_0 = \frac{\rho V_{T,\max}^2}{2}\left(1 + \frac{1}{\alpha}\right) \tag{2.1.3}$$

である。

修正ランキン渦モデルによる接線風速分布を図 2.1.1 に示す。

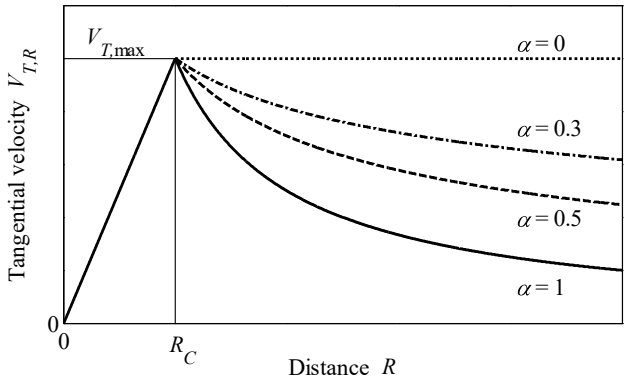


図 2.1.1 修正ランキン渦モデルの接線速度分布

2.1.2 ビヤクネス渦モデル

ビヤクネス(Bjerknes)は最大接線風速半径 R_C 付近で接線風速が滑らかに変化するモデルを提案した。日本では石崎ら[2.1.2]と林ら[2.1.3]が潮岬竜巻や茂原竜巻の気圧と接線風速をビヤクネス渦モデルで推定した。石崎ら[2.1.2]と林ら[2.1.3]によるビヤクネス渦モデルの気圧を(2.1.4)式に示す。

$$\Delta P = \frac{\Delta P_0}{\left\{1+\left(\frac{R}{R_C}\right)^2\right\}} \tag{2.1.4}$$

ここで,

ΔP : 無限遠方での気圧と竜巻中心から距離 R での気圧との差 (= P_∞ - P, Pa)

ΔP_0 : 無限遠方での気圧と竜巻中心気圧との差 (= P_∞ - P_0, Pa)

竜巻程度の渦ではコリオリ力は遠心力に比べて無視できるので, 気圧傾度力と遠心力が釣合う旋衡風として近似することができ, (2.1.5)式が成り立つ。

$$\frac{\partial P}{\partial R} = \rho \frac{V_T^2}{R} \tag{2.1.5}$$

気圧式を距離 R で微分して旋衡風近似式に代入すると(2.1.6)式のような接線風速が得られる。

$$V_T = \sqrt{\frac{2\Delta P_0}{\rho}} \frac{\left(\frac{R}{R_C}\right)}{1+\left(\frac{R}{R_C}\right)^2} \tag{2.1.6}$$

ビヤクネス渦モデルの場合，観測された気圧データから求めたΔPと竜巻中心から観測地点までの距離 R が既知であれば，竜巻中心気圧P_0を推定することができ，それをもとに竜巻の最大接線風速を推定することができる。

ビヤクネス渦モデルによる接線風速分布を図 2.1.2 に示す。

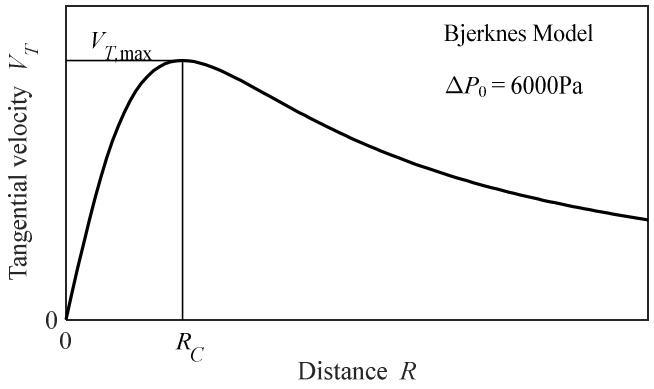


図 2.1.2 ビヤクネス渦モデルの接線速度分布

2.1.3 フジタ DBT-77 渦モデル

フジタ(Fujita, DBT-77)渦モデルはアメリカ合衆国原子力規制委員会(NRC)の要請により藤田哲也シカゴ大学名誉教授が 1978 年考案した 3 つの風速成分を持つモデルである[2.1.4]。フジタ DBT-77 渦モデルは竜巻動画の写真図化分析および竜巻の地上痕跡や被害調査に基づいて考案されたものであり，フジタ DBT-77 渦モデルによって表現された風速場は竜巻の映像を分析して得られた風速ベクトルをよく模擬しているといわれている。

フジタ DBT-77 渦モデルは地上付近で竜巻中心に向かう強い流れがあることに特徴があり，この領域を流入層(Inflow layer)と呼んでいる。地表付近の流れを模擬することにより地上からの飛散物の浮き上がりを解析するのに適しているモデルである。フジタ DBT-77 渦モデルは図 2.1.3 に示すように，竜巻を半径方向に以下の領域に分割して風速場をモデル化している。

i) 内部コア領域(Inner Core): 上昇流はなく剛体回転運動をする領域
ii) 外部コア領域(Outer Core): 強い上昇流が存在し剛体回転運動をする領域
iii) 最外領域: 接線風速は半径に反比例する領域

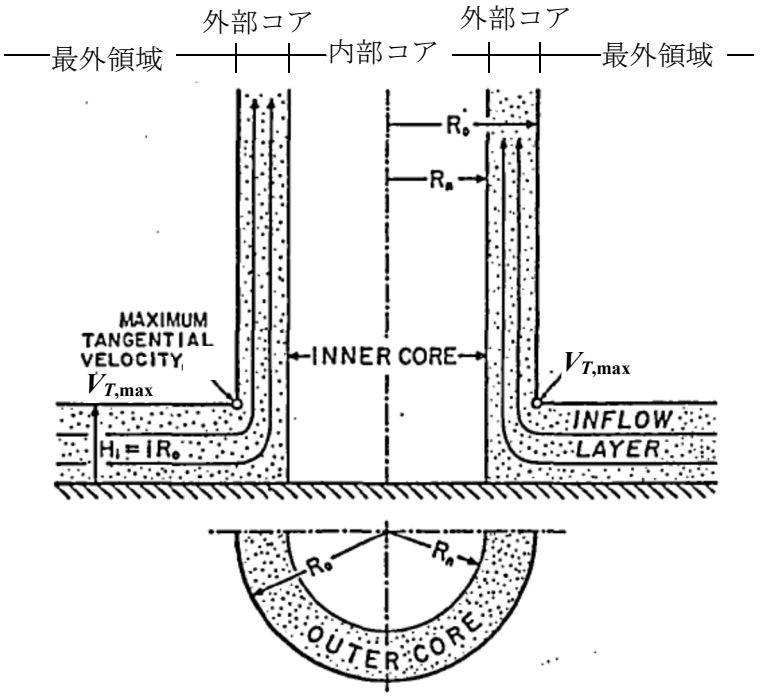


図 2.1.3 フジタ DBT-77 渦モデルの概要[2.1.4]

外部コアの半径R_oは内部コアの半径R_nと以下の関係があり,

$$R_n = n \cdot R_o \tag{2.1.7a}$$

$$n = 0.9 - 0.7\exp\left(-0.005R_o\right) \tag{2.1.7b}$$

また, 流入層の高さH_iとは以下の関係がある。

$$H_i = i \cdot R_o \tag{2.1.8a}$$

$$i = 0.55\left(1 - n^2\right) \tag{2.1.8b}$$

1) 接線風速V_T

接線風速V_Tは半径Rと地面からの高さZの関数である。

$$V_T = F(R)F(Z)V_{T,\max} \tag{2.1.9}$$

ここで,

$$F(R)=\begin{cases}\dfrac{R}{R_o} & (R<R_o)\\ \dfrac{R_o}{R} & (R_o\le R)\end{cases} \tag{2.1.10}$$

$$F(Z)=\begin{cases}\left(\dfrac{Z}{H_i}\right)^{k_0} & (Z<H_i)\\ e^{-k\left\{\left(\frac{Z}{H_i}\right)-1\right\}} & (H_i\le Z)\end{cases} \tag{2.1.11}$$

$$k_0=1/6\,,k=0.03 \tag{2.1.12}$$

2) 半径風速V_R

半径速度V_Rは接線風速V_Tに比例すると仮定し, 比例係数は距離 R に依存する関数と定義されている。

$$V_R=V_T\cdot\tan\alpha \tag{2.1.13}$$

ここで,

$$\tan\alpha=\begin{cases}0 & (R<R_n)\\ \dfrac{\tan\alpha_0}{1-n^2}\left\{1-\left(\dfrac{R_o}{R}\right)^2 n^2\right\} & (R_n\le R<R_o)\\ \tan\alpha_0 & (R_o\le R)\end{cases} \tag{2.1.14}$$

$$\tan\alpha_0=\begin{cases}-A_m\left\{1-\left(\dfrac{Z}{H_i}\right)^{1.5}\right\} & (Z<H_i)\\ B_m\left[1-e^{-k\left\{\left(\frac{Z}{H_i}\right)-1\right\}}\right] & (H_i\le Z)\end{cases} \tag{2.1.15}$$

$$A_m=0.75,\ B_m=0.0217 \tag{2.1.16}$$

3) 鉛直風速V_Z

鉛直風速V_Zは内部コア領域と最外領域ではゼロで, 外部コア領域のみに存在すると仮定する。また, 半径には依存せず外部コア領域内では一定値であると仮定し, 外部コア領域での質量収支より鉛直風速V_Zは以下のように定義されている。

$$V_Z = \begin{cases} 0 & (R < R_o) \\ V_{T,\max} w_o & (R_n \le R < R_o) \\ 0 & (R_o \le R) \end{cases} \tag{2.1.17}$$

ここで,

$$w_o = \begin{cases} \dfrac{3}{28}\dfrac{i}{1-n^2} A_m \left\{ 16\left(\dfrac{Z}{H_i}\right)^{\frac{7}{6}} - 7\left(\dfrac{Z}{H_i}\right)^{\frac{8}{3}} \right\} & (Z < H_i) \\ \dfrac{i}{1-n^2}\dfrac{B_m}{k}\left(2e^{-k\left\{\left(\frac{Z}{H_i}\right)-1\right\}} - e^{-2k\left\{\left(\frac{Z}{H_i}\right)-1\right\}} \right) & (H_i \le Z) \end{cases} \tag{2.1.18}$$

旋衡風近似により気圧を求めると以下のようになる。

$$P - P_0 = \begin{cases} \dfrac{\rho F(Z)^2 V_{T,\max}^2}{2}\left(\dfrac{R}{R_o}\right)^2 & (R < R_o) \\ \rho F(Z)^2 V_{T,\max}^2 - \dfrac{\rho F(Z)^2 V_{T,\max}^2}{2}\left(\dfrac{R_o}{R}\right)^2 & (R \ge R_o) \end{cases} \tag{2.1.19}$$

フジタ DBT-77 渦モデルによる接線風速分布を図 2.1.4 に示す。

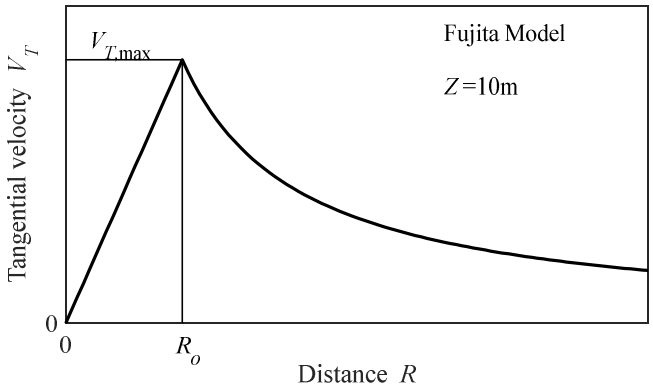


図 2.1.4 フジタ DBT-77 渦モデルの接線速度分布

2.1.4 バーガース-ロット渦モデル

バーガース-ロット(Burgers-Rott)渦モデル（またはバーガース渦モデル）は Navier-Stokes 方程式の exact solution の一つであり，単一渦型の下層収束や上昇流，粘性を考慮に入れたモデルであり，断面と平面の流線を図 2.1.5 に示す。半径風速V_R，接線風速V_Tおよび鉛直風速V_Zと気圧 P は(2.1.20) ~ (2.1.23)式で表される[2.1.5, 2.1.6]。

$$V_T = \frac{\Gamma_\infty}{2\pi R}\left\{1 - e^{\left(-\frac{aR^2}{2\nu}\right)}\right\} \tag{2.1.20}$$

$$V_R = -aR \tag{2.1.21}$$

$$V_Z = 2aZ \tag{2.1.22}$$

$$P - P_0 = \rho\int_0^R \frac{V_T^2}{R}dR - \frac{\rho a^2}{2}\left(R^2 + 4Z^2\right) \tag{2.1.23}$$

ここで,

Γ_∞: 無限遠方での鉛直軸を中心とする循環(m^2/s)

a: 速度勾配(1/s)

v: 渦粘性(m^2/s)

鉛直風速V_Zは高さ Z のみの関数であるため, 無限に大きくなり, 竜巻中心からの距離 R に依存しない。さらに, 鉛直方向の気圧勾配は $\partial P/\partial Z = -4\rho a^2 Z$ で, 無限に大きくなる矛盾がある。

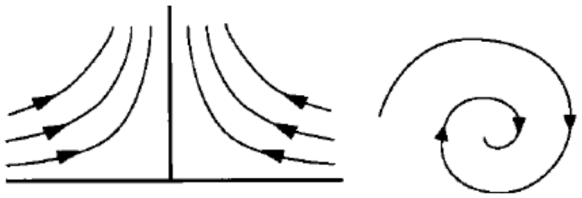


図 2.1.5 バーガース-ロット渦モデルの断面と平面の流線

接線風速V_Tについて考えてみる。竜巻の中心から接線風速が最大となる距離 R を最大接線風速半径 R_C と定義し, 最大接線風速半径 R_C と最大接線風速$V_{T,\max}$は接線風速V_Tを距離 R で微分して求めることができる。

$$\frac{\partial V_T}{\partial R} = \frac{\partial}{\partial R}\left(\frac{\Gamma_\infty}{2\pi R}\left\{1 - e^{\left(-\frac{aR^2}{2\nu}\right)}\right\}\right) = 0 \tag{2.1.24}$$

上式を解くと

$$\frac{aR^2}{2\nu} \cong 1.26 \tag{2.1.25}$$

のような関係が得られ(2.1.25)式を満足する半径 R が最大接線風速半径 R_C である。これを接線風速 V_T に代入することで最大接線風速 $V_{T,\max}$ が求まる。すなわち, R_C と $V_{T,\max}$ は

$$R = \sqrt{\frac{2\nu K}{a}} = R_C \tag{2.1.26}$$

$$V_{T,\max} = \frac{K_1 \Gamma_\infty}{2\pi R_C} \tag{2.1.27}$$

ここで,
K=1.26, K_1=0.2

最大接線風速 $V_{T,\max}$ とその半径 R_C を用いると接線風速 V_T は(2.1.28)式のように簡単にあらわすことができ, 速度勾配 a と渦粘性 ν に関する情報がなくとも用いることができる。

$$V_T = V_{T,\max} \frac{1}{K_1} \frac{R_C}{R} \left\{ 1 - e^{\left(-K \frac{R^2}{R_C^2} \right)} \right\} \tag{2.1.28}$$

バーガース-ロット渦モデルによる接線風速分布を図 2.1.6 に示す。

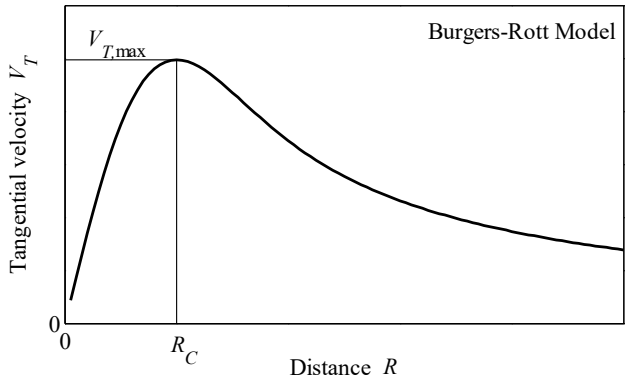


図 2.1.6 バーガース-ロット渦モデルの接線速度

2.1.5 サリバン渦モデル

サリバン(Sullivan)渦モデルはバーガース-ロット渦モデルと同じく Navier-Stokes 方程式の exact solution の一つであり, バーガース-ロット渦モデルと似ている。しかし, サリバン渦モデルには竜巻中心から一定の半径まで内部コアが定義されており, 外部領域とは異なる流れ場が形成されていると仮定している。竜巻中心部で発生する下降気流は内部コアと外部

領域との境目で外部領域に存在する竜巻中心を向かう流れと上昇気流を形成する(図 2.1.7)。サリバン渦モデルは下降気流と上昇気流がともに存在する最も簡単なモデルで，実際の竜巻の流れ場の特徴をよく捕まえているといわれている。サリバン渦モデルの半径風速V_R，接線風速V_Tおよび鉛直風速V_Zと気圧Pは(2.1.29)～(2.1.32)式で表される[2.1.7]。

$$V_T = \frac{\Gamma_\infty}{2\pi R}\frac{H\left(\frac{aR^2}{2\nu}\right)}{H(\infty)} \tag{2.1.29}$$

$$V_R = -aR + \frac{6\nu}{R}\left(1 - e^{-\frac{aR^2}{2\nu}}\right) \tag{2.1.30}$$

$$V_Z = 2aZ\left(1 - 3e^{-\frac{aR^2}{2\nu}}\right) \tag{2.1.31}$$

$$P - P_0 = \rho\int_0^R \frac{V_T^2}{R}dR - \frac{\rho a^2}{2}\left(R^2 + 4Z^2\right) - \frac{18\rho\nu^2}{R^2}\left(1 - \exp\left(-\frac{aR^2}{2\nu}\right)\right)^2 \tag{2.1.32}$$

ここで,

$$H(\xi) = \int_0^\xi e^{\left\{-t + 3\int_0^t \left(1-e^{-s}\right)\frac{1}{s}ds\right\}}dt \tag{2.1.33}$$

バーガース-ロット渦モデルの鉛直速度V_Zは高さZのみの関数であるが，サリバン渦モデルは高さZと距離Rの関数となっている。鉛直方向の気圧勾配に関してはバーガース-ロット渦モデルと同じく高さのみの関数であるため$\left(\partial P/\partial Z = -4\rho a^2 Z\right)$，無限に大きくなる矛盾が生じる。

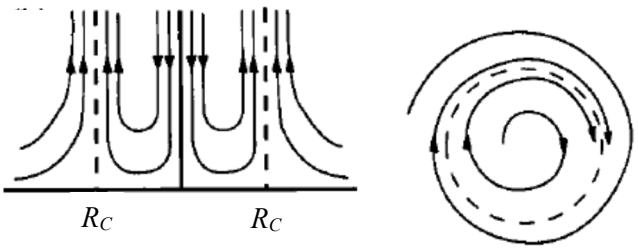


図 2.1.7 サリバン渦モデルの断面と平面の流線

接線風速V_Tについて考えてみる。バーガース-ロット渦モデルと同じく最大接線風速半径 R_C と最大接線風速$V_{T,\max}$ は接線風速V_T を距離 R で微分して求めることができる。

まず, $\xi = \dfrac{aR^2}{2\nu}$ とおくと微分方程式は以下のようになる。

$$\frac{\partial V_T}{\partial R} = \frac{\partial}{\partial R}\left(\frac{\Gamma_\infty}{2\pi R} \frac{H(\xi)}{H(\infty)} \right) = 0 \;\Leftrightarrow\; 2\xi \frac{\partial H(\xi)}{\partial R} - H(\xi) = 0 \tag{2.1.34}$$

上式でξを求めると,

$$\xi = \frac{aR^2}{2\nu} \cong 6.24 \tag{2.1.35}$$

であり, 上式より最大接線風速半径 R_C と最大接線風速$V_{T,\max}$ を求めると

$$R_C = \sqrt{\frac{2\nu K_2}{a}} \tag{2.1.36}$$

$$V_{T,\max} = \frac{K_3 \Gamma_\infty}{2\pi R_C} \tag{2.1.37}$$

ここで,

K_2=6.24, K_3=0.88, $H(\infty) \cong 37.9$

最大接線風速$V_{T,\max}$ とその半径 R_C を用いると接線風速V_T は以下のようにあらわすことができ, バーガース-ロット渦モデルと同じく速度勾配 a と渦粘性 ν に関する情報がなくとも用いることができる。

$$V_T = V_{T,\max} \frac{1}{K_3} \frac{R_C}{R} \frac{H\left(K_2 \left(\dfrac{R}{R_C} \right)^2 \right)}{H(\infty)} \tag{2.1.38}$$

サリバン渦モデルによる接線風速分布を図 2.1.8 に示す。

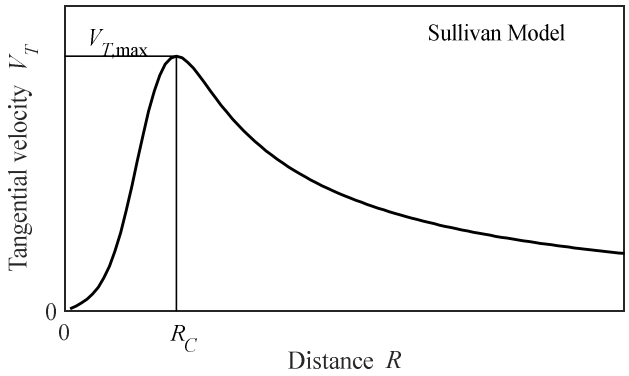


図 2.1.8. サリバン渦モデルの接線速度分布

2.1.6 クオ-ウェン渦モデル

KuoとWenは竜巻の風速分布は境界層の内外で異なり，境界層高さδを新たな変数として定義し，接線風速，半径風速と鉛直風速を境界層内外でそれぞれ定義した[2.1.8, 2.1.9]。

境界層の厚さδは(2.1.39)式で定義される。

$$\delta = \delta_\infty \left\{ 1 - e^{-0.5\left(\frac{R}{R_{Co}}\right)^2} \right\} \tag{2.1.39}$$

ここで,

δ_∞: 無限遠方での境界層高さ

境界層外での接線風速 V_{To}，半径速度 V_{Ro} と鉛直速度 V_{Zo} は(2.1.40) ~ (2.1.42)式のように定義されており，境界層の外側での半径速度 V_{Ro} はゼロとしている。文献[2.1.8]では気圧に関する記述はないが，旋衡風近似を用いる場合，気圧P_oは(2.1.43)式のようになる。

$$V_{To} = 1.4\left(\frac{V_{To,\max}}{R/R_{Co}}\right)\left\{ 1 - e^{-1.256\left(\frac{R}{R_{Co}}\right)^2} \right\} \tag{2.1.40}$$

$$V_{Ro} = 0 \tag{2.1.41}$$

$$V_{Zo} = 93 V_{To,\max}\left(\frac{R}{R_{Co}}\right)^3 e^{-5\left(\frac{R}{R_{Co}}\right)} \tag{2.1.42}$$

$$P_o - P_0 = \rho \int_0^R \frac{V_{To}^2}{R} dR \tag{2.1.43}$$

また，境界層内での接線風速 V_{Ti}，半径速度 V_{Ri} と鉛直速度 V_{Zi}，気圧 P_i は(2.1.44) ~ (2.1.47)式のよう定義されている。

$$V_{Ti} = V_{To}\left\{1 - e^{-\pi\eta}\cos\left(2b\pi\eta_W\right)\right\} \tag{2.1.44}$$

$$V_{Ri} = V_{To}\left[0.672e^{-\pi\eta}\sin\left\{(b+1)\pi\eta_W\right\}\right] \tag{2.1.45}$$

$$V_{Zi} = V_{Zo}\left\{1 - e^{-\pi\eta}\cos\left(2b\pi\eta_W\right)\right\} \tag{2.1.46}$$

$$P_i - P_0 = \rho\int_0^R \frac{V_{Ti}^2}{R}dR \tag{2.1.47}$$

ここで,

$$\eta_W = \frac{Z}{\delta} \tag{2.1.48}$$

$$b = 1.2e^{-0.8\left(\frac{R}{R_{Co}}\right)^4} \tag{2.1.49}$$

地上 10m(境界層の中)と境界層の外のクオ-ウェン渦モデルによる接線風速分布を図 2.1.9 に示す。高さが高くなるにつれて境界層の中の接線風速分布は境界層の外の接線風速分布に近づく。

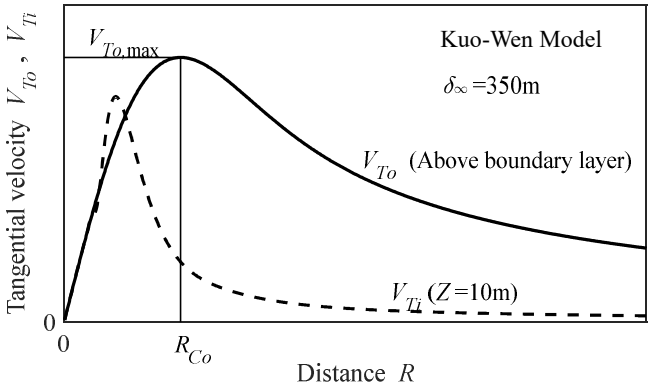


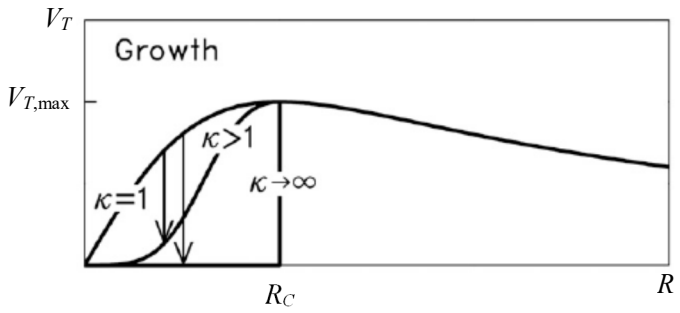
図 2.1.9. クオ-ウェン渦モデルの接線速度分布

2.1.7 ウッド-ホワイト渦モデル

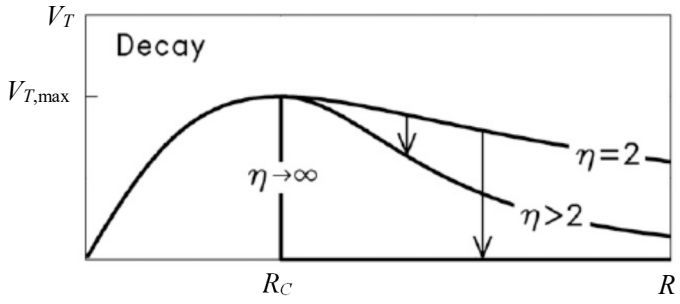
Wood and White は接線風速分布を 5 つの変数で表す渦モデルを提案した[2.1.10]。接線風速は他モデルと同様に最大接線風速とその半径以外に，接線風速分布の形状を決める 3 つの形状パラメータ(η, κ と λ)を用いて(2.1.50)のように表される。

$$V_T = \eta^{\lambda} V_{T,\max} \frac{\left(\dfrac{R}{R_C}\right)^{\kappa}}{\left\{\eta - \kappa + \kappa\left(\dfrac{R}{R_C}\right)^{\frac{\eta}{\lambda}}\right\}^{\lambda}} \qquad \left(1 \le \kappa < \eta,\ \lambda > 0\right) \tag{2.1.50}$$

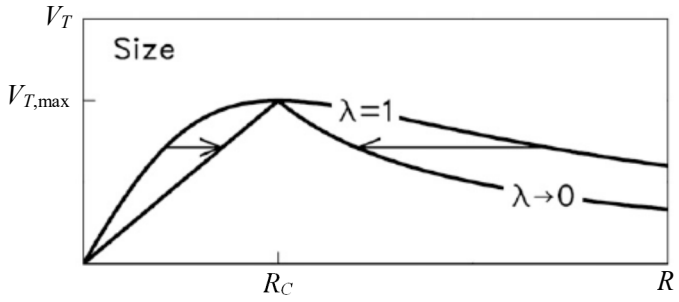
各パラメータの役割を図 2.1.10 に示した。κ は growth parameter と呼ばれるもので, 竜巻の中心から最大接線風速半径までの風速分布を制御する変数である。κ = 1 の場合風速分布は線形となりランキン渦モデルと同じく, κ が大きくなるにつれて竜巻中心から接線風速がゼロとなる半径が長くなる(図 2.1.10(a))。η は decay parameter で, 最大接線風速半径の外側の風速分布を制御する変数である。η が大きければ大きいほど接線風速分布は早くゼロに近づく(図 2.1.10(b))。λ は size parameter と呼ばれており, 最大接線風速付近の分布を制御する。λ が 0 に近づくほど最大接線風速付近の分布は鋭くなりランキン渦モデルに近づく(図 2.1.10(c))。修正ランキン渦モデルは $\lambda \to 0$ の時のウッド-ホワイト渦モデルである。



(a) Growth parameter



(b) Decay parameter



(c) Size parameter

図 2.1.10. 形状パラメータの役割[2.1.10]

ウッド-ホワイト渦モデルにおいて気圧分布は旋衡風近似式を用いて下式で求まる。

$$P - P_0 = \rho \int_0^r \frac{V_T^2}{s} ds \tag{2.1.51}$$

2.1.8 ベイカー渦モデル

飛散物の研究のため Baker は単一渦型の 3 成分を持つ風速分布モデルを提案した[2.1.11]。ベイカー渦モデルは乱れが少ない高レイノルズ数の流れ場を仮定しており, 他モデルとは違い風速場の主な変数の 1 つとして最大半径風速 $V_{R,\max}$ を採用している。半径風速, 接線風速及び鉛直風速は以下の式で表される。

$$V_R = V_{R,\max} \frac{-4\left(\frac{R}{R_m}\right)\left(\frac{Z}{Z_m}\right)}{\left\{1+\left(\frac{R}{R_m}\right)^2\right\}\left\{1+\left(\frac{Z}{Z_m}\right)^2\right\}} \tag{2.1.52}$$

$$V_T = \begin{cases} V_{R,\max} \dfrac{K_B\left(\frac{R}{R_m}\right)\ln\left\{1+\left(\frac{Z}{Z_m}\right)^2\right\}}{1+\left(\frac{R}{R_m}\right)^2} \\ K_B = \dfrac{2S}{\ln 2} \end{cases} \tag{2.1.53}$$

$$V_Z = V_{R,\max} \frac{4\left(\frac{Z_m}{R_m}\right)\ln\left\{1+\left(\frac{Z}{Z_m}\right)^2\right\}}{\left\{1+\left(\frac{R}{R_m}\right)^2\right\}^2} \tag{2.1.54}$$

ここで,

$V_{R,\max}$: 最大半径速度 (m/s)

R_m と Z_m: 最大半径速度があらわれる半径及び高さ (m)

S: 最大半径速度に対する最大接線風速の比(スワール比)

最大半径風速が 50m/s で, R_m = 20m と Z_m = 2m の場合の風速分布を図 2.1.11 に示す。

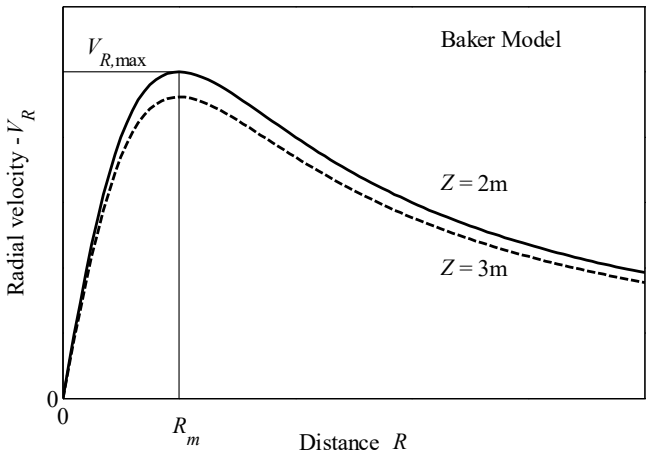


図 2.1.11. ベイカー渦モデルの半径速度分布(S = 1)

気圧分布は以下の式で与えられている。

$$P_\infty - P = \rho V_{R,\max}^2 \left(\Delta P_1 + \Delta P_2 + \Delta P_3\right) \tag{2.1.55}$$

$$\Delta P_1 = \frac{8\left(\frac{R}{R_m}\right)^2\left(\frac{Z}{Z_m}\right)^2}{\left\{1+\left(\frac{R}{R_m}\right)^2\right\}^2\left\{1+\left(\frac{Z}{Z_m}\right)^2\right\}^2} \tag{2.1.56a}$$

$$\Delta P_2 = \frac{K_B^2 \left(\ln\left(1+\left(\frac{Z}{Z_m} \right)^2 \right) \right)^2}{2\left\{ 1+\left(\frac{R}{R_m} \right)^2 \right\}} \tag{2.1.56b}$$

$$\Delta P_3 = \frac{4\left\{ 1-\left(\frac{Z}{Z_m} \right)^2 \right\} \ln\left(1+\left(\frac{Z}{Z_m} \right)^2 \right)}{\left\{ 1+\left(\frac{R}{R_m} \right)^2 \right\}^2 \left\{ 1+\left(\frac{Z}{Z_m} \right)^2 \right\}^2} \tag{2.1.56c}$$

上述した竜巻評価モデルを比較すると表 2.1.1 のようになる。

表 2.1.1 竜巻評価モデルを比較

	風速成分	経験式/理論式	風速場の変数
ランキン渦モデル	1 (V_T のみ)	経験式	2 (R_C, $V_{T,\max}$)
修正ランキン渦モデル	1 (V_T のみ)	経験式	3 (R_C, $V_{T,\max}$, α)
ビヤクネス渦モデル	1 (V_T のみ)	経験式	2 (R_C, ΔP_0)
フジタ DBT-77 渦モデル	3	経験式	2 (R_o, $V_{T,\max}$)
バーガース-ロット渦モデル	3	理論式	2 (R_C, $V_{T,\max}$)
サリバン渦モデル	3	理論式	2 (R_C, $V_{T,\max}$)
クオ-ウェン渦モデル	3	経験式	3 (R_{Co}, $V_{To,\max}$, δ_∞)
ウッド-ホワイト渦モデル	1 (V_T のみ)	経験式	5 (R_C, $V_{T,\max}$, η, κ と λ)
ベイカー渦モデル	3	経験式	4 (Z_m, R_m, $V_{R,\max}$, S)

参考文献

2.1.1 Rankine, W. J. M., A Manual of Applied Physics (10th Ed.), Charles Griff and Co., 1882.

2.1.2 石崎澌男，光田寧，林泰一，1978 年 9 月 16 日に潮岬を襲った竜巻について，京都大学防災研究所年報 22(B-1)，371 - 384, 1979.

2.1.3 林泰一，光田寧，岩谷祥美，1990 年 12 月 11 日房総半島で発生した竜巻について，日本風工学会誌 51, 1 - 14, 1992.

2.1.4 Fujita, T. T., Workbook of tornadoes and high winds for engineering applications, Univ. Chicago, 1978.

2.1.5 Burgers, J. M., A mathematical model illustrating the theory of turbulence. Advances in Applied Mechanics 1, 171 - 199, 1948.

2.1.6 Rott, N., On the viscous core of a line vortex. Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Physik

9(5-6), 543 - 553, 1958.

2.1.7 Sullivan, R. D., A two-cell vortex solution of the Navier-Stokes equations. Journal of the Aerospace Sciences 26(11), 767 - 768, 1959.

2.1.8 Kuo, H.L., Axisymmetric flows in the boundary layer of a maintained vortex, Journal of the Atmospheric Sciences 28, 20-41, 1971.

2.1.9 Wen, Y-K, Dynamic tornadic wind loads on tall buildings, Journal of Structural Division 101(ST1), 1975, 169 - 185.

2.1.10 Wood VT, White LW, 2011, A new parametric model of vortex tangential-wind profiles: development, testing and verification, Journal of the Atmospheric Science 68, pp. 990 - 1006.

2.1.11 Baker CJ, 2016, Debris flight in tornadoes, 8th International Colloquium on Bluff Body Aerodynamics and Applications, Boston, MA, Paper ID6.

2.2 竜巻通過経路周辺の観測値を用いた気圧降下の推定例

竜巻被害では，藤田スケールに代表されるように，その突風風速の大きさに注目が集まる[2.2.1]が，竜巻通過時には，その周囲で急激な気圧降下が短時間に発生する。建物内の家具などの屋外への飛び出しや窓や壁が建物外側に膨らむあるいは飛び出すなどの事象例は竜巻被害に多く見られる[2.2.2]。2012 年の竜巻による益子町での舗装道路アスファルトの剥離・飛散[2.2.2]なども “突然の気圧降下による吸上げ力” に関係していると考えられる。竜巻通過時の急激な気圧変化を観測できた例はほとんど見られないが，図 2.2.1 はアメリカで観測された竜巻通過時の急激な気圧降下の例[2.2.3]である。

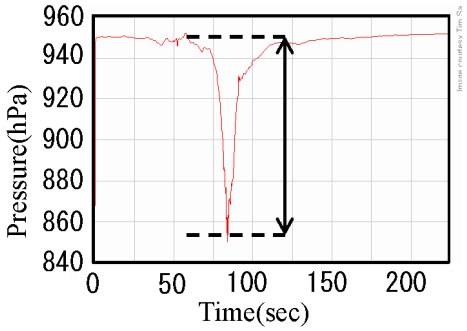


図 2.2.1　アメリカで観測された竜巻通過時の気圧変化[2.2.3]

わが国で竜巻内部を地上観測できた例は知られていないが，竜巻の通過経路の近傍で観測された気象記録から中心気圧の降下量を推定した報告[2.2.4]がある。1990 年 12 月 11 日千葉県茂原市を襲った竜巻はその経路付近の学校などで，風向風速，気圧，気温，相対湿度，雨量などが自記記録で得られている。詳細は文献[2.2.5]を参照頂きたいが，以下にその要点を引用する。

文献[2.2.5]では，観測記録から渦の強さを見積もるために，気圧式が与えられているモデルの一つであるビヤクネス(Bjerknes)渦で大気中の渦の気圧分布を仮定した。周辺気圧からの竜巻中心での気圧低下を ΔP_c，最大風速半径を r_m とすると，中心から r での気圧の低下 ΔP は次式で表される。

$$\Delta P = \Delta P_c / (1+x^2) \tag{2.2.1}$$

ここで，

$$x = r / r_m \tag{2.2.2}$$

茂原竜巻(1990)[2.2.4]では，竜巻経路周辺で観測された 2 カ所の気圧値(r_1 =400m で ΔP_1 = 8.8hPa, r_2 =980m で ΔP_1 = 1.5hPa)を式(2.1.1)に代入すると，このときの竜巻中心での気圧低下 ΔP_c は 226hPa で最大風速半径 r_m は 80m となり，地表での気圧分布を次式で推定されるとしている。

$$\Delta P = 226 / (1+x^2) \tag{2.2.3}$$

また，竜巻の風速分布を旋衡風で近似できるとすると，風速分布 $v(x)$を次式で表せる。

$$v = 193x / (1+x^2) \quad (2.2.4)$$

したがって，v が最大になるのは x=1 ($r = r_m$ = 80m)で，このとき v_m = 97m/s となる。

実際に 200hPa の気圧降下が生じたかの検証の方法はないが，上述のように，竜巻経路周辺の気象観測，とくに気圧値が記録されていれば，竜巻中心の気圧降下量をある程度推定できる。ただ，その精度は観測記録の精度に強く影響されることに注意が必要である。

石﨑ら[2.2.6]は外気圧の変化に対する室内圧の方程式を作り，簡単な実験から求めた建物の気密に関する係数を用いて，竜巻通過持に建物に作用する気圧差による力を評価している。この結果を実際の被害例に適用して，建物の被害が気圧差力によって発生する可能性を示した。建物上屋の飛散状況は土台や基礎との緊結状態に強く影響されるが，検討した被害建物では， 60mb(hPa)程度の気圧降下で上屋が引き離されると試算している。

上記のいずれも，竜巻通過時の気圧に関する情報が必要であるが，局所的な現象である竜巻の地上での気象情報を詳細に収集することは容易ではない。文献[2.2.7]は小型の気圧観測センサーを高密度に配置して，ダウンバースト発生時の気圧変化を捉えた例であるが，このような情報が蓄積されることが必要である。

参考文献

2.2.1 A Recommendation for an ENHANCED FUJITA SCALE(EF-Scale), Submitted to The National Weather Service and Other Interested Users, Rev.2, Texas Tech University, October 10, 2006.

2.2.2 平成 24 年 5 月 6 日に北関東で発生した竜巻の発生メカニズムと被害実態の総合調査, 平成 24 年度文部科学省科学研究費補助金（特別研究促進費, 課題番号：24900001）研究成果報告書（研究代表者：前田潤滋）, 2013.2.

2.2.3 Julian J. Lee, Timothy M. Samaras, Carl R. Young：PRESSU RE MEASUREMENTS AT THE GROUND IN AN F-4 TORNADO, 15.3, 22nd Conference on Severe Local Storms, American Meteorological Society, October 2004.

2.2.4 1990 年 12 月 11 日千葉県に発生した竜巻による暴風災害の調査研究, 文部省科学研究費(No.02306029), 突発災害調査研究成果,「自然災害」総合研究班（研究代表者：桂順治）, 平成 3 年 3 月.

2.2.5 文献 2.2.4 の第 1 章 3 節 茂原市の竜巻付近の気象要素, 平成 3 年 3 月.

2.2.6 石崎澄雄, 林泰一, 谷池義人, 急激な気圧変化に対する室内圧の応答, 防災研年報第 26 号 B-1, pp.323-329, 昭和 58 年 4 月.

2.2.7 Norose, K., F. Kobayashi, H. Kure, T. Yada, and H. Iwasaki, Observation of downburst event in Gunma prefecture on August 11, 2013 using a surface dense observation network, J. Atmos. Electr., 35, 31-41, 2016.

2.3 地上稠密気象観測データを用いた竜巻モデルの検討

2.3.1 はじめに

竜巻内部や周辺における気圧，気温や風速など気象要素を明らかにすることは，竜巻の構造を理解する上で重要であるが，実観測は極めて難しい。特に，竜巻周囲の気圧分布を明らかにすることは，力学構造を議論する上で必要であるものの，竜巻研究の最も困難な課題の一つとして未だに残っている。米国では，トルネードチェイサーが命がけで竜巻の中心気圧を観測したり[2.3.1]，大規模な竜巻追跡観測実験（VORTEX 計画[2.3.2]）時に地上気象観測装置で竜巻周辺の気圧を観測した記録が残されている[2.3.3]。国内でも，1990 年千葉県茂原市で発生した竜巻時に被害域周辺の高等学校（竜巻経路から約 400 m 離れた地点で 8.8 hPa の気圧降下量）で観測された例や，1978 年潮岬における竜巻事例で，被害周辺の潮岬灯台，京大風力実験所，潮岬測候所での観測（測候所が竜巻経路から最も近い距離にあり，75 m 離れた地点で気圧降下量 2.2 hPa を観測）事例などがある。竜巻近傍の地上観測データは貴重であるが，トルネードチェイサーが観測した事例はいずれも 1 地点であり，メソネットと呼ばれる観測網で捉えた事例でも数地点である。竜巻の発生から消滅までの全ライフサイクルを包含するような地上観測網で気圧データを観測した事例は未だ存在しない。

2013 年に群馬県伊勢崎市を中心に高密度な地上気象観測網（POTEKA（Point TEnki KAnsoku；ポテカ））が構築され，2013 年 8 月から試験運用が始まった。POTEKA は，2014 年までに約 50 か所, 2015 年までに約 150 か所の学校, コンビニなどに設置し, 地元自治体, 大学との社会貢献プロジェクトとして実運用を始め，研究，教育，防災，環境などの面で実際に活用されている。観測要素は，POTEKA-I では，気圧，気温，相対湿度，感雨，日照，POTEKA-II では，これに風向風速, 雨量が加わり, 1 分間隔での観測を継続している[2.3.4]。POTEKA の運用後, 2013 年 8 月にはダウンバーストを観測することに成功している[2.3.5]。2013 年 9 月 16 日未明に地上稠密観測網内の群馬県みどり市から桐生市にかけて突風被害が生じた。夜間に突風被害が生じたため目撃者はほとんどいなかったが，気象庁の調査により飛散物の状況等から竜巻（フジタスケール F1）と推定された。この竜巻による被害域は，POTEKA の観測域内であり，竜巻被害発生から終わりまでの一連の移動を包含する観測網で捉えた事例といえる。そこで，POTEKA 観測網内（54 箇所）の気圧データと被害情報を用いて，実観測に基づく竜巻周辺の気圧分布示し，既存の力学モデルの妥当性に関する検討を行った[2.3.6]。

2.3.2 竜巻の力学モデル

竜巻渦を大きく分けると，1 つの渦のみで構成される「単一渦竜巻」と 2 つ以上の渦から構成される「多重渦竜巻」に分けられる。米国ではしばしばスーパーセルに伴う巨大竜巻が多重渦として発生することがあるが，国内の大部分の竜巻は単一渦である。また，今回の竜巻も単一渦型と考えられる。そこで，本研究では，単一渦竜巻を表現する 4 つの力学渦モデル，すなわち，ランキン渦モデル，ビヤクネス渦モデル，フジタ DBT-77 渦モデル，バーガ

ース・ロット渦モデルを取り上げる。一般的に竜巻や台風などの同心円状の渦現象の風速分布を表現する場合，最もシンプルな力学モデルとして，「ランキン（Rankine）渦モデル」が広く用いられている。ランキン渦は，風速分布が高さに依存しない最もシンプルな解として風速分布を得ることが出来る。ランキン渦モデルでは竜巻の中心から最大風速半径 R_0 まで比例的に速度が増加し，R_0 より外側では反比例的に減少する。ランキン渦の風速分布において，最大風速半径 R_0 より外側の領域における風速減少の割合を緩やかになるように修正したモデルが「修正ランキン渦モデル」である。修正ランキン渦は，渦の中心から最大風速半径 R_0 までの内側領域における風速分布はランキン渦と同じである。ランキン渦および修正ランキン渦の風速分布を表す式を次に示す。

$$V = \begin{cases} V_{max}\dfrac{r}{R_0} & (r < R_0) \\ V_{max}\left(\dfrac{R_0}{r}\right)^{\alpha} & (r \geq R_0) \end{cases} \tag{2.3.1}$$

α は修正ランキン渦の係数であり，α が 1 の場合がランキン渦となり，R_0 より外側の速度の減少の度合いが異なる修正ランキン渦は，$0 < \alpha < 1$ として定義される。

ビヤクネス（Bjerknes）は，ランキン渦の内域と外域の風速分布が異なる式で記述される不便さを指摘し，ランキン渦の風速分布を滑らかにさせたモデルを提唱した。潮岬竜巻や茂原竜巻事例では，ビヤクネス渦を用いて竜巻の中心気圧と風速分布が推定された[2.3.7, 2.3.8]。ビヤクネス渦の気圧式を次に示す。

$$\triangle P = \frac{\triangle P_c}{(1+x^2)} \tag{2.3.2}$$

ここで，$x = r/R_0$ とする。最大風速半径 R_0 において，最大風速 V_{max} となり，$\triangle P$ と $\triangle P_c$ はは，それぞれ周辺気圧から竜巻の中心から距離 r 離れた地点の気圧差，周辺気圧から竜巻中心までの気圧差を表す。

$$\frac{dP}{dr} = \frac{\rho V^2}{r} \tag{2.3.3}$$

竜巻渦は旋衡風バランスが成り立つと仮定し，式（2.3.3）から導かれた速度関係式を式（2.3.4）に示す。

$$V = \sqrt{\frac{2\Delta P_c}{\rho}}\,\frac{x}{1+x^2} \tag{2.3.4}$$

「ビヤクネス渦モデル」は，観測された気圧データと竜巻から観測地点までの距離が既知

であるときに竜巻の中心気圧を推定することが可能であり，それをもとに，竜巻の最大風速を推定することが出来る（(2.3.4）式の $x = 1$ の時)。

「フジタ（Fujita, DBT-77）渦モデル」は，アメリカ合衆国原子力規制委員会（NRC）がより現実に近い竜巻速度場をモデル化したいという要望から，藤田博士が 1978 年に実際の竜巻の観測記録を基に考案した工学モデルである。このモデルでは，竜巻を半径方向に 3 つの領域（内部コア・外部コア・最外領域）に分割して速度場をモデル化している。内部コアでは，中心回りに剛体回転運動するのみであり，上昇流はない。その外側の外部コア R_0 では剛体回転運動のほかに強い上昇流が存在する。図 2.3.1 に示すように，Fujita は風速分布式を次のように表した[2.3.9]。

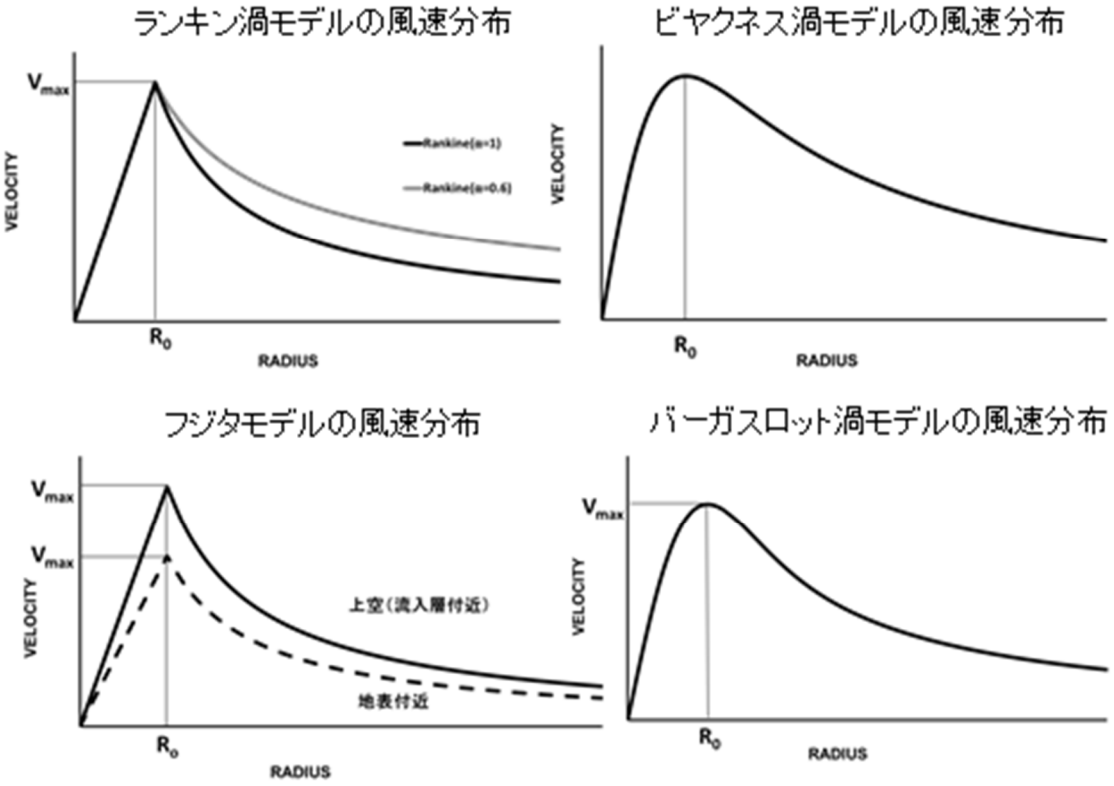


図 2.3.1　各竜巻力学モデルの風速分布

流入層 H_i と R_0 は比例関係であり，流入指数 i (inflow index)は経験的に次のように考えられている。

$$R_0 = iH_i \tag{2.3.5}$$

$$i = 0.55(1 - n^2) \tag{2.3.6}$$

ここで，n は経験的に次のように考えられている。

$$n = 0.9 - 0.7\exp(-R_0) \tag{2.3.7}$$

そこで，接線風速 V は次のように定義される。

$$V = F(r)F(h)V_{max} \tag{2.3.8}$$

$$F(r) = \begin{cases} \frac{r}{R_0} & (r < R_0) \\ \frac{R_0}{r} & (R_0 \leqq r) \end{cases} \tag{2.3.9}$$

$$F(h) = \begin{cases} \left(\frac{z}{H_i}\right)^{k_o} & (z < H_i) \\ \exp\left(-k\left(\frac{z}{H_i} - 1\right)\right) & (H_i \leqq z) \end{cases} \tag{2.3.10}$$

ここで，定数 k_o と k は実測を積み重ねることにより同定されるべき係数であるが，モデル提案時点ではそれぞれ k_o= 1/6，k= 0.03 が推奨されている[2. 3. 9]。これから流入層 H_i は，経験式から 24（m）となる。高さが増すに伴い V_{max} の値も大きくなりランキン渦モデルの V_{max} に近づく。最も V_{max} が大きい高度は流入層付近である。

「バーガース-ロット（Burgers-Rott）渦モデル」は，単一渦型の渦の下層収束や上昇流，粘性を考慮に入れたモデルである。接線速度成分は次に示す。

$$V = V_{max}\left(\frac{R_0}{r}\right)\left[1 - \exp\left(-K\left(\frac{r}{R_0}\right)^2\right)\right] \tag{2.3.11}$$

経験的に定数 K は 1.2564 が用いられる。風速分布での V の頂点は，フジタ DBT-77 渦モデル（Z= 3）とほぼ同じ値であり，粘性を考慮した場合は V_{max} と R_0 が同じ値を用いた時，ランキン渦モデルに比べ風速分布は小さくなる。バーガース-ロット渦モデルの風速分布を図 2.3.1 に示す。但し，粘性と動径風を考慮する必要があり，単純に旋衡風を仮定することができないため，ここでは言及しない。

2.3.3 2013 年 9 月 16 日に群馬県みどり市で発生した竜巻

2013 年 9 月 16 日未明，台風 18 号が日本の南海上を発達しながら北上していた。大型で強い台風 18 号は，潮岬の南海上を通って 16 日午前 8 時に愛知県豊橋市付近に上陸した。その後台風は速度を速めながら北東に進み，21 時には北海道付近に達した。台風 18 号の接近・通過に伴い，四国から北海道にかけて大雨となり，中国地方から北海道の広い範囲で最大風速 20 m/s を超える強風が観測された。15 日から 16 日にかけて，各地で発達した積乱雲に伴い，10 件の竜巻と 2 件の突風被害が生じた。竜巻の発生時刻は，15 日 14 時 30 分頃（和歌山県 F1），17 時 10 分頃（和歌山県 F1），18 時 05 分頃（和歌山県 F1），21 時 10 分頃（三重県 F0），22 時 30 分頃（栃木県 F0），16 日 01 時 30 分頃（埼玉県 F1），02 時 00 分頃（埼

玉県 F1），02 時 20 分頃（群馬県 F1），02 時 30 分頃（埼玉県 F1），02 時 40 分頃（埼玉県 F0）であった（図 2.3.2）。なお，1 つの台風に伴う竜巻発生数は，気象庁が組織的な突風調査の統計を取り始めてから最多であった。

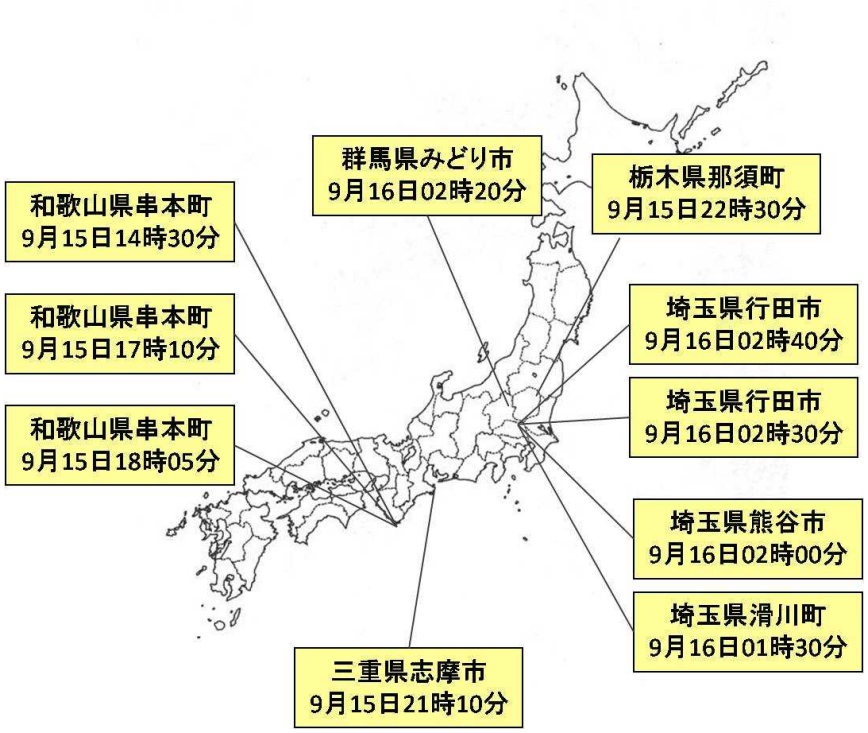


図 2.3.2　2013 年 9 月 15 日から 16 日にかけて発生した 10 件の竜巻発生地点

関東地方は台風の暖かく湿った空気が南から流入し，大気は不安定な状態であり，16 日 01 時のひまわり画像でも，関東には台風外側の雲がバンド状に進入していたことがわかる（図 2.3.3）。15 日 21 時における館野の高層気象観測データから積乱雲を発生させる不安定度の強さを示す CAPE（Convective Available Potential Energy：対流有効位置エネルギー）は 1018 J/kg（1000 J/kg を超えると大気が中程度の不安定），積乱雲がメソサイクロンを持つスーパーセルへと組織化する可能性を示す，鉛直シアーの指標である SReH（Storm Relative Environmental Helicity：ストームに相対的なヘリシティー）は 173 m^2/s^2（150～299：弱い竜巻（F0～F1）の発生する可能性あり），CAPE と SReH を用いた竜巻の発生しやすさを示す EHI（エネルギーヘリシティインデックス）は 1.04（1.0～：スーパーセルへの発達の可能性あり）であった。

図 2.3.3　2013 年 9 月 16 日 01 時のひまわり赤外画像（気象庁）

関東では 15 日夜から，台風外側のレインバンドに伴う積乱雲が次々と通過した。東京レーダー（気象庁）の 10 分ごとの画像を見ると，竜巻発生時には発達した積乱雲に対応する強エコーが南から北へと北上していた。みどり市で突風被害が発生する前（02 時 10 分）のレーダーエコーは 80 mm/h を越える高い降水強度を伴っていた（図 2.3.4）。加えて，この積乱雲は竜巻の親渦に相当するマイソサイクロンがドップラー速度場のパターン（極大値と極小値）から，02 時 05 分，02 時 11 分，02 時 15 分において検出された。マイソサイクロンの直径は約 2 km，移動速度は北向きに 15 m/s であった。

2013 年 9 月 16 日 02 時 20 分頃，群馬県みどり市と桐生市で突風被害が発生した。夜間に発生したため目撃者はほとんどいなかったが，被害や痕跡が帯状に分布し，被害発生時刻に被害地付近を活発な積乱雲が通過中であったことや，被害や痕跡から推定した風向に収束性や回転性を示す部分があることから気象庁は竜巻と推定した。各々の被害は，住家の屋根瓦の飛散やビニールハウスの倒壊であり，被害範囲は，長さが約 5 km，幅は約 200 m，被害の強さはフジタスケールで F1（33～49 m/s：約 10 秒間の平均風速）と推定された[2.3.10]。

みどり市によれば，みどり市の笠懸町阿佐美や大間々を中心に建物損壊 104 棟，倒木 14 件，ビニールハウスの損壊 32 件，その他 33 件（車の破損，電柱の傾き，電線切れ）の被害があり 2 名の軽傷者が確認された。住家の被害のほとんどは屋根瓦の損壊であった。東京電力太田支社によると，みどり市内で 02 時 20 分に停電が確認された。被害周辺から約 5 km 離れた桐生アメダスの観測データでは，16 日 00 時～03 時の最大瞬間風速は 10.8 m/s（02 時 50 分）であった。

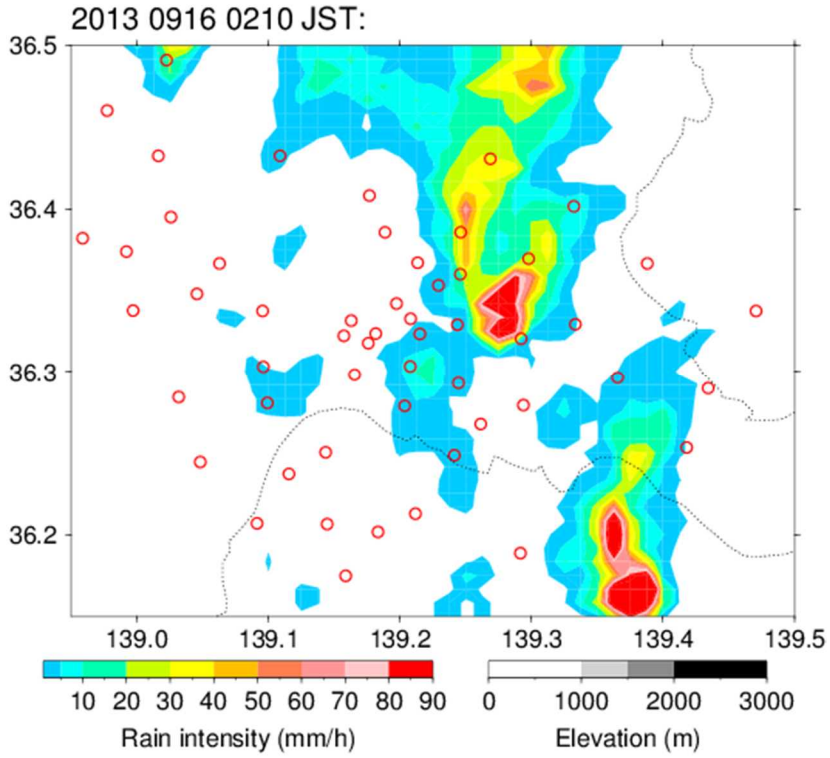


図 2.3.4　2013 年 9 月 16 日 02 時 10 分気象庁レーダーの降水強度と POTEKA 地点（○印）

2.3.4 稠密地上気象観測網

POTEKA（ポテカ）とは，伊勢崎市と明星電気が 2013 年夏季から共同で始めた地上稠密気象観測網プロジェクトである。小型簡易気象計，伊勢崎市を中心とした小中学校（11 箇所）とコンビニエンスストアや公園（43 箇所）の計 54 箇所に配置し，熱中症予防対策や突風や短時間降雨対策を目的として気象要素（気温，相対湿度，気圧，感雨，日照）の観測を行い，インターネットを用いてリアルタイムでデータを公開する“その場の気象情報”の利活用の実証実験である[2.3.4]。POTEKA は小中学校の校庭や屋上の地上 1.5 m の高度，あるいはコンビニエンスストアの屋上に設置し，1.5 ～4 km 間隔の空間分解能を有している。データ収集は 1 分間隔でクラウド環境（POTEKA ラボ）へ伝送される。これにより，リアルタイムの情報をメール配信や WEB 閲覧を通して取得可能となった。POTEKA の観測開始後（2013 年 7 月）からすでに 8 件の竜巻，ガストフロント，ダウンバーストなどの突風事例を捉えることに成功している[2.3.11]。2014 年度からは，新型 POTEKA により上記の気象要素に加えて風向風速と雨量の観測が可能となり，さらに観測点が 145 箇所へと拡大された（図 2.3.5）。ちなみに，気象庁の地域気象観測システム，アメダス（AMeDAS）は，全国に約 1300 箇所あるが，約 17～21 km 間隔である。さらに，アメダスは気圧計を有しておらず，気圧を測定している気象官署の観測網は平均すると数 10 km 間隔である。

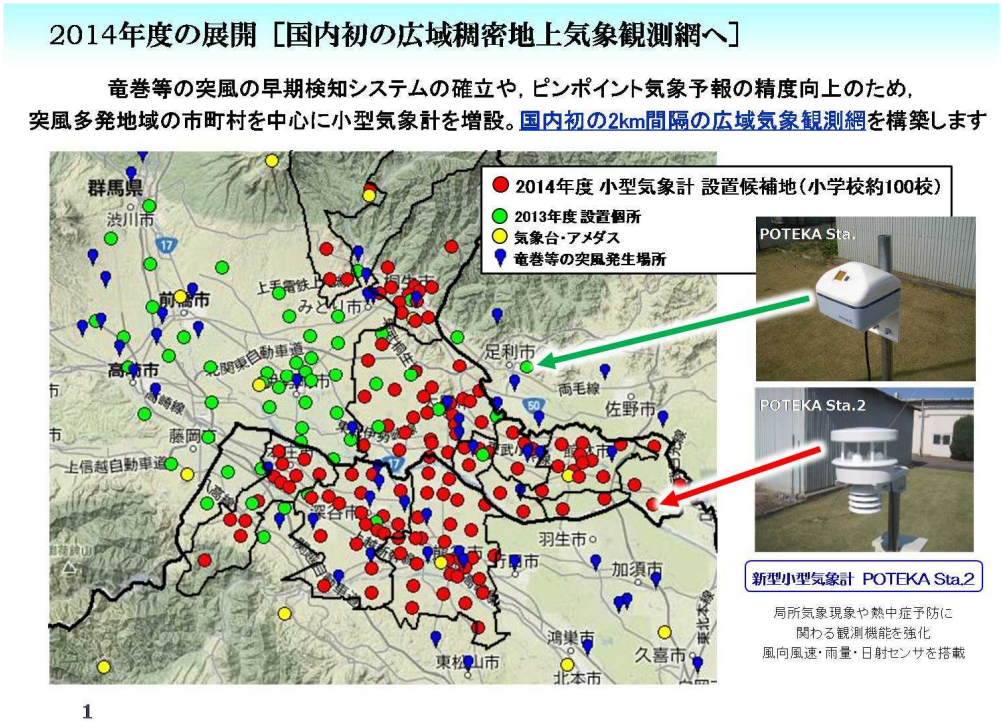


図 2.3.5　地上稠密気象観測網（POTEKA）の配置図（明星電気）

図 2.3.6 は 01 時 55 分から 02 時 10 分までの気圧偏差の時間変化を示したものである。観測された気圧データを海面気圧に変換し 5 分間の気圧偏差等値線を描くと，01 時 55 分－02 時 00 分において，被害発生場所の南側で－0.5 hPa 以上の低圧部が，　02 時 00 分－02 時 05 分では－0.7 hPa 以上，02 時 05 分－02 時 10 分では－0.9 hPa 以上の負の気圧偏差域が大きくなりながら北上したことがわかる。また，図中の赤線で囲った東西 15 km 程度の範囲は被害周辺のおける有意な気圧降下（0.3 hPa 以上の変化）があった観測地点の領域である。

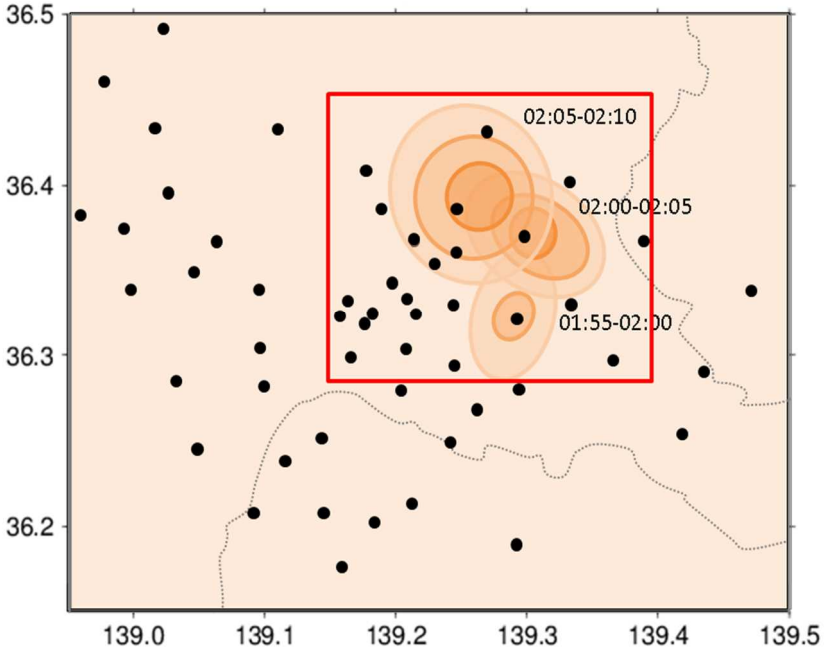


図 2.3.6　2013 年 9 月 16 日 01 時 55 分から 02 時 10 分までの 5 分間の気圧偏差分布

POTEKA54 地点のうち有意な気圧降下があった 19 地点の最大気圧降下量（⊿P）と気圧降下開始時刻および最大気圧降下した時刻を図 2.3.7 に示す。被害周辺における気圧変化のうち被害開始点（気象庁）から最も近い POTEKA 地点（A 地点）の海面気圧の時系列変化を図 2.3.8 に示す。地点 A の気圧の時系列は全体的に台風の影響で降下している中，複数の積乱雲通過に伴う 0.5 hPa 未満の気圧変動が確認される。他地点の気圧データでも同様の変化が見られた。その中で，特徴的な気圧変化が地点 A のみに見られた。すなわち，01 時 52 分～02 時 11 分の間で 3 hPa の気圧降下が観測された中で，01 時 52 分～02 時 07 分間で 1.5 hPa の気圧降下と 02 時 07 分～02 時 11 分間で 1.5 hPa という，緩やかな気圧降下（前半）と急な気圧降下（後半）の 2 段階の気圧降下がみられた。

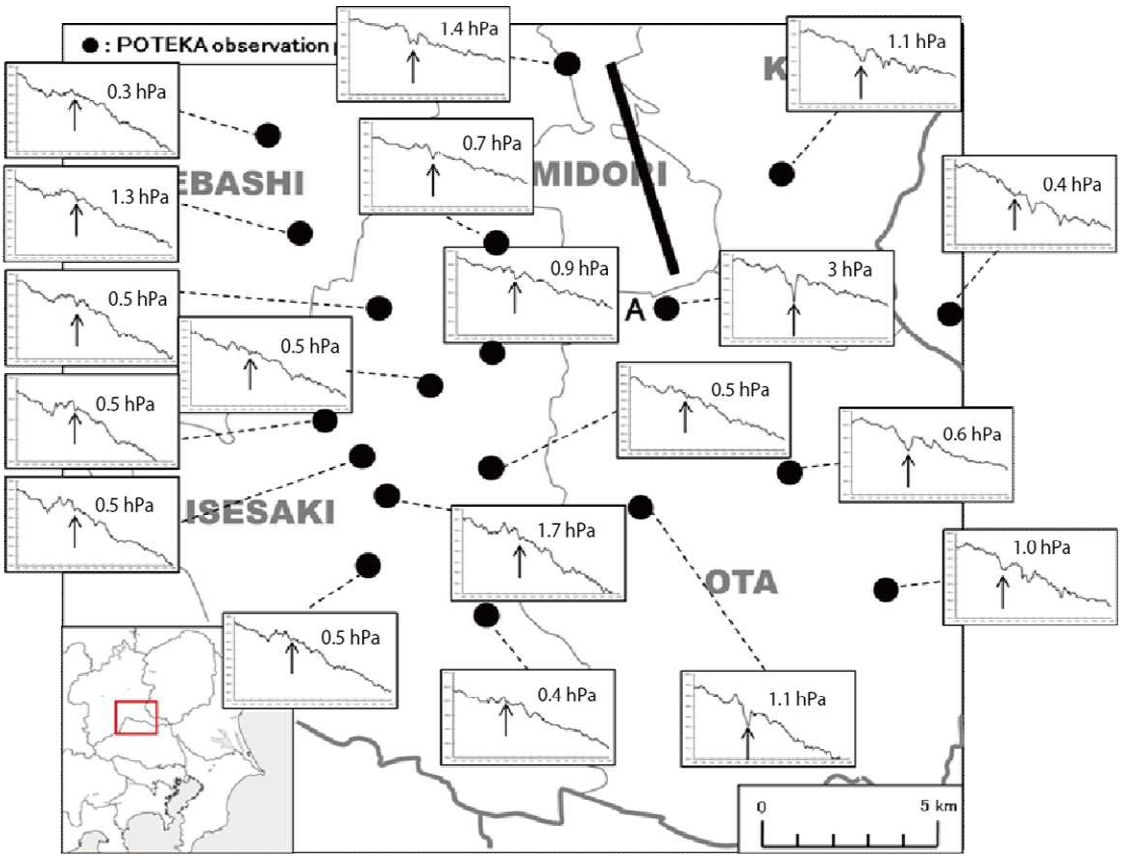


図 2.3.7　被害周辺の 19 地点の海面気圧時系列データ
（矢印は最大気圧降下した時刻，数値は最大気圧降下量 ΔP）

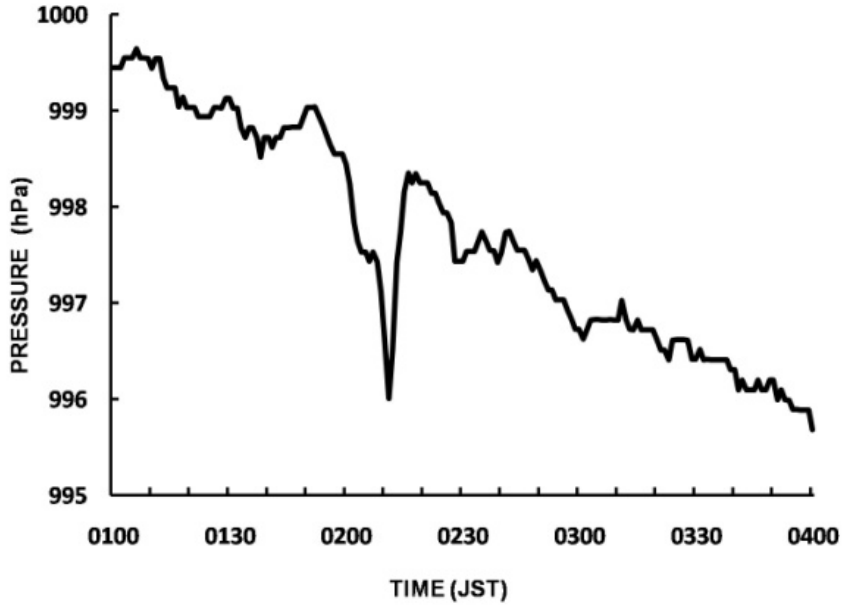


図 2.3.8　地点 A における海面気圧の時系列

2.3.5 地上気圧データを用いた渦モデルの検討

観測された 19 地点の気圧データをもとに，本節では渦モデルへの適用について論じる。まず，19 個のデータを数学的に処理して近似曲線（対数分布による近似直線）を求めたところ，相関係数は 0.8 となった。この近似式に最も適用可能であったのが，近似直線の傾きを α という関数で調整できる修正ランキン渦であった。つまり，α＝0.46 の時近似直線の傾きに一致した。

次に，実際の被害から最大風速（V_{max}）と最大風速半径（R_0）を仮定した上で，各モデルの適用可能性を論じる。本解析では次の 4 点を仮定した。すなわち，①2 段階の気圧降下が観測された地点 A は，竜巻渦とマイソサイクロン両方の影響を受けたとし，他の地点はマイソサイクロンのみの影響を受けたとする。また，地点 A の 2 段階の気圧降下のうち，②前半の緩やかな気圧降下（1.5 hPa）をマイソサイクロン，後半（1.5 hPa）を竜巻渦の影響であるとする。渦モデルを適用するにあたり，最大風速（V_{max}）と最大風速半径（R_0）を被害状況から次のように推定した。気象庁によれば，被害範囲の最大幅は 200 m，長さは 5 km で，フジタスケールで F1 であったため，最大被害幅の 200 m に部分では，少なくとも被害が生じているので F0 の下限値（約 20 m/s）の風速であったと仮定した。また，F1 の風速を中間値である 40 m/s とし，③F0 の下限値（20 m/s）が最大被害幅（200 m）の半分である 100 m（R=100）地点で，F1 の風速，V_{max}（40 m/s）は R=100 の半分である 50 m（R_0=50）で生じたものとした。マイソサイクロンに関しては，④V_{max} は，被害が生じていないという点から，フジタスケールの F0 の下限値（20 m/s）とし，R はドップラー速度場から検出されたマイソサイクロンの直径である 1 km とした。被害開始地点を原点とし，各 POTEKA 地点（19 地点）までの距離と気圧降下開始の気圧から気圧降下後のピークまで差（最大降下量）をプロットした。なお，空気密度（ρ）は，02 時 00 分から 02 時 20 分までの間の平均海面気圧（997.4 hPa）と平均気温（25.4 ℃）から求めた ρ= 1.2 kg/m^3 を用いた。

ランキン渦モデル（修正ランキン渦）の風速（2.3.1）式から旋衡風を仮定し圧力式に変換した式を次に示す[2.3.12]。

$$\Delta P = \begin{cases} -\frac{1}{2}\rho {V_{max}}^2 \left[\frac{1}{\alpha} + 1 - \left(\frac{r}{R_0}\right)^2\right] & (r < R_0) \\ -\frac{1}{2\alpha}\rho {V_{max}}^2 \left(\frac{R_0}{r}\right)^{2\alpha} & (R_0 \leqq r) \end{cases} \tag{2.3.12}$$

V_{max}（40 m/s），R_0（50 m）を用いてランキン渦モデル（α=1）の曲線を求めたところ，曲線の傾きが大きく（急な傾き），気圧分布から大きく離れた結果となった。なお，この時の推定中心気圧降下量は，－19 hPa であった（図 2.3.9）。

修正ランキン渦曲線は α の値によって曲線の傾きの度合いを調整することができるため，

気圧式（2.3.12）を用いて修正ランキン渦モデル（0<α<1）の曲線を求めた。V_{max}（40 m/s），R_0（50 m）を仮定して，最小二乗法により求めた近似曲線は α= 0.35 となり，推定中心気圧降下量は－36 hPa であった（図 2.3.9）。なお，気圧分布を対数分布として直線近似した結果，近似曲線は α= 0.46 となり，いずれの場合も α= 0.5 以下の値であった。

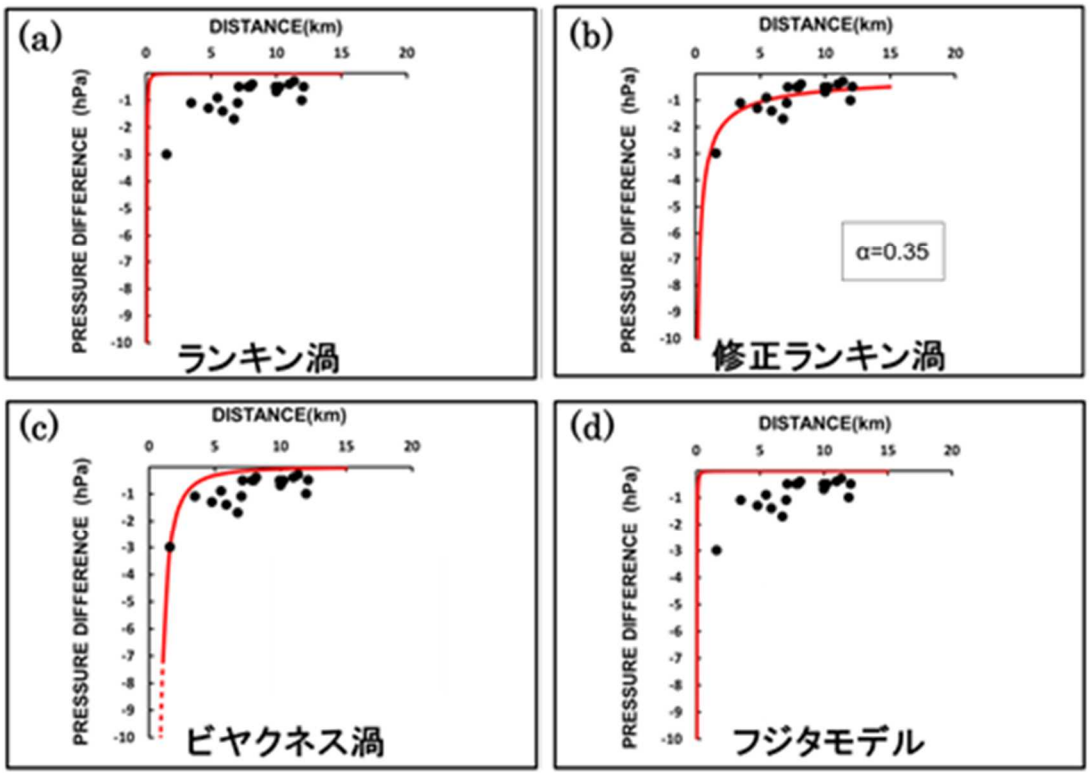


図 2.3.9　各竜巻モデルで気圧観測データと Vmax=40 m/s，R_0=50 m を適用した気圧曲線

ビヤクネス渦モデルの気圧式は，（2.3.2）を用いて気圧曲線を求めた茂原竜巻や潮岬竜巻の事例と同様に，実際に観測された地点 A のデータ（被害域から地点 A の距離（1.6 km），地点 A の最大気圧降下量⊿P（3 hPa），R_0（50 m））を用いると，推定中心気圧降下量は約－3100 hPa となった。潮岬事例のように数 10 m の観測データを用いた場合とは異なり，ビヤクネス渦では，1 km 程度の距離にある観測データでは，実際に観測された気圧データと観測地点の距離を用いた場合，本事例においては非現実的な中心気圧となった。

フジタ DBT-77 渦モデルの気圧式は，風速式を変換した気圧式（2.3.13）を用いた。

$$\triangle P = \begin{cases} -\rho V_{max}{}^2 \left[\frac{1}{2}\left(\left(\frac{z}{H_i}\right)^{K_0}\right)^2 + \frac{1}{2} - \frac{1}{2}\left(\frac{r}{R_0}\right)^2\right] & (r < R_0) \\ -\frac{1}{2}\rho V_{max}{}^2 \left[\left(\left(\frac{z}{H_i}\right)^{K_0}\right)^2 \left(\frac{R_0}{r}\right)^2\right] & (R_0 \leqq r) \end{cases} \quad (2.3.13)$$

V_{max}（40 m/s），R_0（50 m），ビニールハウスの高さである z（3 m）を用いて曲線を求めたところ曲線の湾曲が大きく，実気圧分布から大きく離れた結果となった。なお，この時の推定中心気圧降下量は－14 hPa であった（図 2.3.9）。

以上のように，実観測データを用いて竜巻周辺の気圧分布を表す渦モデルを，既存の竜巻力学モデルで検討した結果，係数 α の値を変化させることのできる「修正ランキン渦モデル」が最適であった。さらに本事例では，少なくとも被害域から 2 km 以上離れた地点では，直接竜巻渦の影響は受けておらず，気圧降下は上空の親渦（マイソサイクロン）の影響を受けたものと考えられた[2.3.13]。マイソサイクロンの最大風速半径 R=1 km，V_{max}=20 m/s を仮定して，観測された気圧分布（ただし，最も近傍の観測地点（図 2.3.8）のマイソサイクロンによる気圧降下は，前半部分の 1.5 hPa と仮定）を包含する α を求めると，0.35～0.75 の範囲であった（図 2.3.10）。

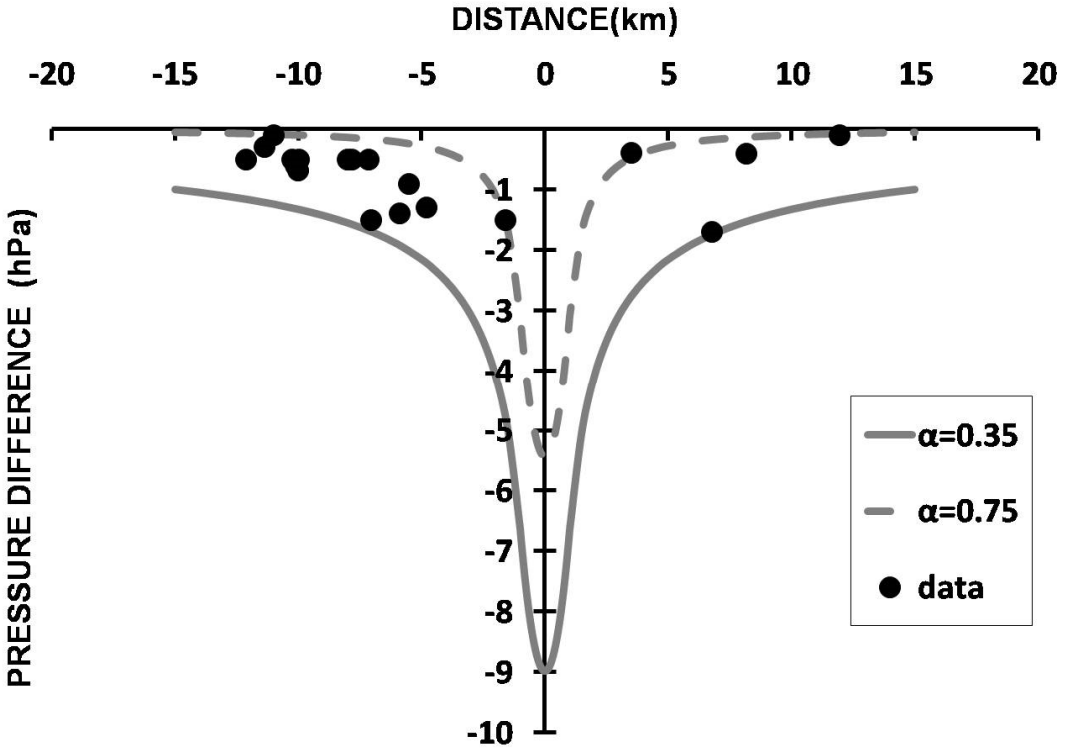


図 2.3.10　修正ランキン渦でマイソサイクロン（R=1 km，V_{max}=20 m/s）を仮定した場合の気圧分布曲線

2.3.6 まとめ

実際に被害をもたらした竜巻について，超高密度地上観測網で捉えた地上気圧データを用いて，竜巻の気圧分布を表現する渦モデルを検討した。実際の被害分布から，最大風速半

径と最大風速を仮定（R_0=50 m，V_{max}=40 m/s）して，ランキン渦，修正ランキン渦，ビヤクネス渦，フジタ DBT-77 渦モデルを比較した結果，係数 α を変化できる修正ランキン渦が最適であった。近似曲線から求めた修正ランキン渦の係数は α= 0.5 以下となり，先行研究の報告例（α= 0.6～0.7）と比較すると小さい値となった。本事例では，竜巻の被害域から 10 km 離れた観測点でも 0.3 hPa 以上の気圧降下が観測され，上空の親渦（マイソサイクロン）の影響が地上の気圧データに現れたものと考えられた。マイソサイクロン（最大風速半径 R=1 km，V_{max}=20 m/s）を仮定して，観測された気圧分布を包含する修正ランキン渦の α は，α= 0.35～0.75 の範囲で，近似曲線の係数は α= 0.51 であった。このような，竜巻渦とマイソサイクロンの係数の違いが構造上の何を表しているかは興味深い。今回の結果は，竜巻の工学モデルを構築する際，竜巻渦と同時にメソサイクロンあるいはマイソサイクロンを考慮したモデルを考える必要があることを示唆している。仮に，竜巻渦と親渦（マイソサイクロン）が同じ修正ランキン渦モデルで表現でき，同じ係数の値で表すことができれば，シンプルなモデルで地上の渦から親雲まで竜巻全体を表すことができる可能性を意味している。

今後，さまざまな竜巻事例に関して，地上観測値から α を検討する必要がある。さらに，時間変化の著しい竜巻や親渦（メソサイクロン／マイソサイクロン）の移動や発達などの変化も考慮した研究も行う必要がある。高密度の地上気象観測網はまだ試験的な段階であるが，例えば今回データを用いた POTEKA は海外を含めて展開地域の広がりをみせており，これまで観測が困難と考えられてきた竜巻やダウンバーストを既に捉えている。検討対象地域が定まっている場合，対象領域に高密度地上気象観測網を展開することは具体的に可能な段階に来ており，ドップラーレーダーによる上空の観測と併せて地上観測データの蓄積が望まれる。

2.3.7 竜巻の工学モデルの検討と今後の課題

上記のような観測記録から如何にして地上付近の竜巻渦のスケールを特徴づけるパラメータを抽出するかが，竜巻の工学モデルの検討に際して必要となる。一般に，地上付近の竜巻渦は図 2.3.11 に示したように大きく次の領域に分けられる[2.3.14]。すなわち，マサツ効果や下層収束の影響を強く受ける領域（turbulent boundary layer， REGION II），強い上昇流域（corner region， REGION III），その上空の剛体回転（旋衡風バランスが成立する領域）で近似できる渦領域（core， REGION Ib），その外側（outer flow， REGION Ia），および上空の領域（REGIONⅣ）と区別される。地上の被害を考える場合は，地表付近の領域 II や領域 III を扱う必要がある。つまり，地上摩擦や収束（上昇流）効果の大きな地表付近をパラメータ化することが求められる。ただし，実際に観測される竜巻の地上付近の挙動は，著しい時間変化を示し複雑である。例えドップラーレーダーで直接竜巻渦を捉えることができたとしても，数 10 事例を蓄積して平均的な構造を示すためには長い時間を要する。

このような背景のため，現在でも渦領域 Ib（core）に対して単純な力学的なモデル（ランキン渦）を適用し，できるだけ共通のデータを用いてパラメータ化を行っている。なお，被

害調査から推定される最大風速は地上付近の値であり，一方摩擦を考えない旋衡風バランスの成立する渦領域は上空に存在するが，高度方向は無視して議論を進めている。旋衡風バランスを仮定した上での，必要なパラメータは表 2.3.1 のとおりであるが，最大風速 V_{max}，移動速度 V_m, 最大風速半径 R と継続時間 T は, 現地調査から推定せざるを得ない。さらに，気圧降下 Pc は観測が難しいために旋衡風の関係式から導出するしかない。

表 2.3.1 竜巻の工学モデルで用いられるパラメータ

パラメータ	パラメータの説明とその決定方法
最大風速:　V_{max}	竜巻渦の風速（最大風速）は，個々の構造物被害から風速を推定できる場合やドップラーレーダーなどで測定できる場合もある。しかしながら，このようなデータがすべての竜巻で得られるわけではない。ここでは F スケールに対応する風速レンジの最大値をもって最大風速 V_{max} と定義する。
移動速度:　V_m	被害調査から判断できる場合には竜巻渦の移動から求める。無理な場合は，親雲のレーダーエコーの移動速度で代用する。
最大接線風速:　V_t	被害調査から最大接線風速を見積もることは難しく，ドップラーレーダーで地上付近の竜巻渦の直接観測も現状では実行は難しいので，最大風速から移動速度を減じたものを最大接線風速と定義する。 $Vt = \quad Vmax - Vm$
最大風速半径:　R	地上被害に竜巻渦（吸い上げ渦）の痕跡が残されたり，地上付近の竜巻渦の映像やドップラー速度が得られれば，渦の半径を推定するが可能である。しかしこのようなデータが得られることは少ないので，便宜上ここでは最大被害幅の 1/2 をもって最大風速半径とする。
気圧降下:　P_c	気圧測定は困難なので，理論式から中心気圧を推測する。V_t と R が既知として，旋衡風バランスを仮定して求められる。
継続時間:　T	地上被害調査, 竜巻画像解析，レーダー観測データを総合して判断する。

最も簡潔な解として，動径方向の速度（u）と鉛直運動（w）をゼロとし，摩擦も考えないランキン渦（Rankine vortex）が用いられる。半径 r_c の内側では一様な風速増加が認められ，角速度，渦度は一定に保たれる。半径 r_c の外側では，風速は半径に反比例する，potential vortex flow で特徴付けられ，接線風速（maximum tangential velocity）は半径 r_c の内外で異なった式で与えられるため，半径 r_c における最大風速 V_{max} での連続性は担保されていない。半径 r_c の内側では角速度は一定であり，渦度 ζ も定数である。一方半径 r_c の外側では渦度

はゼロである（渦なし流）。力学的には旋衡風バランス（気圧傾度力と遠心力）が成り立っており，竜巻の中心気圧 Po は，半径 r_c における気圧 $P(r_c)$ と中心気圧 P(o)との差を ΔP とすると，$\Delta P = \rho(o) \cdot V_{max}^2 / 2$ で表される。これに対して，半径 r_c における最大風速 V_{max} での連続性を考慮したのがビヤクネス渦である。本事例の場合，竜巻周辺の気圧分布を適用して力学モデルを吟味した結果，係数 α を変化させて調整することが可能な修正ランキン渦が最適であった。

より複雑で現実に近い竜巻渦を表現する場合，下層収束や上昇流を考慮に入れた力学モデルが提唱されている。単一渦で下層収束と上昇流を考慮に入れた，one-cell 型の渦（バーガース-ロット渦）や，多重渦を考慮に入れた， two-cell 型の渦（サリバン渦）などがある（図 2.3.12)。しかしながら，地上付近（turbulent boundary layer: REGION II, corner region: REGION III）における収束量や上昇流を観測することは困難であり，パラメータ化することが現段階では不可能といえる。つまり，気象学の観点からはモデルの整合性を議論することができず，工学的な竜巻モデルとして，簡素化された力学モデル（ランキン渦やその改良版）が用いられているのが現状といえる。

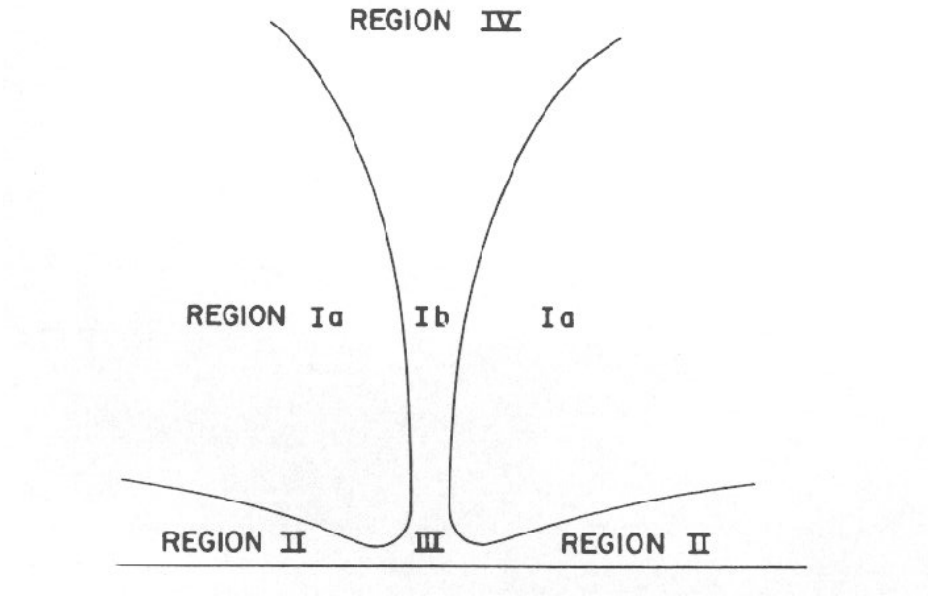


図 2.3.11　竜巻渦の領域

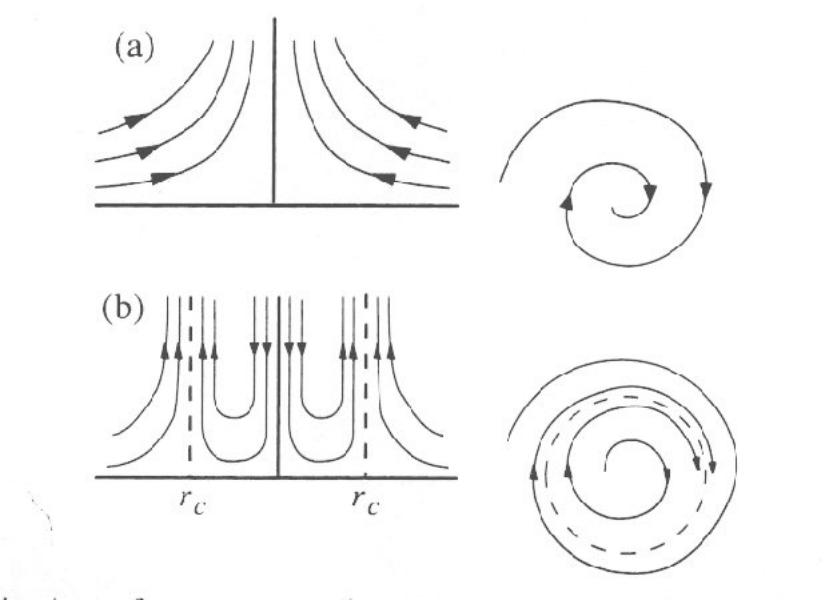


図 2.3.12　one-cell 型の渦（a）と two-cell 型の渦（b）

参考文献

2.3.1 Lee, J. J., T. M. Samaras, and C. R. Young, Pressure measurements at the ground in an F-4 tornado, Amer. Meteor. Soc., 2004 [Available online at http://ams.confex.com/ams/11aram22sls/techprogram/paper_81700.htm.]

2.3.2 Wuran, J., D. Dowell, Y. Richardson, P. Markowski, E. Rasmussen, D. Burgess, L. Wicker and H. B. Bluestein, The second verification of the origins of rotation in tornadoes experiment: VORTEX2, Bull. Amer. Meteor. Soc., 93, 1147-1170, 2012

2.3.3 Karstens, C. D., T. M. Samaras, B. D. Lee, W. A. Gallus Jr. and C. A. Finley, Near-ground pressure and wind measurements in tornadoes, Mon. Wea. Rev., 138, 2570-2588, 2010

2.3.4 前田亮太，鈴木真枝，呉宏堯，森田敏明，岩崎博之，群馬県を中心とした地上稠密観測実証実験 POTEKA プロジェクトの概要と結果，日本大気電気学会誌，84，45，2014

2.3.5 Norose, K., F. Kobayashi, H. Kure, T. Yada, and H. Iwasaki, Observation of downburst event in Gunma prefecture on August 11, 2013 using a surface dense observation network, J. Atmos. Electr., 35, 31–41, 2016

2.3.6 小林文明，野呂瀬敬子，呉宏堯，森田敏明，地上稠密観測 POTEKA による竜巻・ダウンバーストの観測，日本気象学会春季大会講演予稿集，(105)，B155, 2014

2.3.7 石崎潑男，光田寧，林泰一，1978 年 9 月 16 日に潮岬を襲った竜巻について，京都大学防災研究所年報，22(B-1)，371-384, 1979

2.3.8 林泰一，光田寧，岩谷祥美，1990 年 12 月 11 日房総半島で発生した竜巻について，

日本風工学会誌，51, 1-14, 1992

2.3.9 Fujita, T. T., Workbook of tornadoes and high winds for engineering applications, Univ. Chicago, 1978

2.3.10 前橋地上気象台，平成 25 年 9 月 16 日に群馬県みどり市と桐生市で発生した突風について，2013, http://www.jma-net.go.jp/maebashi/oshirase/siryou/jmamot_20130917.pdf

2.3.11 佐藤香枝，矢田拓也，呉宏堯，小林文明，地上稠密観測 POTEKA による 2014 年度夏季の突風現象の観測結果，日本大気電気学会誌，86，37-38, 2015

2.3.12 Inoue, H. Y., K. Kusunoki, W. Kato, H. Suzuki, T. Imai, T. Takemi, K. Bessho, M. Nakazato, S. Hoshino, W. Mashiko, S. Hayashi, T. Fukuhara, T. Shibata, H. Yamauchi and O. Suzuki, Finescale Doppler radar observation of a tornado and low-level misocyclones within a winter storm in the Japan Sea coastal region, Mon. Wea. Rev., 139, 351-369, 2011

2.3.13 小林文明，木村孝承，呉宏堯，2013 年 9 月 16 日群馬県で発生した竜巻の地上稠密観測データを用いた解析，日本風工学会誌，143, 135-136, 2015

2.3.14 Houze, R. A., Cloud Dynamics, Academic Press, 573pp, 1993

2.4 ＬＥＳによる竜巻状流れ場の生成

2.4.1 はじめに

前節までに検討してきた数学的に与えられる竜巻渦モデルは最大風速やコア半径等の限られた情報から流れ場を再現できる特長を有するが，現実の竜巻状流れ場にみられる非定常性や局所的な非一様性が含まれておらず，また，再現できる場も限られたものである。一方，地上付近の限られた範囲に限定すれば，竜巻状流れ場をナビエストークス方程式の境界値問題として数値的に解くことにより，非定常性や局所的な非一様性を含めた流れ場を求めることができる。本節ではナビエストークス方程式に空間フィルタを施した基礎方程式を解くラージエディシミュレーション（Large Eddy Simulation, LES）という手法を用いて，非定常流れ場を計算し，流れ場の性質を調べる。2.4.2 では竜巻シミュレーターによる実験を参考に，境界条件を変化させることにより様々な形態の渦を生成できることを示し，その性質を調べる。また，2.4.3 ではより現実の竜巻発生条件に近いと考えられる水平シアを有する流れ場から竜巻状渦の生成を試み，その性質を調べる。

2.4.2 ＬＥＳで生成した竜巻状渦の形態と気流性状

2.4.2.1 自然界で発生する竜巻の形態

自然界で発生する竜巻の形態は様々である。水滴や塵，飛散物により可視化された渦の形態だけをとっても，図 2.4.2.1 のように漏斗上のもの，管状のもの，真直ぐなもの，曲がったもの，複数の渦からなるものなどが挙げられる。これらの渦の気流性状については，観測や実験等によって，少なからず解明が進んではいるが，未知な部分も多く残されている。特に，竜巻状の渦をモデル化する際には，ランキン渦のような単純で，簡単な関数で近似されたモデルが用いられるが，上記のような様々な形態をもった竜巻中の気流性状との差異を明らかにしておくことは意義のあるところである。

本項では，従来実験室で様々な竜巻状の渦を生成する（図 2.4.2.2）ために用いられた方法に倣い，非定常乱流場を数値計算で作り出すことができるラージエディシミュレーション（LES）を用いて，いくつかの代表的な形態を持った渦を発生させて，その気流性状を明らかにする。

ウィキペディアより　　撮影：kaibara87

図 2.4.2.1 様々な形態をもった竜巻

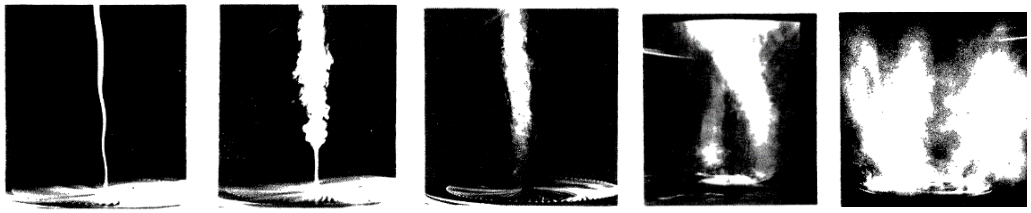


図 2.4.2.2 実験室で生成された様々な形態をもつ竜巻状の渦
（文字信貴ら：京都大学防災研究所年報, 1983, 1985 より）

2.4.2.2 解析方法

解析は乱流モデルに LES を用い，有限差分法をもちいて運動方程式を離散化した計算コード（リアムコンパクト社製）を用いて行った[2.4.2.1]。計算領域は竜巻内の気流性状が十分解像でき，地面境界および周囲の環境場の気流性状を適切に与えることのできる範囲とした。具体的には，図 2.4.2.3 に示すような竜巻シミュレーターに準じた形状をもち，図 2.4.2.4 に示すような直交格子系の解析領域内に対流域と収束域を持っている。上部の対流域は半径 R_{cvt}，高さ H_c の円筒形で，上面中央部には半径 R_{top} の円形の吸出口に一様流出（上向き一定）速度 W_{top} を与えて上昇流を発生させている。対流域では上部の流出口と下方の収束域との接合部分を除いて no-slip 条件を用いる。対流域の円筒に外接する計算格子（図 2.4.2.4 中グレーで塗りつぶした部分）の風速を 0 としている。収束域は，一辺 $2D$ の正方形水平断面をもつ高さ H_d の直方体で，上端は直径 R_{ud} の開口部で対流域と接している。収束域の上端開口部以外の上面および底面には no-slip 条件を用いる。収束域の側面は図 2.4.2.5 に示すように，slip 条件，自由流出条件および風速（ディレクレ条件）を適宜与えて，収束域に流入する気流性状を制御している。

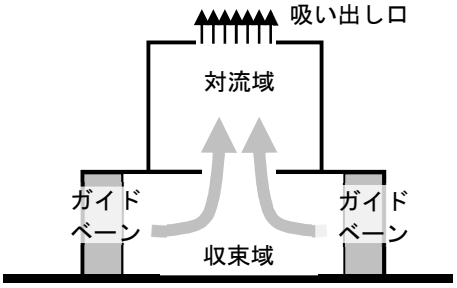


図 2.4.2.3　竜巻シミュレーターの概要

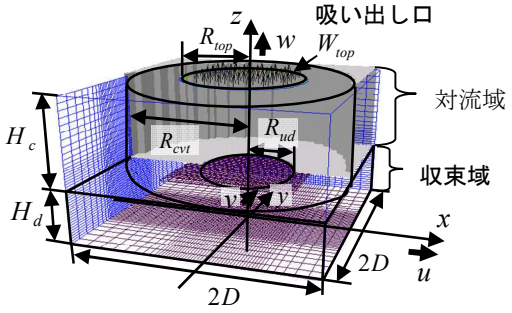
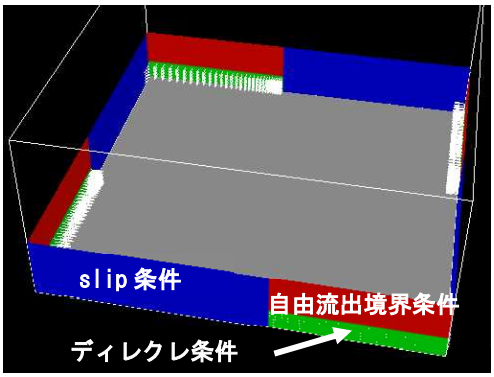
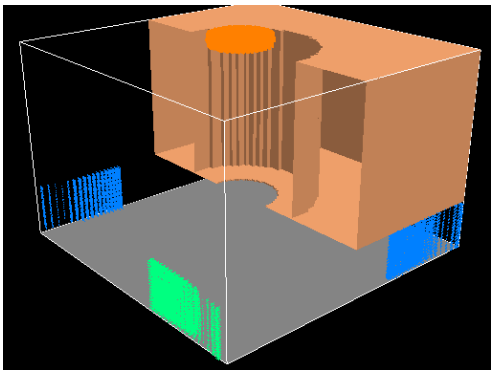


図 2.4.2.4　計算領域の座標系および計算格子



収束域における風速境界条件



収束域の形状と流入・流出状況

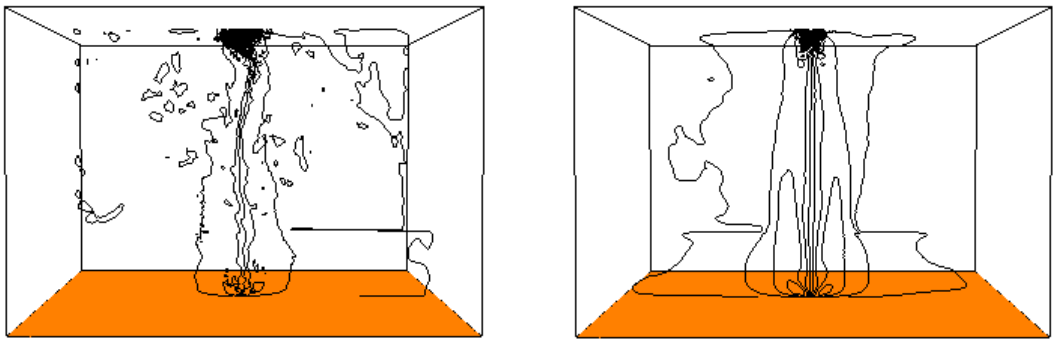
図 2.4.2.5　境界面における風速分布の与え方

ここでは，飛来物の飛翔運動の解析に用いるため形状の異なる渦を３種類発生させた。すなわち，比較的乱れが少なく，渦中心の位置がほぼ垂直に立ち上がっており，渦中心部に定常的に下降流が存在しない渦（以下では１セル型と呼ぶ），渦中心の位置が変動するが，渦は１つで立ち上がっており，渦中心部に定常的に下降流が存在する渦（以下では２セル型と呼ぶ），複数の渦が一塊となって大きな渦を形成する渦（以下では多重渦と呼ぶ）の３種類である。

非定常乱流場の計算を行う LES によって生成された渦は時間と共に変動するので，渦の中心位置も時間とともに変化する。渦の計算は解析領域内の風速を０とした初期条件から開始し，時間平均風速がほぼ一定になるまで計算を進めた後，各計算点における風速の平均値がほぼ一定になるまで計算を進めてその間の時系列データを出力し，解析に用いた。

次節以降で気流性状の比較を行うにあたり，渦内の風速の平均値，最小値，最大値を以下のように算出して比較した。

１．計算領域内において各計算点における時間平均値を求める（図 2.4.2.6)。
２．収束域内において，水平面内における圧力の時間平均値が最も低い位置を各高さで求める。
３．２で求めた圧力の時間平均値が最も低い位置における水平位置を渦の時間平均中心位置とし，この位置を中心として，風速の３軸方向成分および圧力の時間かつ円周方向に積分して平均値，最小値，最大値を求める。具体的には，高さ Z，上記渦の中心から同じ距離 R の円周上において風速および圧力の時間平均値を積分して求めた時空間平均値，および，円周上の計算期間内の最小値，最大値を高さ Z および半径 R の 2 次元鉛直平面上で求めた。



瞬間値　　時間平均値

図 2.4.2.6　鉛直中央断面における鉛直断面に直交する水平風速成分の等値線

なお，計算の詳細は平成 27 年度の報告書[2.4.2.2]で示した通り，多重渦の形態をもつ渦に関しては計算格子解像度が粗く，多重渦を構成する小さな渦（ここでは以降“子渦”と呼ぶ）の内部の流れの様子が十分に解像できていないことを指摘した。そこで，計算格子の解像度を水平・鉛直方向に２倍に上げた。すなわち，各方向の格子間隔を半分とし，格子数を２×２×２＝８倍として計算を行った。また，１セル型の渦も最大接線風速半径が格子間隔に対して小さい結果となっていたことから，２セル型の渦と共に多重渦と同じように格子間隔を半分，格子数を８倍として解像度を上げた計算を行った。生成した渦の気流性状を次節以下にまとめる。なお，以下の表示において，求めた渦内の風速に関しては図図 2.4.2.7 のように，座標系および風速を定義する。

x,y,z 座標：空間に固定された直角座標系
X,Y,Z 座標：渦の中心を原点とする直角座標系
V_t：接線風速：接線方向時間平均水平風速
V_r：径風速：半径方向時間平均水平風速
W：鉛直風速：鉛直方向時間平均風速

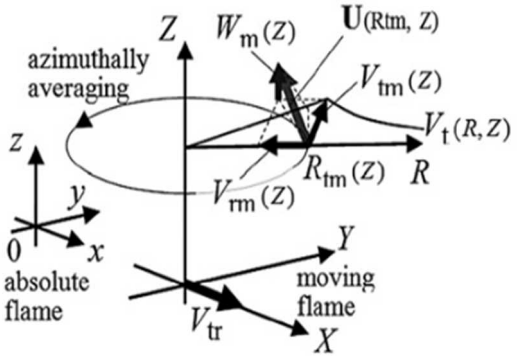


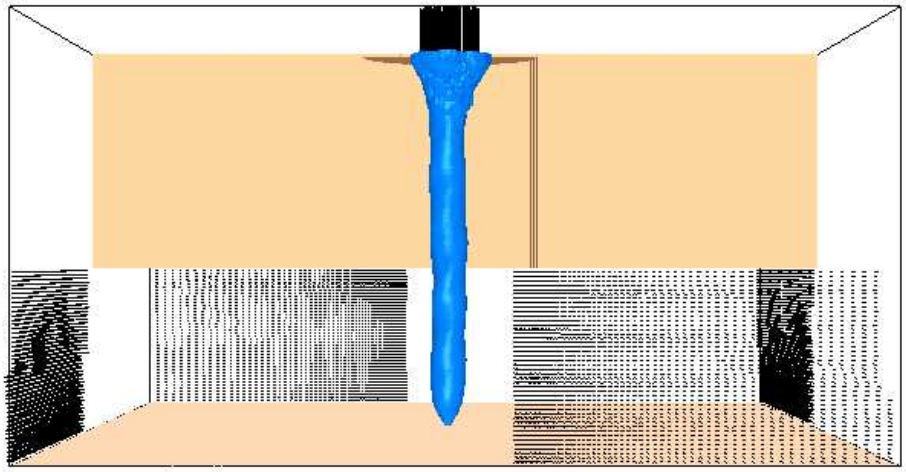
図 2.4.7 座標系および風速の定義

2.4.2.3 １セル型の渦の気流性状

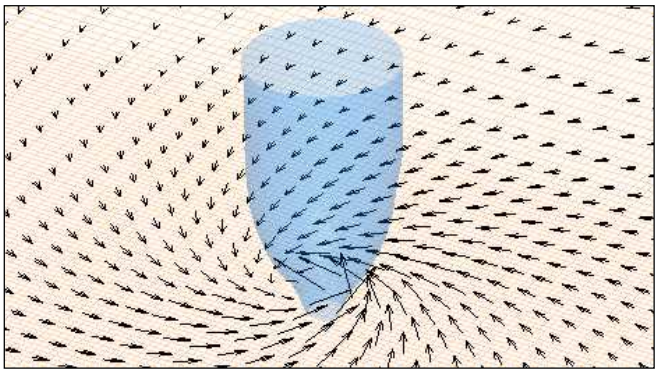
１セル型の渦は図 2.4.2.8a に示すように対流域の半径が最も小さく，かつ，対流域の半径と仕切り板の半径が同じ大きさであるような形状の解析領域を用いて渦を生成した。この渦は今回発生させた渦の中で最も乱れが少なく，渦全体の時間的な移動も小さく，渦の中心も解析領域の中央で鉛直方向にほぼまっすぐな渦となった。各高さにおける接線方向の時間平均水平風速 V_t（以降，接線風速と呼ぶ）の最大値 V_{tm}（以降，最大接線風速と呼ぶ）をとる半径 R_{tm}（以降，最大接線風速半径と呼ぶ）は図 2.4.2.9 に示すように高さによって変化する。図には半径 R_{tm} の位置における最大接線風速 V_{tm}，半径方向時間平均水平風速 V_{rm}，鉛直方向時間平均風速 W_m，および，

$$S = \frac{\pi R_{t\max}^2 V_{t\max}}{\pi R_{top}^2 W_{top}} \tag{2.4.2.1}$$

で定義するスワール比 S の高さ方向の変化を求めて描いている。ここで R_{top} は解析領域上面の吸出し口の半径，W_{top} は吸出し口における吸出し速度，V_{tmax} は最大接線風速の最大値，R_{tmax} は最大接線風速が最大値 V_{tmax} をとる際の半径 R_{tm} である。図 2.4.2.9 中シンボル○で示すように，接線風速が各高さでとる最大値 V_{tm} は高さ方向に変化し V_{tm} が最大値 V_{tmax} をとる高さは $Z = 2R_{tmax}$ 付近となる。しかし，それより上空では V_{tm} の値はあまり変化しない。2.4.2.2 で述べた方法を使って求めた渦の時間平均位置をもとに，風速および圧力の平均値，最小値，最大値を高さ Z および中心からの距離 R を鉛直 2 次元平面上で示した図 2.4.2.10 を見ると，半径方向時間平均水平風速 V_r（以降，径風速と呼ぶ）は地面付近で最小値をとり，渦中心方向に向かう風速は最も強くなる。鉛直方向時間平均風速 W（以降，鉛直風速と呼ぶ）は V_t が最大値 V_{tmax} をとる領域の内側，渦中心付近で最大値をとる。したがって，流れは平均的に地面付近で渦中心に吹き込んだ後，渦中心で上昇する。径風速 V_r は-0.5V_{tmax} から 0.2V_{tmax} の範囲，鉛直風速 W は最大 1.4V_{tmax} 程度の値をとる。接線方向水平風速の瞬間値は-1.9V_{tmax} から 1.9V_{tmax} の範囲，半径方向風速の瞬間値は-1.9V_{tmax} から 1.9V_{tmax} の範囲，鉛直方向風速の瞬間値は-0.8V_{tmax} から 2.4V_{tmax} の範囲に達する。



a. 解析領域全体



b. 地面付近を拡大

図 2.4.2.8　渦の生成の様子
低圧部を青色の等値面で示す

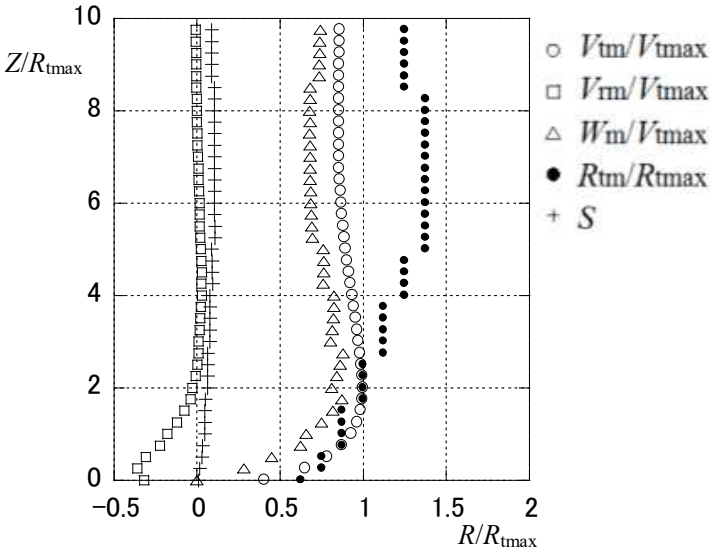


図 2.4.2.9　最大接線風速，径風速，鉛直風速，最大接線風速半径，
スワール比の最大接線風速半径の位置におけるプロファイル

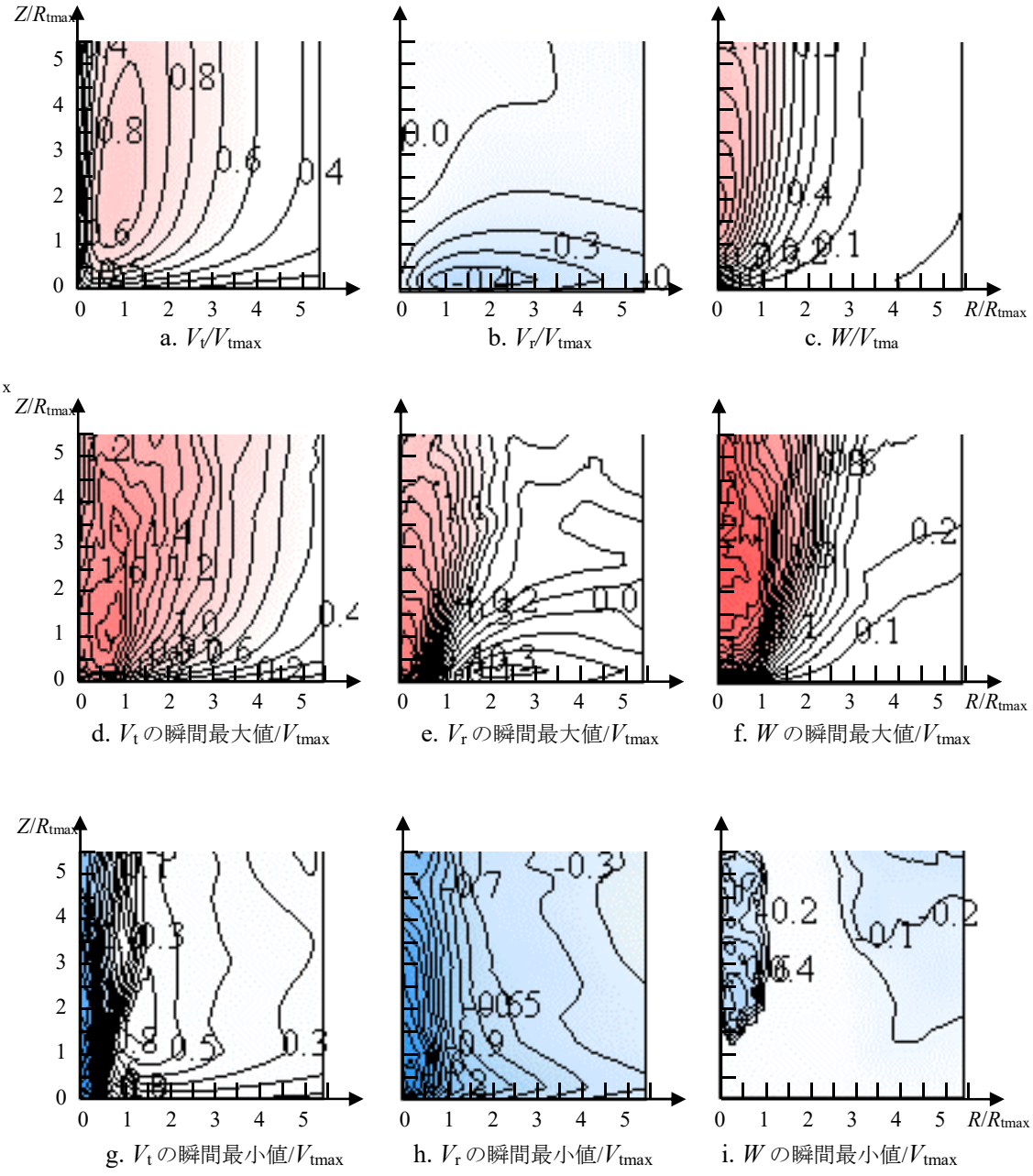
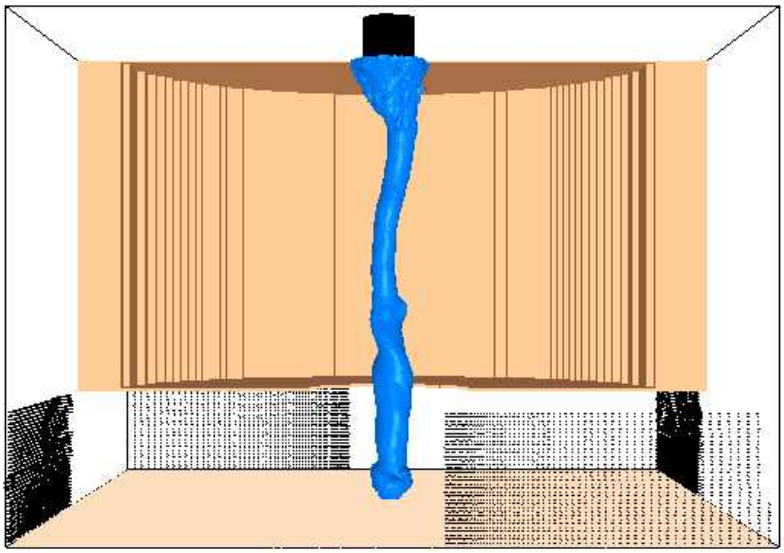


図 2.4.2.10　各風速成分の平均，瞬間最大値，最小値の分布

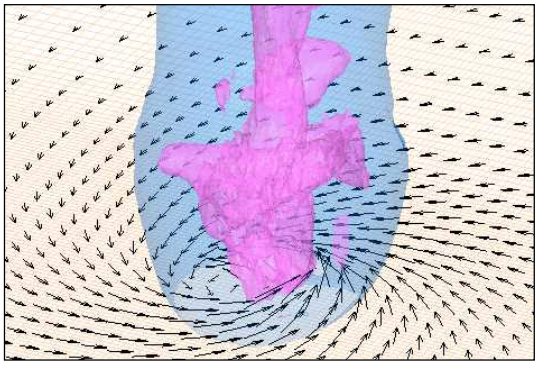
圧力の時間平均値が最低となる位置をもとに求めた渦の中心からの距離 R と高さ Z による鉛直 2 次元平面上に，円周上に積分した風速および圧力の時間平均値，円周上の最小値，最大値を示す。

2.4.2.4 ２セル型の渦の気流性状

図 2.4.2.11 に示す通り２セル型の渦では，１セル型の場合よりも対流域の半径を大きくした。一方，対流域と収束域の仕切り板の開口部の半径は１セル型と同じ大きさである。この渦は平均的には解析領域の中央で鉛直方向にほぼまっすぐな渦となったが，１セル型の渦に比べると時空間的な変動は大きく，渦中心が時間的に移動する量も大きい。図 2.4.2.12 に示すように，接線風速が最大値 V_{tm} をとる半径 R_{tm} における径風速 V_{rm}，鉛直風速 W_m，および，スワール比 S は高さ方向に変化する。図中シンボル○で示す V_{tm} は高さ方向に変化し，最大値 V_{tmax} をとる高さは $Z = 0.5R_{tmax}$ 付近となる。それより上空では V_{tm} の値は１セル型に比べて変化が大きく，上空に行くと $0.7V_{tmax}$ まで下がった後，ほぼ一定の値となっている。また，接線風速が各高さで最大値 V_{tm} をとる半径 R_{tm}，および，スワール比の値が１セル型よりも大きくなっている。図 2.4.2.13 に示す風速および圧力の平均値，最小値，最大値の鉛直 2 次元平面上の分布からわかるように，渦の中心に下降流領域が定常的に存在しているのが１セル型と異なる特徴である。径風速 V_r は地面付近で最小値をとり，渦中心方向に向かう風速は最も強くなる。鉛直風速 W は V_t が最大値 V_{tmax} をとる領域の内側，渦中心付近で最大値をとる。したがって，流れは平均的に地面付近で渦中心に吹き込んだ後，接線風速が最大になる領域のすぐ内側で上昇し外側に向かう。径風速 V_r は $-0.7V_{tmax}$ から $0.3V_{tmax}$ の範囲。鉛直風速 W は最小 $-0.2V_{tmax}$ 最大 $0.7V_{tmax}$ 程度の値をとる。接線方向水平風速の瞬間値は $-1.4V_{tmax}$ から $1.9V_{tmax}$ の範囲，半径方向風速の瞬間値は $-1.6V_{tmax}$ から $1.5V_{tmax}$ の範囲，鉛直方向風速の瞬間値は $-1.0V_{tmax}$ から $1.5V_{tmax}$ の範囲となった。



a. 解析領域全体



b. 地面付近を拡大

図 2.4.2.11　渦の生成の様子
低圧部を青色，下降流域を紫の等値面で示す

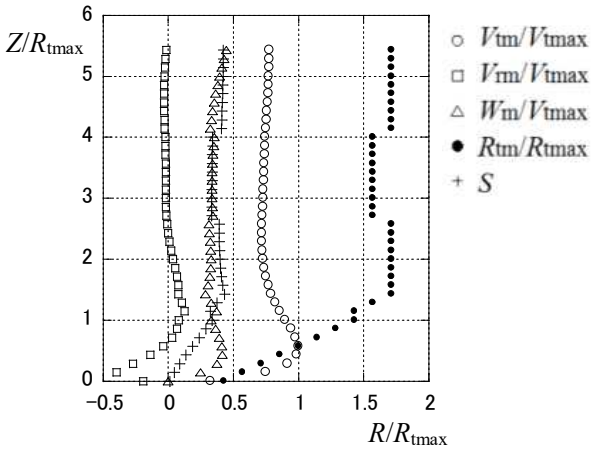


図 2.4.2.12　最大接線風速，径風速，鉛直風速，最大接線風速半径，
スワール比の最大接線風速半径の位置におけるプロファイル

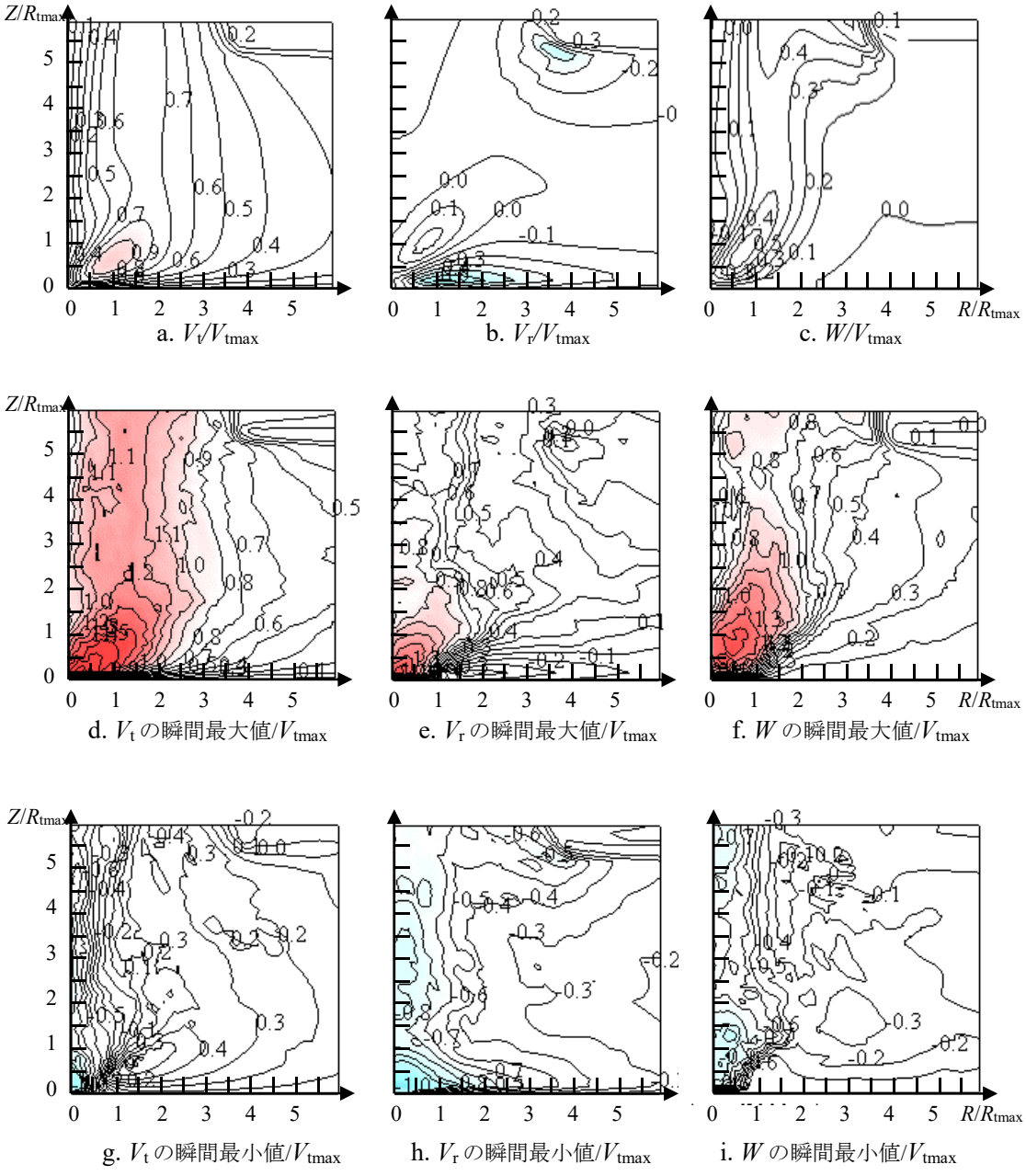


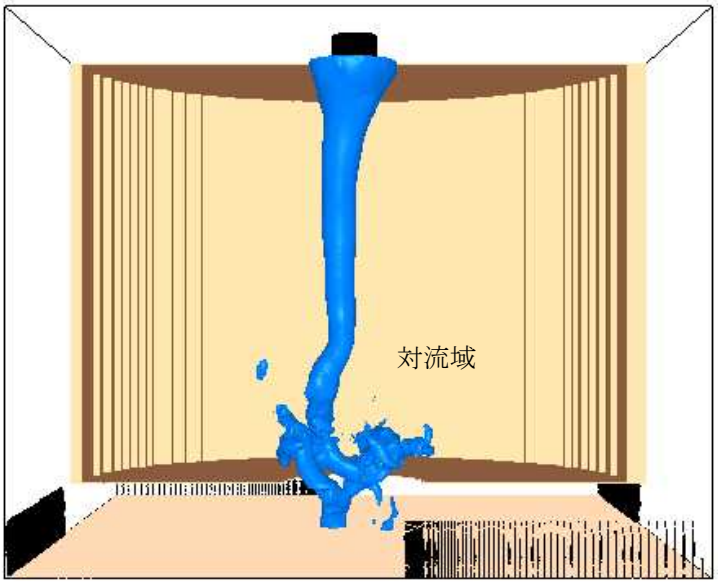
図 2.4.2.13　各風速成分の平均，瞬間最大値，最小値の分布

圧力の時間平均値が最低となる位置をもとに求めた渦の中心からの距離 R と高さ Z による鉛直 2 次元平面上に，円周上に積分した風速および圧力の時間平均値，円周上の最小値，最大値を示す。

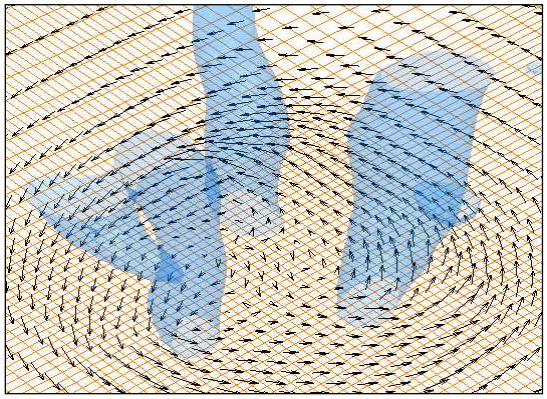
2.4.2.5 多重渦型の渦の気流性状

複数の渦が集まって１つの渦を作っている多重渦を作り出すには，図 2.4.2.14a に示すように大きな対流域をもった計算領域が必要となった。一方，収束域の厚さは対流域の厚さに比べて小さく，複数の渦が見られる範囲は対流域と収束域間の仕切り板より上方に及んでいる。さらに，今回用いた格子解像度では図 2.4.2.14b に示すように各子渦の中の風向・風速変化も十分に解像できている。時間平均値でみると，図 2.4.2.15 中シンボル○で示すように最大接線風速 V_{tm} は高さ $Z = R_{tmax}$ 付近までほぼ一定の値をとり，最大接線風速半径 R_{tm} も高さによらずほぼ一定となる。また，このタイプの渦は今回作り出した渦の中で最も大きなスワール比を持つ。図 2.4.2.16 に示す風速および圧力の平均値，最小値，最大値の鉛直 2 次元平面上の分布からわかるように，接線風速，および，径風速の分布は，時間平均値は２セル型の渦と同様な分布形状を示すが，鉛直風速は地面付近で弱く，仕切り板近くで大きな値をとる。また，渦中心では，鉛直風速の時間平均値は負の値をとり，下降流となっている。

径風速 V_r は$-0.4V_{tmax}$ から $0.2V_{tmax}$ の範囲。鉛直風速 W は地面・渦中心付近では，$-0.2V_{tmax}$ から $0.2V_{tmax}$ の範囲。接線方向水平風速の瞬間値は$-0.8V_{tmax}$ から $1.8V_{tmax}$ の範囲。半径方向風速の瞬間値は$-1.2V_{tmax}$ から $1.0V_{tmax}$ の範囲。鉛直方向風速の瞬間値は$-0.7V_{tmax}$ から $0.9V_{tmax}$ の範囲となった。



a. 解析領域全体



b. 地面付近を拡大

図 2.4.2.14　多重渦の生成の様子
低圧部を青色，下降流域を紫の等値面で示す

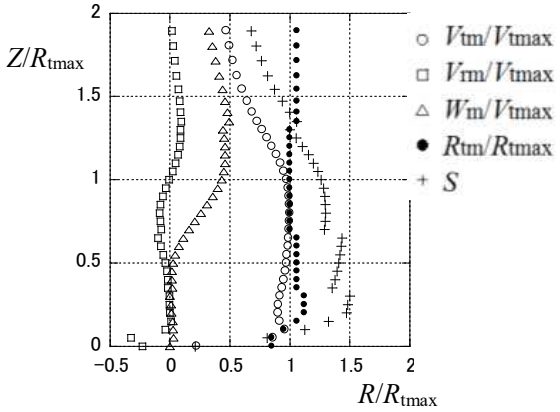


図 2.4.2.15　最大接線風速，径風速，鉛直風速，最大接線風速半径，
スワール比の最大接線風速半径の位置におけるプロファイル

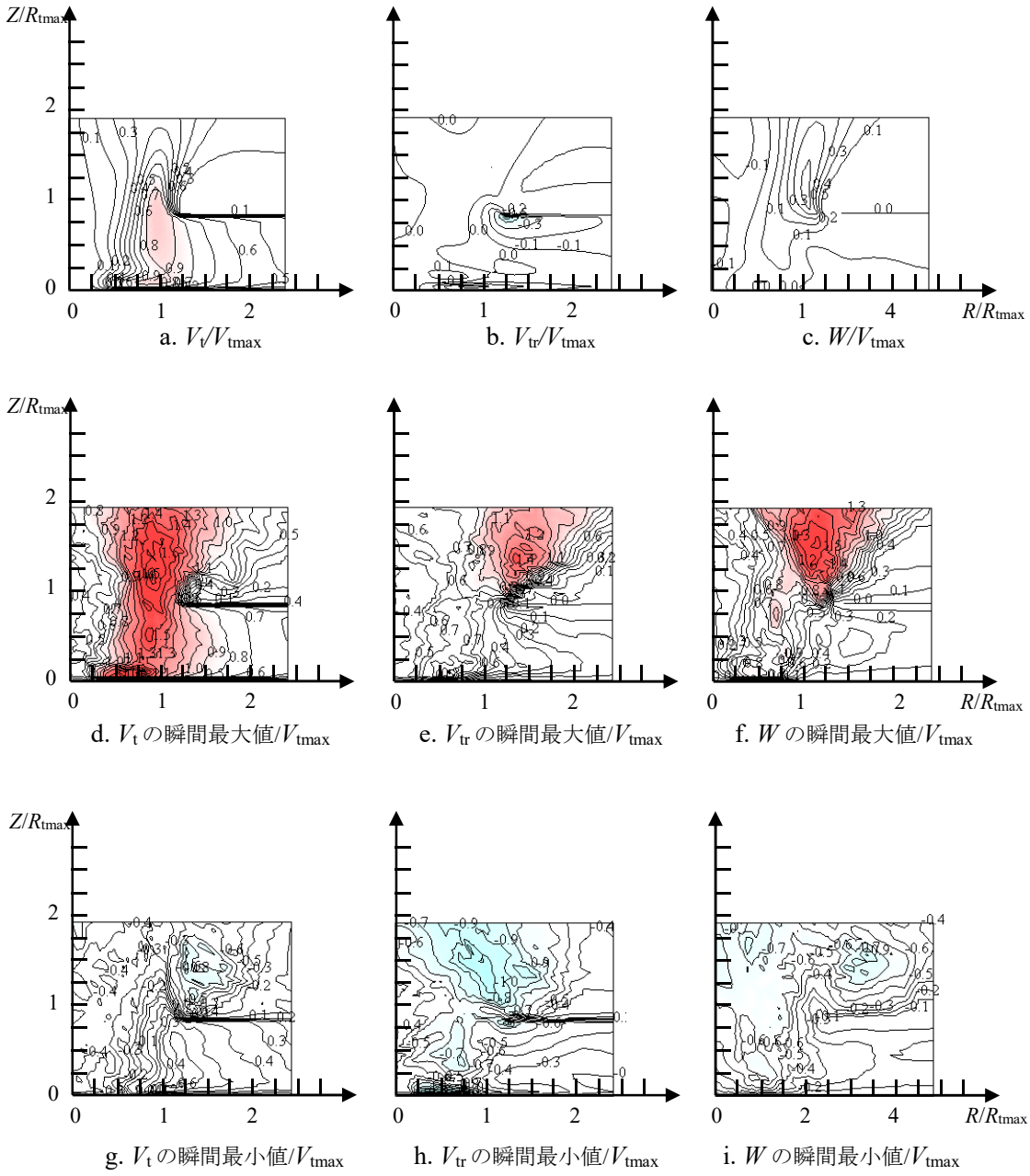
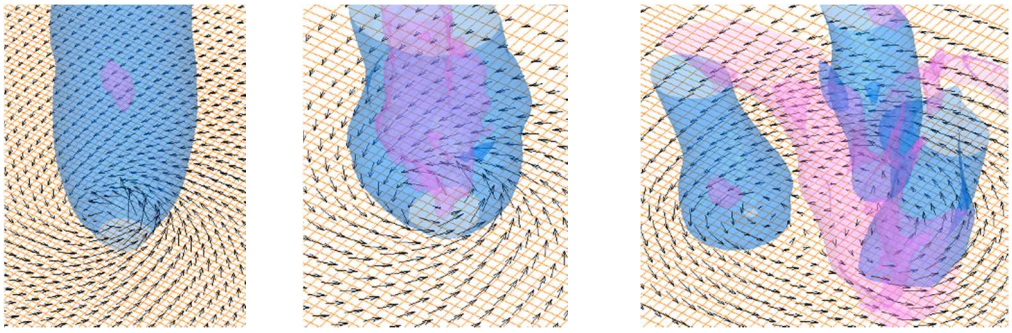


図 2.4.2.16　各風速成分の平均，瞬間最大値，最小値の分布

2.4.2.6 ＬＥＳで生成した竜巻状渦の形態と気流性状のまとめ

本項では LES により生成した竜巻状の気流性状について述べた。生成された渦は，乱れが少なく，地面からまっすぐ立ち上がる渦が生じ，渦の中心部では平均的に上昇流が存在する１セル型。渦内の乱れが１セル型よりも大きく，渦の中心部では平均的に下降流が存在する２セル型。さらに複数の渦が１つの渦を構成する多重渦の３種類の渦で，各渦の気流性状を明らかにした。計算は平成 27 年度の報告書[2.4.2.2]よりも多くの計算格子点を用いて，X, Y, Z 軸各方向に２倍の格子点，格子間隔で 1/2 とし，全格子点数は８倍として，格子解像度を上げた計算を行った。その結果，より詳細な時空間風速変動を再現することができ，多重渦において子渦内の渦の回転も十分再現することができるようになった。また，解像度が上がったことにより，各風速成分の最大値，最小値の大きさも平成 27 年度の報告書で用いた計算の結果に比べて大きい値を示す結果となった。１セル型，２セル型，および，多重渦の３種類の渦において，風速分布の特徴を図 2.4.2.17，表 2.4.2.1～4 にまとめる。

以下では，最大接線風速（は時間平均接線風速の最大値）を V_{tmax}，V_{tmax} をとる高さにおける最大接線風速半径を R_{tmax} とする。



a. １セル型　　b. ２セル型　　c. 多重渦型

図 2.4.2.17　LES で生成した渦の地面付近の風速と圧力場の瞬間値
図中，渦中心の低圧部分は水色で，下降流の存在する範囲は紫で描いてある

表 2.4.2.1 接線風速時間平均値 V_t

	1セル型	2セル型	多重渦
V_{tmax} をとる高さ Z_{tmax}	$2R_{tmax}$ 付近	$0.5R_{tmax}$ 付近	R_{tmax} 付近
Z_{tmax} よりも下方の値	高さと共に増加	高さと共に増加	ほぼ一定≒V_{tmax}
Z_{tmax} よりも上空の値	$0.8V_{tmax}$ まで減少	$0.7V_{tmax}$ まで減少	$0.5V_{tmax}$ まで減少

表 2.4.2.2 最大接線風速半径 R_t

	1セル型	2セル型	多重渦
最大値	$1.35R_{tmax}$	$1.7R_{tmax}$	$1.15R_{tmax}$
最大値をとる高さ	Z≒$5R_{tmax}$～$8R_{tmax}$	Z≒$1.5R_{tmax}$ 以上でほぼ一定	Z≒$0.2R_{tmax}$ 以上でほぼ一定

表 2.4.2.3 径方向風速時間平均値 V_r

	1セル型	2セル型	多重渦
最小値（中心に向かう風）	$-0.5V_{tmax}$	$-0.7V_{tmax}$	$-0.4V_{tmax}$
最小値をとる位置	R≒$1.5R_{tmax}$	R≒$1.2R_{tmax}$	R≒$0.8R_{tmax}$
最小値をとる高さ	地面付近	地面付近	地面付近

＊注：V_r が最小値をとる高さに関しては，地面から計算格子で２,３番目の位置で発生している。この位置は，格子点の分解能や地面境界条件の与え方にも依存するので，ここでは“地面付近”と表記した。

表 2.4.2.4 鉛直方向風速時間平均値 W

	1セル型	2セル型	多重渦
最大値（上昇風）	$1.4V_{tmax}$	$0.7V_{tmax}$	$0.2V_{tmax}$
最大値をとる位置	渦中心部	R≒$0.8R_{tmax}$ Z≒R_{tmax} 付近	渦中心部
最小値（下降風）	なし	$-0.2V_{tmax}$	― ― ―
最小値をとる高さ	地面付近	渦中心 Z≒R_{tmax}	― ― ―

＊注：今回の多重渦の計算に際しては，自然風中では存在しない仕切り版が存在している。このため，渦中心部，地面付近以外の気流は，実際のものと異なる可能性がある。また，多重渦内では，子渦が回転しているため，平均的な値に関する評価が難しく，最小値に関しては，値を示していない。また，最大値に関しても参考値として示してある。

上記のまとめに見られるように，１セル型の渦では渦中心部で平均的に上昇流が存在しており，地面付近で渦中心に向かう風速も大きい。したがって，飛散物の運動に関しては水平風速が最も強い最大接線風速半径付近で飛散し始めた物体が渦中心に向かい，上昇風に乗って上昇し，長時間飛行することにより，飛散物の速度が速くなる可能性が高くなる。

一方，２セル型の渦では，地面付近で渦中心に向かう風速が大きく，１セル型と同じように渦中心に向かうが，中心付近では下降流が存在し，上昇域は渦の中心から少し外側に存在する。そのため，中心に向かった飛散物のうち上昇流に乗って上昇する飛散物は１セル型の渦の場合よりも少なくなる可能性が高くなり，結果として飛行時間が短くなって最大速度も小さくなると考えられる。多重渦の場合は，地面付近の中心に向かう平均風速および上昇成分の平均風速が 1 セル型および 2 セル型よりも小さいが，接線風速の時間平均値および瞬間値が大きい範囲が広いために，結果として，速度の速い飛散物の数が多くなると考えられる。次章の LES による流れ場を用いた飛散物の最大速度に関しても，多重渦および 1 セル型の渦中の飛散物の速度が，2 セル型の渦中の飛散物の速度よりも早くなることと上記の説明は整合している。

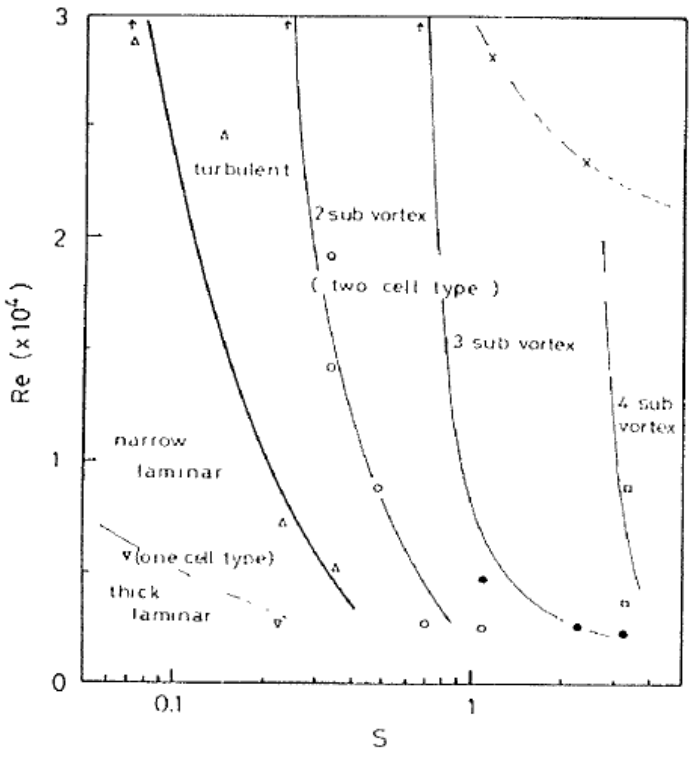


図 2.4.2.18　文献 2.4.2.3 に示された渦の形態とストローハル数 S およびレイノルズ数 Re の関係

ここでは渦の形状を大まかに１セル型（one cell type）と２セル型（two cell type）に分類している（太い実線)。さらに，２セル型は子渦の数で１，２（two sub vortex)，３（3 sub vortex)，４（4 sub vortex）(2 以上は本報告で多重渦としているもの）に分類している。

最後に図 2.4.2.18 に示されるように, 実験室内の渦の形態はストローハル数 S とレイノルズ数 Re に影響され，両者の値ともに大きくなるにしたがって，１セル型，２セル型，多重渦と変化する。レイノルズ数が大きくなると基準風速および基準長さも大きくなるので，１セル型よりも２セル型，２セル型よりも多重渦の方が風速が早く，規模の大きな竜巻が多いと考えられる。上述で述べた本節の検討はすべて，基準速度としては最大接線風速，基準長さとしては最大接線風速半径で無次元化した速度と位置に関して検討していることを考慮すると，多重渦における風速が平均値，瞬間値共に最も大きく，また，それによって生じる飛散物の最大速度も最も大きくなると推測される。自然界において竜巻が発生する場合のストローハル数およびレイノルズ数の値と渦の形態との関係およびその発現頻度を，観測値等から明らかにすることが望まれる。

参考文献

2.4.2.1 Maruyama T.: Simulation of flying debris using a numerically generated tornado-like vortex, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics. vol.99 (4), pp.249-256, 2011.4.

2.4.2.2 実用発電用原子炉施設への竜巻外乱の影響に関する研究調査，平成２７年度原子力施設等防災対策等委託事業報告書，東京工芸大学，2016.

2.4.2.3 文字信貴・光田寧：竜巻渦など小規模渦中に発生する副次渦の実験，京都大学防災研究所年報，第 28 号 B-1，pp.427-436，1985.4.

2.4.3 水平シアによる実大竜巻状流れのＬＥＳによる生成

2.4.3.1　概説

竜巻の流れ場は強い非定常性を持った三次元流れであることが知られており，耐竜巻設計に用いるための適切な流れ場のモデルを構築するためには，より現実に近い流れ場を生成し，非定常性を考慮した評価が必要である。また，従来の数値流体解析による竜巻状流れ場の生成においては竜巻状流れ場を実験的に再現する竜巻風洞を模擬したものが多く，計算スケールについても実験室スケールのものがほとんどである[2.4.3.1, 2.4.3.2, 2.4.3.3]。ここでは，実験装置の模擬ではなく，実大スケールの流れ場を生成することを目指し，竜巻が気団の境目の水平シア面で発生していることを考慮して，自然現象に近いと考えられる水平シアの場に上昇流を加える条件の下で LES 解析を実施し，流れ場の特性について検討する。

2.4.3.2　解析概要

本項における解析は，有限体積法ベースの OpenFOAM[2.4.3.4]を用いて実施した。解析領域を図 2.4.3. 1 に示すが，幅 $W\times W$，高さ H の直方体領域である。この領域の x 軸直交面を x 軸を境に二分し，inlet と outlet1 境界とする。なお，本項で示す解析では，inlet および outlet1 境界の高さ h は H と同じなため，h/H=1 である。inlet 面には領域内向きに u_0 m/s の一様な流入条件，outlet1 面には領域外向きに u_1 m/s の一様な流出条件を与え，$u_0>u_1$ とすることで，両境界面の流出入量を不均衡とさせる。この流入流出面は，面に沿った流速成分に対しては 0 勾配条件を与えた。一方で，解析領域の天井中央に $d\times d$ の自由流出境界 outlet2 を設け，inlet 面と outlet1 面の差分を流出させることで上昇流を生成した。この領域では，u_0 の大きさで水平シアの強さを，u_0 と u_1 の差で上昇流の強さをコントロールすることが可能である。なお，outlet2 以外の天井面，y 軸直交面は slip 条件，地表面は no slip 条件を適用した。圧力に関する境界条件は，outlet2 に p=0 の一様な固定境界条件，それ以外の面は全て 0 勾配条件を与えた。本項で報告する解析で用いた解析領域に与えた諸量を表 2.4.3. 1 に示す。本項では 50,000 秒分の解析を行った。

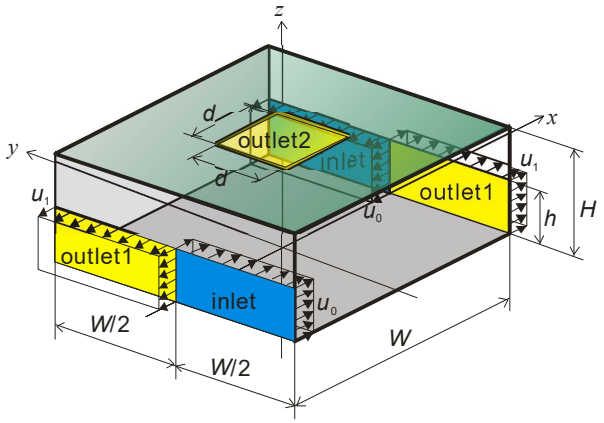


図 2.4.3.1 LES 解析に用いる解析領域の概要

表 2.4.3.1 解析に用いた諸パラメータ

解析領域幅 W	12,000m
解析領域高さ H	3,000m
inlet 面流入流速 u_0	13.4m/s
outlet1 流出流速 u_1	11.1m/s
流入流出境界高さ h	3,000m (h/H=1)
上昇流孔幅 d	1,200m

2.4.3.3 LES 解析結果とバーガース渦近似による流れ場の評価

図 2.4.3.2 に本解析で生成した竜巻状流れの圧力が最低値を示した圧力中心付近の z=40, 80, 160, 240, 320m の水平面の風速面内成分のベクトルおよび鉛直風速のカラーマップを示す。本図に示した流れ場は t=47,790s の瞬間の流れ場であるが，既往の研究にみられるような鉛直軸に対して軸対称な分布を描くような流れ場ではなく，非対称性，非定常性を有する複雑な流れ場である。

次に，図 2.4.3.3 に図 2.4.3.2 と同じ瞬間の流れ場における圧力中心を含む y 軸直交面内の風速面内成分のベクトルおよび面直交成分のカラーマップを示す。カラーマップから，地表面付近では z 軸より少し x 軸方向で負側に 120m ほどを境に鉛直渦を形成していることが分かるが，ほぼ回転中心の鉛直面で見ても左右は対象にはなっていない。また，渦の軸は鉛直軸に沿ってはいるものの，直線ではない。またベクトル図より，地表面付近で渦中心に向かう収束流が認められ，中心付近で上昇流に転じていることが分かる。図 2.4.3.4 に同じ鉛直面における圧力分布を示す。この瞬間においては，渦軸に沿って圧力の低い領域が認められるが，圧力値は高さによって異なっており，z=450m 付近を中心に最も圧力の低い領域が存在する。

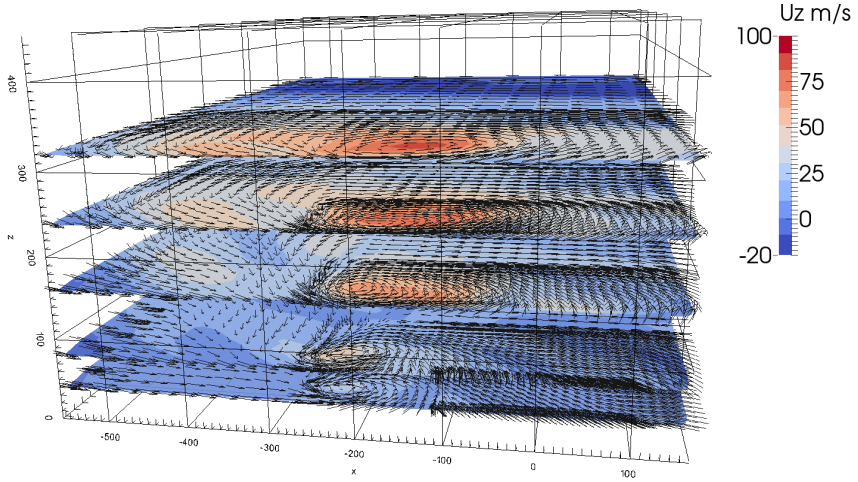


図 2.4.3.2 圧力中心付近の風速水平ベクトルと鉛直風速の分布(t=47,790s)

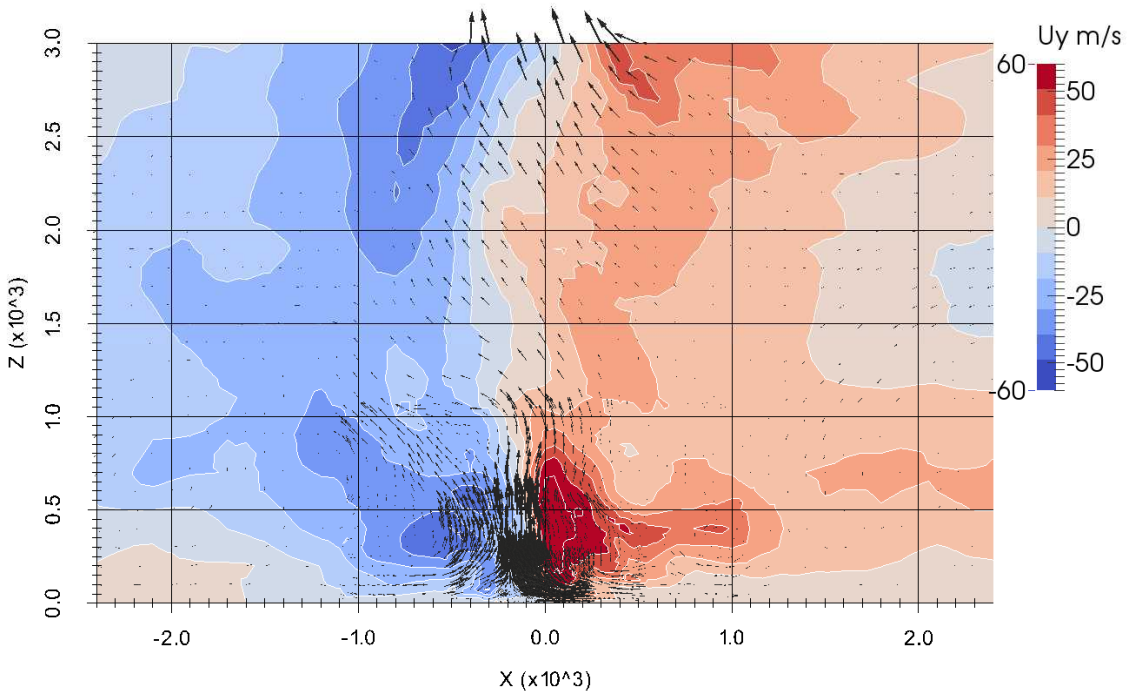


図 2.4.3.3 地表面圧力中心を含む *x-z* 面内における面内風速ベクトルと面直交成分風速(U_y)の分布(*t*=47,790s)

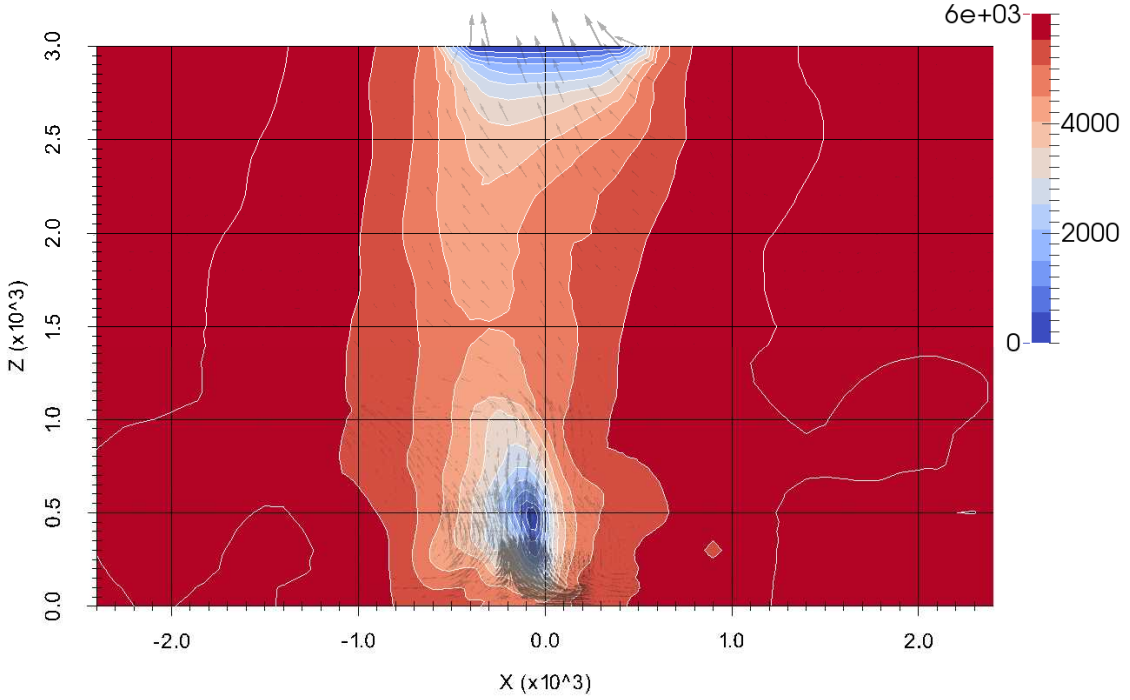


図 2.4.3.4 地表面圧力中心を含む *x-z* 面内における圧力分布の分布(*t*=47,790s)

以上に述べたように，本項に示す LES 解析で得られた流れ場は非対称性，非定常性の強い流れ場であるため，流れ場の定量評価をするためには，工夫が必要である。ここでは，各高さにおける水平面内で最低圧力を示す点をその高さの渦中心とし，これを原点と水平面内の r-θ極座標系について，接線成分風速 U_t，半径成分風速 U_r，鉛直成分風速 U_z の三成分に分解し，特に渦の強さと渦の規模を評価するために，次式で定義されるバーガース(Burgers)渦[2.4.3.5]の接線成分風速 U_t 分布に対して最小二乗法を適用して近似する。

$$U_t(r) = \frac{\Gamma}{2\pi r}\left\{1 - \exp\left(-\frac{r^2}{\varepsilon^2}\right)\right\} \qquad (2.4.3.1)$$

ここで，Γは循環であり，εはコア半径であり，渦の強さと規模を評価することができる。図 2.4.3.5 に時刻 t=47,790s の瞬間流れ場における z=10m の水平面内において圧力中心からの距離 r と接線風速 U_t の分布状況を示す。この図から，接線風速は中心で 0 で中心から 200m 程度までの範囲では半径の増加に対して接線風速は増加し，それより外側では逆に半径の増加に対して減少に転じ 0 へと収束する傾向をもった分布である。渦中心を基準とした平均場を求めるため，各半径毎にアンサンブル平均を行い，平均値と標準偏差を求めた結果が図中の Avg と Avg+/-1σの線である。ここでは渦中心に対する非対称性が存在するため，接線風速は大きなばらつきを有しているが，近似した曲線は，細部までは一致しないものの，コア半径εと循環Γという 2 つのパラメータで概ねの分布を表現できているため，以降では，竜巻状渦の強さと規模をバーガース渦近似で評価することとする。

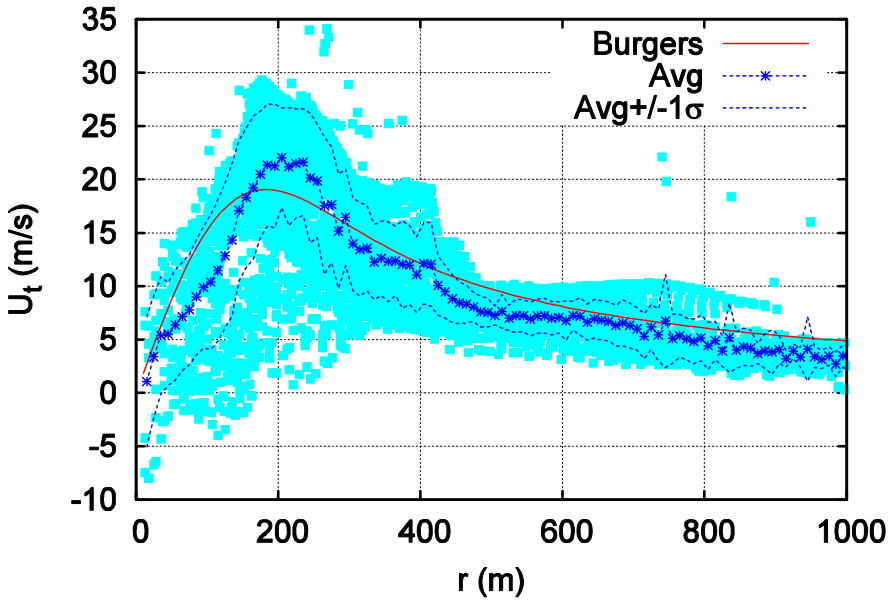
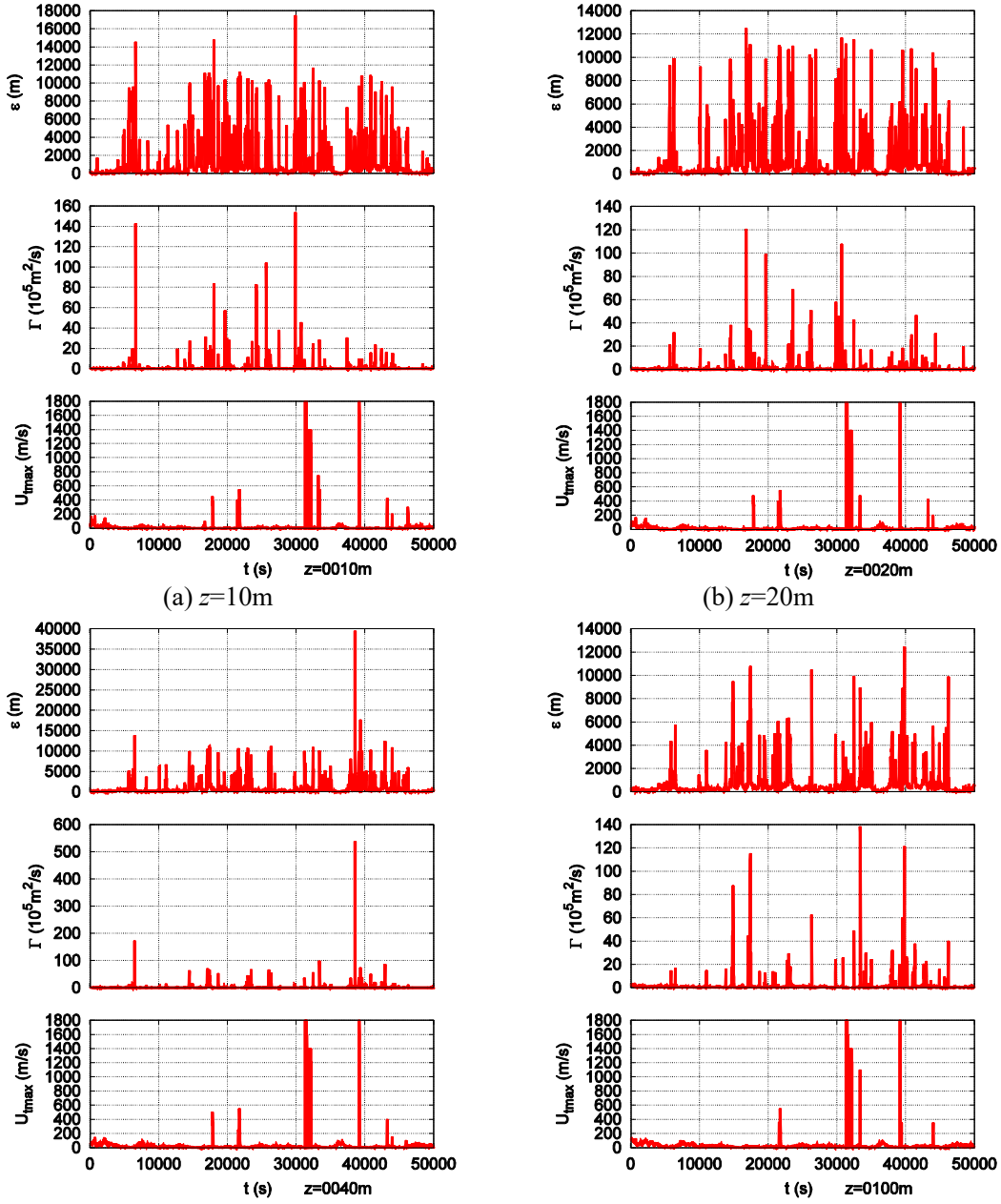


図 2.4.3.5 接線風速のアンサンブル平均とバーガース渦の近似（z=10m, t=47,790s）

2.4.3.4　流れ場の非定常性に関する検討

図 2.4.3.6 に，本解析で得られた 50,000 秒間の各瞬間流れ場について，高さ z=10, 20, 40, 100m の水平面において圧力の最小を中心として接線成分風速を求め，(2.4.3.1)式を近似して求めたコア半径εと循環Γおよびバーガース渦分布の最大接線風速 U_{tmax} を示す。この図からも明らかなように，明確な渦構造が形成されていない状態ではバーガース渦による近似がうまくいかず異常に大きなコア半径や循環が示されている。従って，竜巻状流れ場を適切に評価するためには，コア半径と循環が安定している時刻を選んで評価する必要がある。ここでは t=47,000～48,000s の時間について評価することとする。



(a) z=10m　(b) z=20m

(c) z=40m　(d) z=100m

図 2.4.3.6 バーガース渦近似パラメータ(ε, Γ, U_{tmax})の時刻歴変化(z=10, 20, 40, 100m)

2.4.3.5 比較的安定した状態に対する接線風速の評価

本項では，前項で述べた判断に基づき t=47,000～48,000s の 1,000 秒間について流れ場を評価する。ここで，この時間に発生している流れ場のイメージを可視化するため，t=47790s の瞬間場について，断熱変化を前提として水蒸気飽和面を漏斗雲面とする方法[2.4.3.6]によって最大接線風速が 105m/s 相当に圧力場を補正して描いた漏斗雲の様子を図 2.4.3.7 に示す。ここで生成されている竜巻状流れ場が，自然に発生している竜巻の起こす漏斗雲とよく似た形状を示しており，竜巻流れの一形態に対応していると判断できる。

図 2.4.3.8，2.4.3.9 に，t=47,000～48,000s の 1,000 秒間について，高さ z=10m および 100m の水平面における圧力中心の軌跡(a)と接線風速分布から求めたコア半径と循環およびバーガース渦近似の最大接線風速の時刻歴変化(b)を示す。(a)に示した図中の下半分で右向き，上半分で左向きに水平シアが形成されており，圧力中心の動きはそれぞれの流れに押し流されているような挙動を示していることが分かる。次に(b)より，この 1,000 秒間の間でもコア半径は z=10 で 30～200m 程度，z=100m で 50～200m 程度の変動を示しており，時々刻々と渦の規模が変化していることが分かる。同時に循環も時々刻々変化しているが，最大接線風速の変動は，コア半径と循環の値の変化が打ち消しあって，それぞれの値ほどには変動していない。この結果のみで結論付けることは早急と考えられるが，同じ最大接線風速においても，竜巻規模と渦の強さは様々な組み合わせを有しており，単純に扱うことが難しいことを示していると考えられる。

図 2.4.3.10 には，さらに z=0～1,000m の範囲についてバーガース渦近似のコア半径，循環，最大接線風速の高さ方向の分布の時刻歴変化を示す。この図から，コア半径と循環については，地表面の粗度によって地表面付近の値が低くなる傾向を持ちながら値が変動している一方で，最大接線風速については，逆に地表面近くまで高い値を維持しており，結果的に地表面付近が最も最大接線風速が高くなっている傾向が分かる。

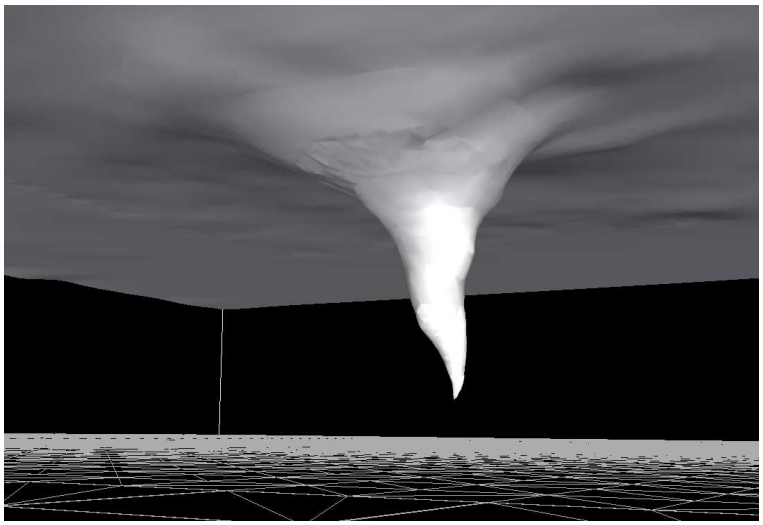
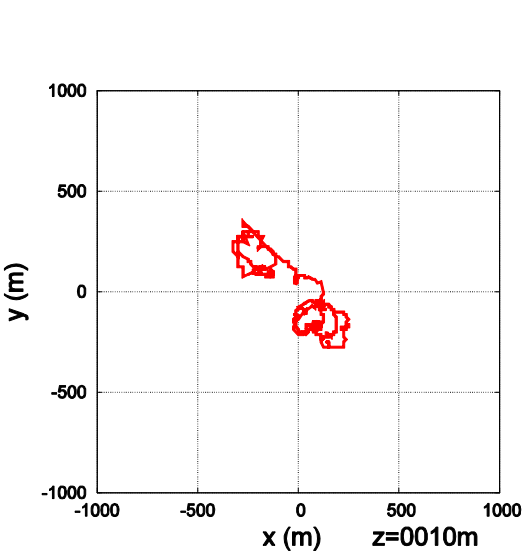
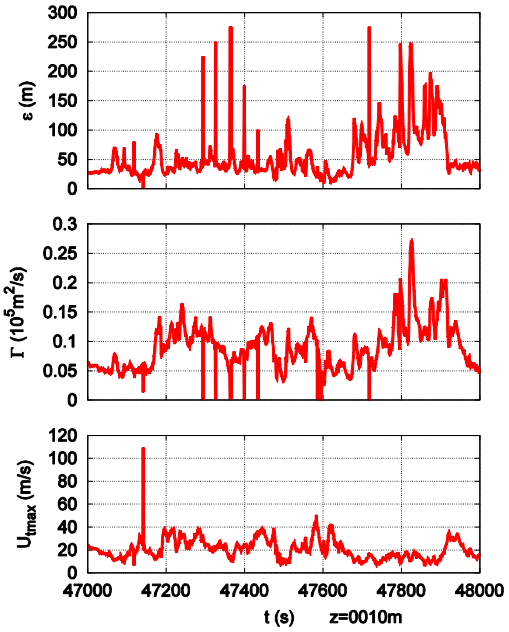


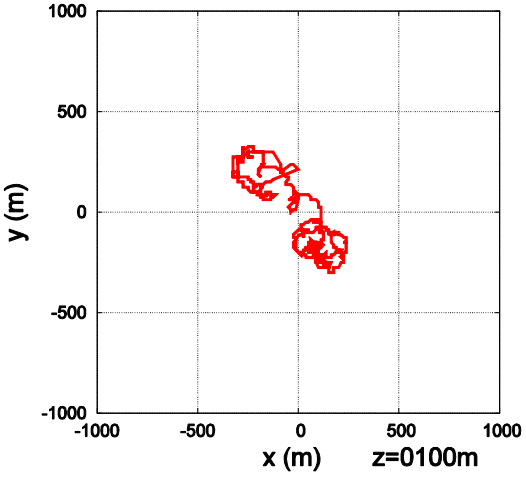
図 2.4.3.7 漏斗雲として可視化した瞬間流れ場
(t=47790s, RH=30%, U_{tmax}=105m/s 相当に圧力場を補正)

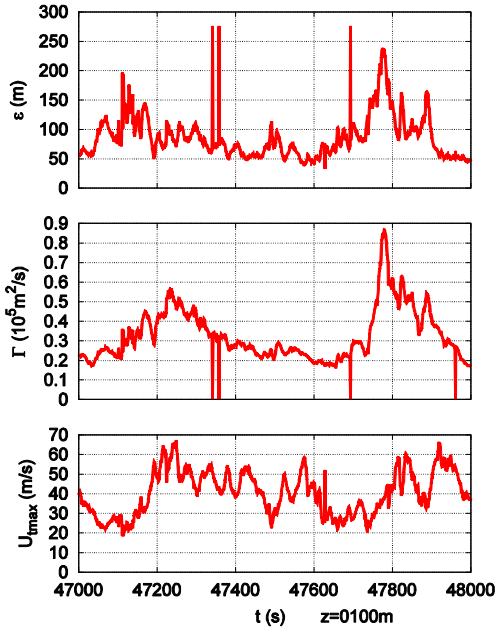




(a) 圧力中心の軌跡　　(b) バーガース渦近似パラメータ

図 2.4.3.8 z=10m における渦中心およびバーガース渦の時刻歴変化（t=47,000～48,000s）





(a) 圧力中心の軌跡　　(b) バーガース渦近似パラメータ

図 2.4.3.9 z=100m における渦中心およびバーガース渦の時刻歴変化（t=47,000～48,000s）

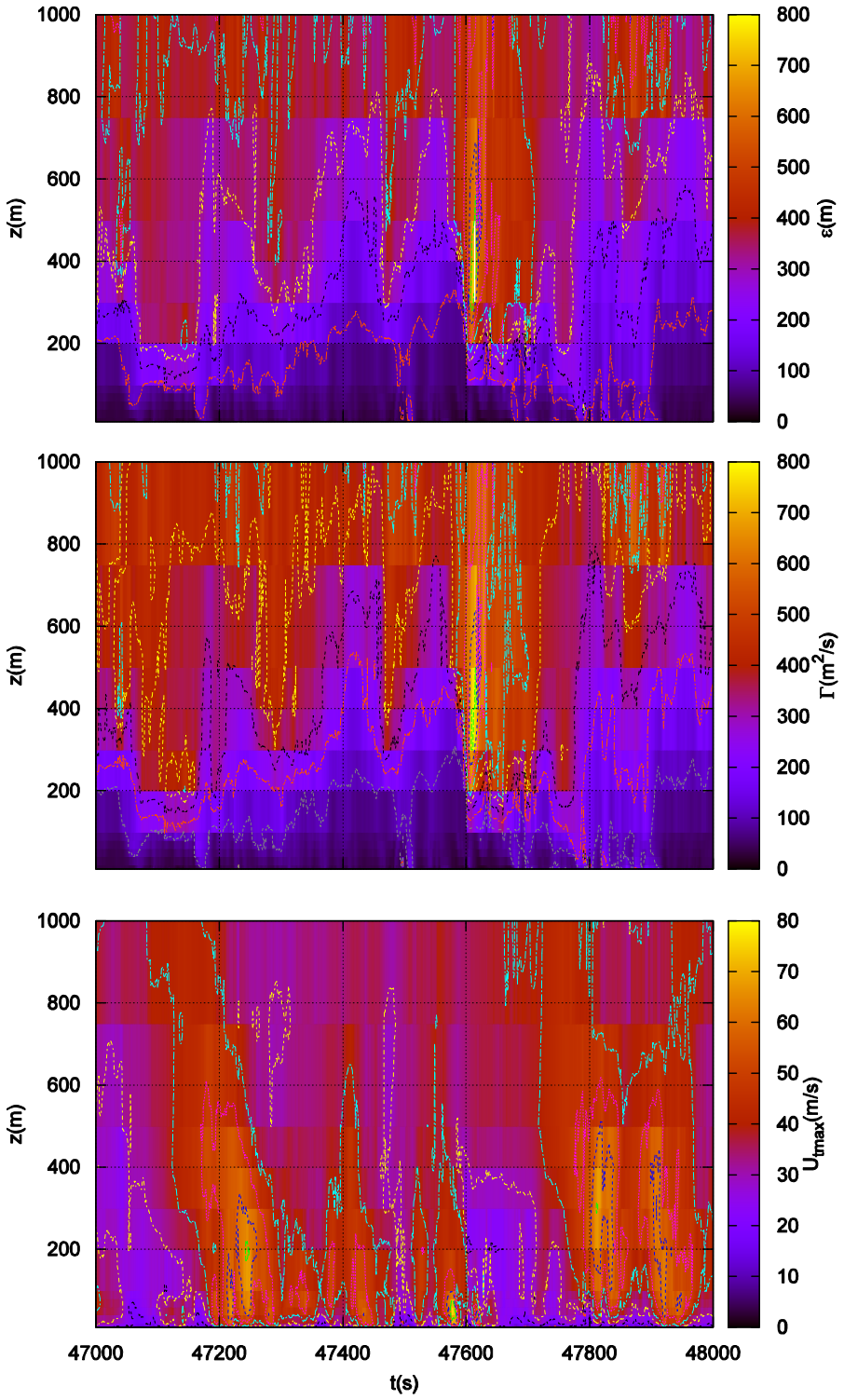
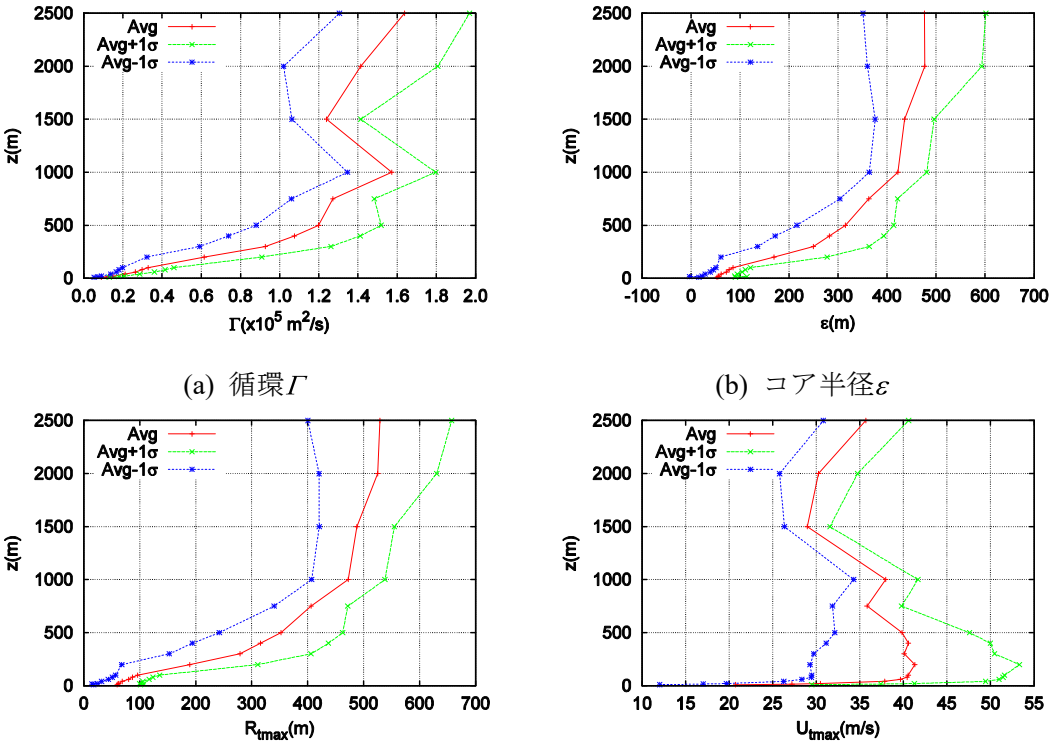


図 2.4.3.10 バーガース渦近似によるコア半径，循環，最大接線風速の時刻歴変化
(z=10～1,000m, t=47,000～48,000s)

2.4.3.6 バーガース渦近似パラメータおよび流れ場の鉛直構造

図 2.4.3.10 に示したバーガース渦近似パラメータを各高さで時間平均した結果を図 2.4.3.11 に示す。平均値で見てみると，循環Γとコア半径εおよび最大接線半径 R_{tmax} は地表面近くで低下し，最大接線風速の平均値はむしろ地表面付近で最も値が高くなっていることが分かる。バーガース渦は同じ循環に対しては，コア半径が小さくなればなるほど最大接線風速は高くなる性質を有していることから，図 2.4.3.11 の傾向から，循環とコア半径の地表面付近での減少量は，コア半径の方がより大きく，結果的に最大接線風速が高まる結果となっているものと考えられる。次にそれぞれのパラメータの変動量に注目すると，循環，コア半径，最大接線風速半径の３つについては，地表面付近において絶対的な変動幅が減少する傾向を有しているが，最大接線風速の絶対的な変動幅は地表面に近づくほど大きくなっている。循環とコア半径の両者の関係に依るため単純な評価はできないが，地表面近傍においてはコア半径の変動幅の方が循環よりも相対的に大きく，最大接線風速の変動幅の増加はコア半径の変動が主因であると考えられる。

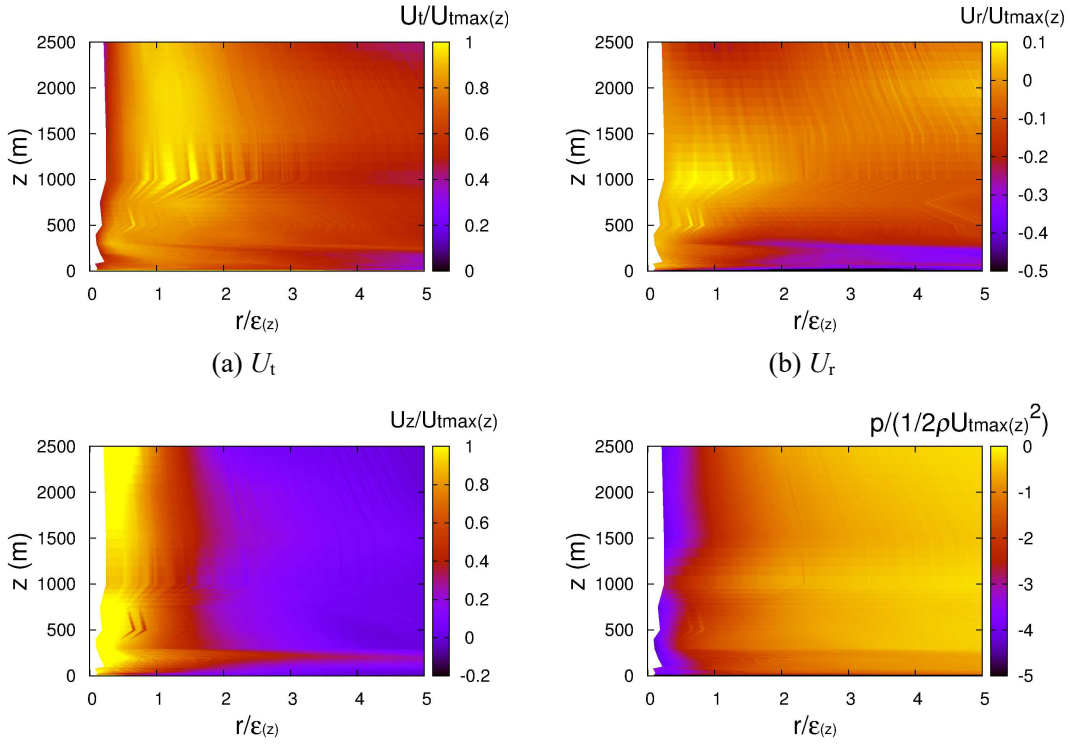
一方で，各高さにおけるコア半径と最大接線風速によって，半径と風速または圧力を無次元化した r-z 平面内の接線成分風速 U_t，半径成分風速 U_r，鉛直成分風速 U_z および圧力 p の分布をカラーマップで示した結果を図 2.4.3.12 に示す。この結果から無次元化した鉛直成分風速と圧力に関しては，鉛直方向にほぼ一様な分布が認められる一方で，接線成分風速と半径成分風速については，鉛直方向に複雑な分布形を有していることから，流れ場のモデル化においては，許容される誤差を考慮しつつ鉛直方向の流速分布を評価することが必要であると考えることができる。



(a) 循環Γ　　(b) コア半径ε

(c) 最大接線風速半径 R_{tmax}　　(d) 最大接線風速 U_{tmax}

図 2.4.3.11 バーガース渦近似パラメータの平均値と変動幅の鉛直分布（*t*=47,000～48,000s）



(a) U_t　(b) U_r

(c) U_z　(d) p

図 2.4.3.12 *r-z* 面内における接線，法線，鉛直方向平均風速および平均圧力の分布

2.4.3.7 種類の異なる竜巻状流れ場の生成

ここでは，竜巻風洞のような人工的な固体境界を極力排除した図 2.4.3.13 に示すような直方体の計算領域の中で，図 2.4.3.14 に示すような x 軸直交面を B_1, B_2 で二分し，流入境界 inlet と流出境界 outlet1 に x 方向の一様な流速境界を与え，水平シアを生じさせるものである。また，竜巻状流れの生成に必要な上昇流は，inlet と outlet1 の流速に差を与えるか，y 軸直交面より一様に流入流速を与えることで，解析領域の天井中央に設置した上昇流孔を通じて排出することで発生させた。y 軸直交面および上昇流孔以外の天井部分は slip 条件とし，地面部分については，一様に$(V, 0, 0)$の速度を与えることができるようにした。

解析領域に関する基本パラメータは図 2.4.3.14 に示すように計算領域の水平幅 W と高さ H，流入流出口高さ h，上昇流孔幅 d であるが，実題の竜巻状流れを生成するための十分に広い計算領域を確保するため，W=12,000m, H=3,000m, d=2,400m とした。

生成された流れ場は渦中心やコア半径，強さなどが比較的安定している部分で 1s 毎に記録し，飛散物の飛行解析用に 1000s 分を用意した。本研究では，境界条件を選ぶことで，1 セル，2 セル，マルチセル，三種類の流れのパターンを生成した。ここでは，その 1000s 分で平均した流れ場をさらに渦中心を基準に各半径・高さでアンサンブル平均した接線方向成分風速 U_t、半径方向成分風速 U_r、高さ方向成分 U_z の分布を求めた。図 2.4.3.15～17 にそ

れぞれ 1 セル型，2 セル型，マルチセル型の流れ場と考えられる結果を示す。流れ場のパターンの判断は，渦中心付近の鉛直流速の現れ方によって判断でき，下降流の認められない図 2.4.3.15 の結果は 1 セル型，上部では下降流が生じ，地表面付近では上昇流となっている結果は 2 セル型，上部から地表面まで下降流が生じている状態がマルチセル型の竜巻状流れということができる。マルチセル型の場合，接線風速の分布が二次元的になっていることもわかる。また，Burgers Rott 渦を近似することで求めた循環，コア半径および最大接線風速の鉛直分布を図 2.4.3.18～20 に示す。基本的には，各高さのコア半径$\varepsilon(z)$と全体の最大接線風速 U_{tmax} の積で無次元化した循環は，高度が地表面付近のコア半径の 0.3～1.5 付近に最大値を示し，その高さは 1 セル型からマルチセル型に変化するにつれて低下する傾向を示した。なお，本研究で用いた 3 種類の流れは，地表付近のコア半径が 1 セル型で 50m, 2 セル型で 71m, マルチセル型で 81m のスケールとなった。

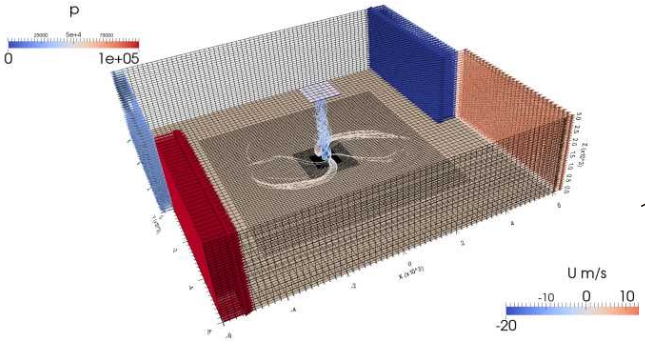


図 2.4.3.13　LES 解析格子

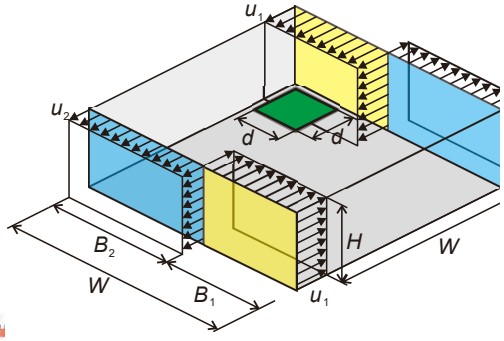
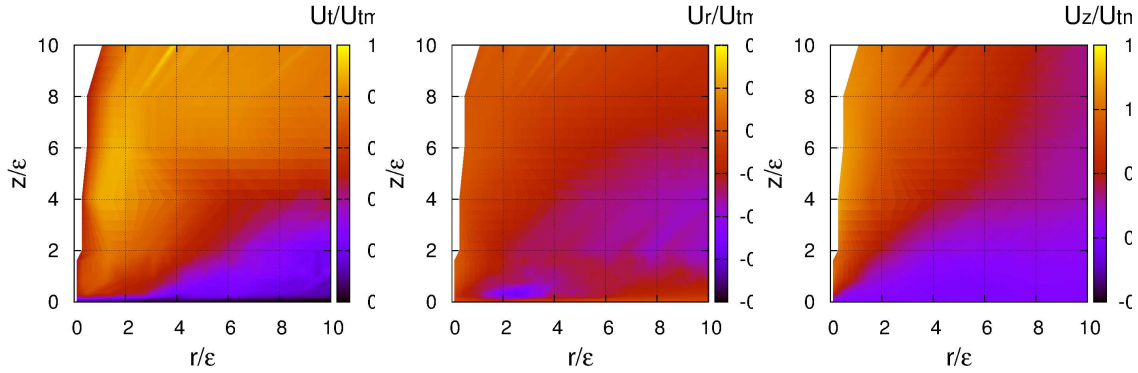
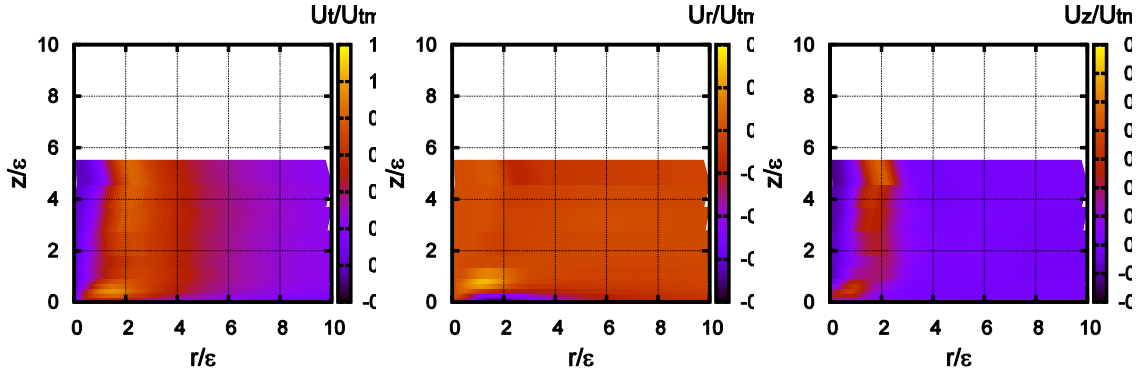


図 2.4.3.14 水平シアによる竜巻状流れの生成のための解析領域の基本パラメータ



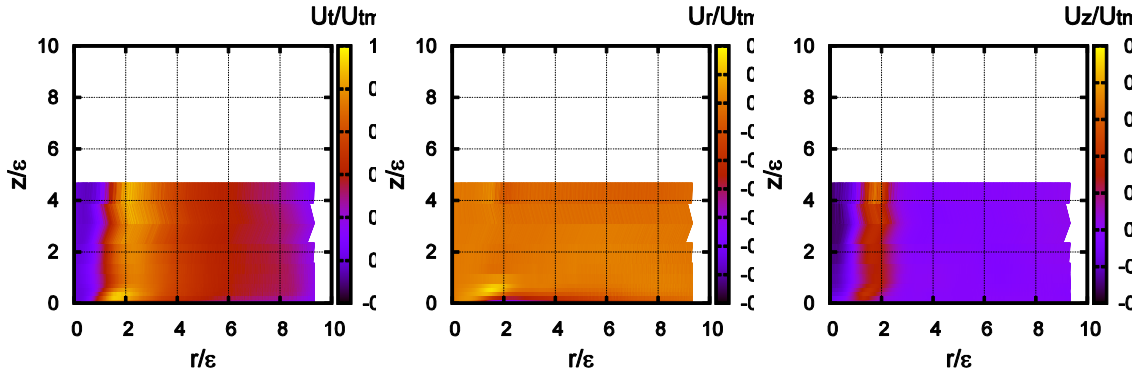
(a) U_t　　(b) U_r　　(c) U_z

図 2.4.3.15 r - z 円筒座標系における接線，法線，鉛直方向のアンサンブル平均風速分布(1セル型渦)



(a) U_t　　(b) U_r　　(c) U_z

図 2.4.3.16 r - z 円筒座標系における接線，法線，鉛直方向のアンサンブル平均風速分布(2セル型渦)



(a) U_t　　(b) U_r　　(c) U_z

図 2.4.3.16 r - z 円筒座標系における接線，法線，鉛直方向のアンサンブル平均風速分布(マルチセル型渦)

3. 竜巻による飛来物に関する検討

3.1 飛来物の類型化分析

3.1.1 飛来物の類型化について

原子力発電施設の事業所および周辺において飛来物となりうる物体について，過去の文献や竜巻被害調査報告，報道資料等から検討を行った。また，近年の審査資料から，これらの飛来物候補に対する対応状況等について調査した。

参照した資料は，以下の通りである。

1) 報道，気象庁他による竜巻被害現地調査資料
2) 国土技術政策総合研究所総合技術開発プロジェクト「災害拠点建築物の機能継続技術の開発」（平成 25 年度～28 年度）における竜巻防災評価法（平成 25 年度）での検討結果
3) 平成 22 年度の現地調査資料（福島第 2 原子力発電所）
4) 審査資料（平成 25 年度以降）

3.1.2 報道資料，気象庁資料などに基づく飛来物の例

報道等で報告される竜巻等の突風による飛来物の事例について調査実施例[3.1.1]を紹介する。

この調査では，2009 年から 2012 年に生じた突風等による飛散物について，表 3.1.1 に示すような一次資料に基づき，表 3.1.2 の様に発生日時，発生場所，被害の状況等の項目に分類し，飛散物による被害事例を整理した。資料の整理に当たっては，複数の資料に基づいているが，日時，場所，内容等から重複が無いように努めた。最終的に，2009 年から 2012 年の 4 年間に発生した飛散物について集計したものが，表 3.1.3 である。

表 3.1.3 を見ると，竜巻に限らないが，飛散物として件数が多いのが瓦等の屋根ふき材，あるいは屋根構成部材である。また，竜巻時の特徴的な飛散物として，プレハブ小屋，自動車があげられる。

表 3.1.1 被害調査に用いた資料（一次資料）[3.1.1]

自治体・政府によるもの	消防庁資料，内閣府発表資料
報道によるもの	Web サイト (NHK ニュース，日テレニュースなど)，読売新聞，朝日新聞など
現地調査によるもの	気象庁発表資料，学術調査資料(学会誌，その他調査報告書等)

表 3.1.1　2012 年 主な風被害による飛散物調査（整理表）【例】[3.1.1]

月日	時刻	気象現象	地名	飛散元	飛散物(被害にあったもの)	サイズ	重さ	飛散距離(被害状況)	衝突先	与えた被害	最寄の気象官署	藤田スケール	風速(m/s)	最大瞬間風速(m/s)	出典	備考
2/1	03:00頃		島根県出雲市大社町	ビニールハウス	ビニール			(飛散，全壊)	樹木	ビニールハウスが 10 棟中 5 棟全壊	松江地方気象台			25.4	c，d	
	04:15頃	竜巻	島根県出雲市西園町	松の木	幹			(折れる)							d	
			島根県出雲市西園町	ビニールハウス	ビニールハウス			(全半壊)		ビニールハウス 8 棟が全半壊					d	
			島根県出雲市西園町	ビニールハウス	ビニール			(捲れる)							d	
			島根県出雲市荒茅町	倉庫	スレート屋根			50m 以上(飛散)							d	
			島根県出雲市白枝町	倉庫	スレート葺			20m(飛散，破損)	自動車	動車販売会社駐車場の車が 8 台損傷					d	
			島根県出雲市白枝町	住家	瓦			20m(飛散，破損)							d	
			島根県出雲市白枝町	事務所	トタン屋根			50m（飛散，割れる）	集合住宅，車	集合住宅の窓ガラスや車両に被害					d	
			島根県出雲市塩冶町	集合住宅	トタン屋根			(飛散，捲れる)							d	
			島根県　出雲市立第二中学校		角材	約 30cm×横約 20cm×長さ約 1m		(飛散，貫通)	体育館の屋根						c	
			島根県　出雲市立第二中学校		木質系部材			(飛散)							c	
			島根県　出雲市立第二中学校		瓦棒ぶき用吊子			(飛散)							c	
			島根県　出雲市立第二中学校		粘土瓦の破片			(飛散)							c	
			島根県　出雲市立第二中学校	体育館	ガラス			(割れる)							c	
			島根県　出雲市立高松小学校	倉庫	折板屋根	約 10 平方 m		(捲れる)							b，c，d	
			島根県　出雲市立高松小学校	住家	瓦			(捲れる)							d	
			島根県　出雲市立高松小学校	プール	屋根シート			(捲れる)							d	
2/7	07:10頃		山梨県富士吉田市城山	ビニールハウス	ビニールハウス			(破損)		ビニールハウス 9 棟破損					d	
			山梨県富士吉田市城山	ビニールハウス	ビニールハウス			(全壊)		1 棟全壊					d	
2/18	06:25頃	突風	秋田県能代市坂形	作業小屋	外壁のトタン	長さ約 2m 幅約 1m		(飛散，破損)			秋田地方気象台				d	
			秋田県能代市坂形	住家	トタン屋根			25m(飛散，破損)	電線	電線に引っ掛かっていた					d	
			秋田県能代市坂形	梅の木	枝			15m(飛散，折れる)							d	
	05:30頃		秋田県山本郡八峰町峰浜沼田	プレハブ小屋	プレハブ小屋			(飛散，半壊)							d	
2/19	13:20頃	塵旋風(つむじ風を含む)	茨城県常陸太田市瑞龍町	住家	住家			(一部破損)							d	
2/28	17:40頃	竜巻	沖縄県うるま市与那城桃原		ベニヤ			(飛散)		船のアンカーロープ切断	沖縄気象台				d	
			沖縄県うるま市与那城桃原	コンテナ	コンテナ			(倒れる)							d	
			沖縄県うるま市与那城桃原	船	エンジンカバー			(破損)							d	
以下省略																

表 3.1.3　報道・被害調査資料等による強風種類毎の飛散物種類と件数 [3.1.1]

(2009 年～2012 年，集計結果)

強風の種類	竜巻				台風			ダウンバースト		その他 (強風，突風など)	
突風の件数	76	19	2	1	5	2	1	22	2	208	2
フジタスケール	F0	F1	F2	F3	-	-	-	F0	F1	-	-
最大瞬間風速	17~32 m/s	33~49 m/s	50~69 m/s	70~92 m/s	17~32 m/s	33~49 m/s	50~69 m/s	17~32 m/s	33~49 m/s	17~32 m/s	33~49 m/s
トタン屋根	34	9	1	0	11	5	0	6	0	33	0
スレート屋根	6	2	0	0	0	1	0	0	0	2	0
屋根瓦	28	14	3	1	1	5	0	6	0	20	1
屋根(その他)	19	13	3	4	9	4	1	11	1	30	2
窓ガラス	3	2	1	0	0	1	0	0	0	1	0
壁材	5	2	0	1	0	1	0	1	0	2	1
木材	6	1	0	0	1	0	0	0	0	0	0
建材	3	1	1	0	0	1	0	0	0	0	0
看板	5	0	0	0	3	0	0	1	0	6	0
ビニール	12	0	0	0	1	0	0	1	0	6	0
ビニールハウス	1	1	0	0	1	0	0	0	0	0	0
プレハブ小屋	2	4	1	2	1	0	0	1	0	4	0
テント	1	1	0	0	0	0	0	0	0	16	0
コンテナハウス	0	0	2	0	0	0	0	0	0	1	0
自転車	1	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0
自動車	1	3	2	1	1	1	0	0	0	1	0
人間	1	0	0	0	3	0	0	0	0	1	0

3.1.3　国土技術政策総合研究所総合技術開発プロジェクト「災害拠点建築物の機能継続技術の開発」（平成 25 年度～28 年度）における竜巻防災評価法（平成 25 年度）での検討結果

国土交通省のプロジェクトの一つとして平成 25 年度から開始された「災害拠点建築物の機能継続技術の開発」において，竜巻防災評価法の検討がなされ，(1) 災害拠点建築物の外装材に要求される耐衝撃性能の検討，(2) 想定される飛来物の調査と耐衝撃性能試験用加撃体の選定，(3) 加撃体に対する外装材の耐衝撃性能の確認，等の検討が行われた。

ここでは，(2)の検討結果の一部を文献[3.1.2, 3.1.3，3.1.4]に基づいて整理し，紹介する。

この研究では，比較的詳細な調査資料が得られているフジタスケール F0～F3 の 26 個の竜巻と 10 個の台風について飛来物の調査を行った。フジタスケールごとの竜巻個数（括弧内）の内訳は F0(2), F0-F1(1), F1(8), F1-F2(2), F2(8), F2-F3(1), F3(4)である。表 3.1.4 に竜巻や台風等による飛来物の分類を示す。これらの飛来物の中から，飛来物の解析を行い抽出した飛来物とその飛来速度を表 3.1.5 に示す。これらの飛来物や，飛来物に対する衝撃荷重の基準の一つである ASTM E1996-04, ISO16932 の試験法等を参照して，最終的に試験体として，2×4 の角材を選択し，F3 の竜巻に対しては，質量 6.8kg，速度 22m/s，運動エネルギー約 2,000J，F3 を超える竜巻に対しては，質量 6.8kg，速度 35m/s，運動エネルギー約 5,000J と設定した。

表 3.1.4　竜巻等の突風や台風による飛来物の分類　([3.1.3]に基づき編集)

グループ 1	飛来物として破壊等によりそれ以上細分化されない物体または頻度の高いもの	屋根ふき材，瓦，瓦片，柱・角材，板材，合板，土や小石，鋼管，鋼製フレーム
グループ 2	建築物・工作物関連で飛来物として大型のもの	木造 2 階建て住宅，2 階部分，2 階建工場，プレハブ事務所，1 階建建物，倉庫，屋根，小屋組，外壁，ガレージ，コンテナ，ユニットハウス，仮設事務所，弓道場，防球ネット，バッティングケージ，ビニルハウス，テント，畜舎屋根・外壁，窓枠（温室)，木造階段の一部，足場，仮囲い，防雪柵
グループ 3	グループ 2 の飛来物が破壊等を繰り返し細分化される余地のあるもの	金属屋根ふき材，トタン屋根，庇，プラスチック製外壁波板，壁面トタン，金属製サイディング，プラスチック板，ガラス，看板類，雨戸
グループ 4	自動車	軽自動車，軽トラック，自動車，2t 車，4 トントラック
グループ 5	通常単独では屋外に存在しないもの	電気温水器，家具，教卓，タンス，鉄アレイ 7kg，黒板消し，家電製品
その他		貯水槽鋼製蓋，側溝のコンクリート製蓋，マンホール蓋，アスファルト舗装，鉄板，風車関係，墓石，樹木，植木鉢，屋外テーブル，物干し台

表 3.1.5　竜巻時の代表的な飛来物速度（[3.1.4]に基づき編集）
（F3: 移動速度 15m/s，最大接線速度 80.2m/s）

飛来物	質量，サイズ	飛来速度 (m/s)	C_DA/m (m^2/kg)
石	3kg	41.1	0.007
鋼材	8.4kg，2m	39.9	0.006
角材	1.8kg，1m	55.4	0.030
木片	0.18kg	59.7	0.042
瓦	2.7kg	47.8	0.015
小石	3g	66.4	0.067

3.1.4　現地調査による飛来可能性物体と最近の審査資料における対策状況

平成 22 年度に福島第 2 発電所敷地内を調査し，飛来物になる可能性のある物体を調査した[3.1.5]。また，最近（平成 25 年以降）の審査資料[3.1.6]に基づき，どのような対策がなされているかを整理した。

表 3.1.6 から表 3.1.8 に両者を比較して示した。

平成 22 年当時は，事業所敷地内は比較的整理されており，建設資材等も整理整頓されたうえで敷地に置かれている状況であった。質量は大きいが容積に対する密度は比較的小さな車両やコンテナ等は重力で設置しているだけの状況で，空力的に飛散可能性の高い板状の物体（鋼製，コンクリート製）が散見された。

一方，最近の審査資料によると，車両等はタイヤの固縛，建設資材はコンテナに収納の上，コンテナを固縛，あるいはコンテナ同士を緊結し空力係数を小さくする対策・工夫がなされていることが明らかとなった。

敷地内および周辺に植栽されている樹木等，舗装用の砂利等の処理は現時点では不明である。

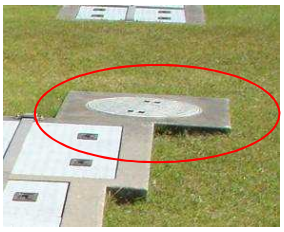
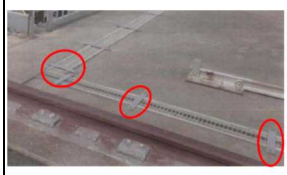
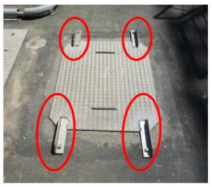
表 3.1.6　原子力発電所敷地内の飛来可能性物体と近年の対策状況（その１）

平成 22 年現地調査（福島第 2 発電所）			平成 25 年以降の審査資料
名称 写真	形状(幅×奥行×高) 質量(本体，積載)	状態	形状，質量 対策等
軽トラック，乗用車 トラック 	乗用車 約 3.1m ×約 1.6m ×約 1.3m 約 1.43t トラック 約 5.0m ×約 1.9m ×約 3.0m 約 4.75t	一般の使用状態	ミニローリー（重油用）側面積 5.415m×2.265m タイヤにワイヤを掛け，ターンバックルでアンカーに緊結。 風荷重は地震荷重より大きく，105.1kN とした。
鋼材 鋼製パイプ ドラム缶 	断面 20cm×30cm，長さ 4.2m 約 135kg (板厚 5mm，鉄の比重 7.8t/m^3 として換算) 直径 5cm，長さ 1m もしくは 2m，パイプの板厚 2.4mm 約 4.2kg	固定されていない 数十本ごとに針金で束ねて地面に平置き 束ねずに平置き	 資機材の保管箱（コンテナ）への収納 伊方発電所

表 3.1.7　原子力発電所敷地内の飛来可能性物体と近年の対策状況（その２）

平成 22 年現地調査（福島第 2 発電所）			平成 25 年以降の審査資料
名称 写真	形状(幅×奥行×高) 質量(本体，積載)	名称 写真	形状，質量 対策等
２階建て仮設事務所 	約 18.6m×約 5.7m ×約 5.4m	布基礎に固定	
平屋建て仮設事務所 	約 10m×約 3m ×約 4m 本体:約 5700kg 建築基準法に基づく積載質量：約 2400kg 床の積載耐力質量:500kg/m^2	基礎に固定はされていない。	 プレハブ小屋の固縛 伊方発電所
コンテナ 	約 2.4m×約 2.6m ×約 6.0m 空のコンテナは約 2.3t	北側と南側がチェーンでコンクリート基礎につながれている。	 コンテナの連結 伊方発電所 緊急時対応用資機材コンテナ B×D×H=6.1m×5.4m×2.6m 転倒および滑動防止を目的としてウエイト(3,374kg)を装着しており，2 つのコンテナが連結されているため，空力パラメータ(CDA/m)が小さく(0.0028 以下)浮上しないものと判断 コンテナ B×D×H=1.5m×1.2m×1.0m 本体にワイヤを掛け，ウエイトにターンバックルで緊結。 風荷重は 13.2kN としている。

表 3.1.8　原子力発電所敷地内の飛来可能性物体と近年の対策状況（その３）

平成 22 年現地調査（福島第 2 発電所）			平成 25 年以降の審査資料
名称 写真	形状(幅×奥行×高) 質量(本体，積載)	名称 写真	形状，質量 対策等
マンホール蓋 	直径 60cm 約 78kg	固定されていない。	 マンホールふたの固定 伊方発電所
コンクリート製の蓋 	1.5m×1m×0.15m 540kg	地面に平置き，飛散対策無し	 グレーチングの固定 伊方発電所
鋼製の蓋 	50cm×70cm × 2 ～ 3mm 約 6.8kg		 チェッカープレートの固定 伊方発電所
植栽，樹高 2～3m 	長さ約 60cm×直径 5cm 約 0.5kg (針葉樹)および約 0.85kg	地面に植えられている	
敷き砂利 	直径 1～5cm 約 17g (直径 2.5cm の球形砂岩，比重 2.56t/m^3)		

参考文献

3.1.1 金子宝世，山口真司，調査資料や報道に基づく強風時の飛散物，人的被害の特徴，東京工芸大学工学部建築学科平成 25 年度卒業論文，2014

3.1.2 河井宏允, 奥田泰雄, 中村修, 外装材の飛来物耐衝撃試験に関する研究: その 1 研究の背景と目的, 2014 年度日本建築学会大会(近畿)学術講演会・建築デザイン発表会, 学術講演梗概集 DVD.構造 I, 249-250, 2014

3.1.3 益山由佳, 中村修, 佐々木亮治, 河井宏允, 奥田泰雄, 外装材の飛来物耐衝撃試験に関する研究: その 2 竜巻と台風で発生する飛来物, 2014 年度日本建築学会大会(近畿)学術講演会・建築デザイン発表会, 学術講演梗概集 DVD.構造 I, 251-252, 2014

3.1.4 中村修, 佐々木亮治, 丸山敬, 河井宏允, 奥田泰雄, 外装材の飛来物耐衝撃試験に関する研究: その 4 耐衝撃試験における加撃体の設定, 2014 年度日本建築学会大会(近畿)学術講演会・建築デザイン発表会, 学術講演梗概集 DVD.構造 I, 253-254, 2014

3.1.5 東京工芸大学 :「平成 21～22 年度原子力安全基盤調査研究（平成 22 年度）竜巻による原子力施設への影響に関する調査研究」，独立行政法人原子力安全基盤機構委託研究成果報告書，平成 23 年 2 月

3.1.6 伊方発電所 3 号炉 竜巻影響評価 説明資料[審査会合における指摘事項の回答]，四国電力株式会社，平成 25 年 12 月 27 日

3.2　竜巻による飛散条件と飛来物の最大速度

3.2.1　飛散運動の計算手法

3.2.1.1　運動方程式

飛来物の運動は Maruyama[3.2.1]に従って、竜巻状の渦の中にある物体の運動を数値的に計算することにより求めた。計算に用いる気流性状は、ＬＥＳ計算より求めた風速 3 成分の各時間ステップの瞬間値、ランキン渦モデル、および、フジタ渦モデルで与えられる渦状の風速場である。

渦中に放出された物体の運動に関する計算は、空気密度 ρ、代表風速 U_0、物体の代表面積 A、重力加速度 g を用いて、立川ら[3.2.2]と同様に無次元化された時間、距離、速度および加速度

時間：　$t = \tilde{t}\,g / U_0$　(3.2.1)

距離：　$x = \tilde{x}g / U_0^2 , y = \tilde{y}g / U_0^2 , z = \tilde{z}g / U_0^2$　(3.2.2)

速度（物体）：　$u = \tilde{u} / U_0 = \dot{\tilde{x}}_1 / U_0 , v = \tilde{v} / U_0 = \dot{\tilde{x}}_2 / U_0 , w = \tilde{w} / U_0 = \dot{\tilde{x}}_3 / U_0$　(3.2.3)

速度（流体）：　$U = \tilde{U} / U_0 , V = \tilde{V} / U_0 , W = \tilde{W} / U_0$　(3.2.4)

加速度（物体）：　$\ddot{x} = \ddot{\tilde{x}}_1 / g , \ddot{y} = \ddot{\tilde{x}}_2 / g , \ddot{z} = \ddot{\tilde{x}}_3 / g$　(3.2.5)

により記述された式(3.2.1)～(3.2.5)を用いる。ここで、上付きの～は図 3.2.1 に示すように実際（有次元）の値を表す。これにより、物体の飛散を記述する運動方程式は以下のよう記述できる。

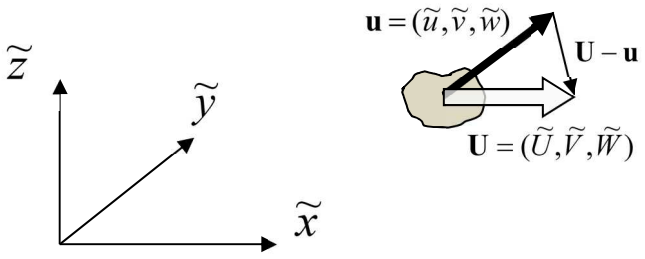


図 3.2.1　座標系および物体の速度と風速

x 軸方向：　　$\ddot{x} = T_a C_{DX}(U-u)\,|\mathbf{U}-\mathbf{u}|$　　(3.2.6)

y 軸方向：　　$\ddot{y} = T_a C_{DY}(V-u)\,|\mathbf{U}-\mathbf{u}|$　　(3.2.7)

z（鉛直）軸方向：　$\ddot{z} = T_a C_{DZ}(W-w)\,|\mathbf{U}-\mathbf{u}|-1$　　(3.2.8)

ここで、$\mathbf{x} = (x_1, x_2, x_3) = (x, y, z)$ は飛散物の位置、$\mathbf{u}$ は飛散物の速度、$\ddot{\mathbf{x}}$ は飛散物の加速度を表す。T_a は次式で表される Tachikawa 数[3.2.3]で、

$$T_a = \frac{\rho A U_0^2}{2mg} = \frac{\rho U_0^2}{2C_D g}\frac{C_D A}{m} \tag{3.2.9}$$

m は物体の質量。C_{DX}, C_{DY}, C_{DZ} はそれぞれ A を代表面積としたときの x, y, z 方向の抗力係数。$\mathbf{U}$ は風速、$|\mathbf{U}-\mathbf{u}|$ は飛散物の速度と風速との差

$$|\mathbf{U}-\mathbf{u}| = \sqrt{(U-u)^2-(V-v)^2-(W-w)^2} \tag{3.2.10}$$

である。

数値計算に際しては式(3.2.6)～(3.2.8)を線形加速度法に準じた陽解法で時間方向に離散化し、最大接線風速 $V_{t\max}$ を基準風速 U_0 として無次元化した時間で 1 ステップあたり 0.001 ごとに積分して物体の位置、速度、加速度を求めている。なお、計算は流の解析とは別に行い、物体に加わる風力の反力を流場には反映させていない。

物体の持つ空力特性は式(3.2.9)中のパラメータ $\frac{C_D A}{m}$ で与え、物体に加わる風力は風向角により変化しない（C_{DX}, C_{DY}, C_{DZ} は同一の平均的な値 C_D をもつ）とした。

3.2.1.2　計算精度の検証

（1）一様流定常流れ場における結果

ここで用いた離散化による計算方法が物体の運動をどの程度の精度で再現するか、水平方向の風速が一定で、重力の影響がない場合の移動距離・速度を解析値と比較した。文献[3.2.4]によると、風速が一定U_0なx軸方向の物体の加速度$\ddot{x}$と速度u_mは

$$\ddot{x} = T_a C_D (U_0 - u_m)\,|U_0 - u_m| \tag{3.2.11}$$

と記述でき、$t = 0$のとき$x = 0$とすると、上式は解析的に解けて、

$$u_m(t) = \frac{kU_0^2 t}{1 + kU_0 t} \tag{3.2.12}$$

$$x(t) = U_0\left[t - (\frac{1}{kU_0})\ln(1 + kU_0 t)\right] \tag{3.2.13}$$

となる。ここでkは物体の密度

$$\rho_m = \frac{m}{V} \tag{3.2.14}$$

と代表長さlを用いて

$$k = \frac{\rho C_D}{2\rho_m l} \tag{3.2.15}$$

と表される。$U_0 = 50$ m/s、$l = 1$ mとして立川数T_aを0.1から1000、積分時間ステップを無次元化時間dtで0.0001から0.05まで変化させて計算し、本解析による計算結果と式(3.2.12)、(3.2.13)による解析値と比較したところ、最大で$T_a = 100$、$dt = 0.05$のとき、1000m進んだときに距離で最大16.4mの差が生じ、1.6%以下の誤差、速度で0.2m/sの差が生じ、0.4%以下の誤差であった。

（2）ランキン渦モデルによる定常流れ場での結果

さらに、Simiu and Cordesら[3.2.5]の計算と同じ条件で計算した飛来物の速度は表3.2.1のようになり、ほぼ同じ程度の精度を持っていることを確認した。

表 3.2.1　Simiu and Cordes ら[3.2.5]の計算結果との比較

飛散物の放出位置 (m)		対地最大水平速度 (m/s)	
x	*y*	Simiu and Cordes らの結果	本解析結果
46	0	10	9.4
23	0	18	18.1
69	0	9	9.2
-46	0	18	18.2
0	46	16	16.4
0	23	20	20.0
0	-23	35	34.6
0	-46	54	54.7

ここで、*x* 軸は渦の進行方向を正に、*y* 軸は *x* 軸に水平直角左方向を正に取り、渦の中心を原点とする。物体は高さ 40m から対地相対速度 0m/s で放出され、最大接線風速 146m/s、最大接線風速半径 46m、渦の移動速度 31m/s、空気密度を 1kg/m^3 とした計算結果の比較。

（3）LES で生成した非定常竜巻状回転流れ場での結果

LES で生成した流れ場を用いた飛散計算について、報告書「平成２１～２２年度原子力安全基盤調査研究（平成 22 年度）：竜巻による原子力施設への影響に関する調査研究」（文献[3.2.6]）の結果と比較を行った。用いた流れ場はいずれも２セル型の渦であるが、用いた計算格子間隔は本計算の方が文献[3.2.6]に比べて *X*, *Y*, *Z* 各軸方向に 1/2 と細かくなっており、全く同じ流れ場ではない。特徴としては、今回用いた流れ場のほうが渦中心に下降流域が定常的に存在している一方、文献[3.2.6]の渦では、渦中心の下降流域は常に存在するわけではなかった。ただし、計算に際しては平均的な速度場である最大接線風速 84m/s、最大接線風速半径 30m、渦の移動速度 16m/s、空気密度を 1.23kg/m^3 は同じ値を用いて計算している。物体は水平方向に最大接線風速半径の±3 倍の正方形領域内に、最大接線風速半径の 1/4 の間隔で高さ 40m から対地相対速度 0m/s で放出し、時間を変えて各点から 50 回ずつ放出した後、地面に落下するまでの対地水平速度の最大値を求めて比較している。ただし、文献[3.2.6]の結果は同一地点からの放出回数が 500 回である。表 3.2.2 に示す結果をみると、空力パラメータ C_DA/m の値が小さい場合に、本報告で用いる２セル型の渦を用いたほうが飛来物の対地最大速度は速く、C_DA/m の値が大きいところでは若干遅い結果となった。

本報告で用いる２セル型の渦と、文献[3.2.6]の渦は全く同じ流れ場ではなく、時空間的に変化する乱流場への放出のタイミングも異なるので、表に示される程度の違いは計算精度に関わるものではないと判断する。

表 3.2.2　報告書[3.2.6]と本報告で用いる２セル型の渦を用いた計算結果の比較

C_DA/m (m^2/kg)	報告書[3.2.6] (m/s)	２セル型の渦 (m/s)
2.10E-03	30	37
5.90E-03	49	53
1.05E-02	60	63
5.82E-02	88	85

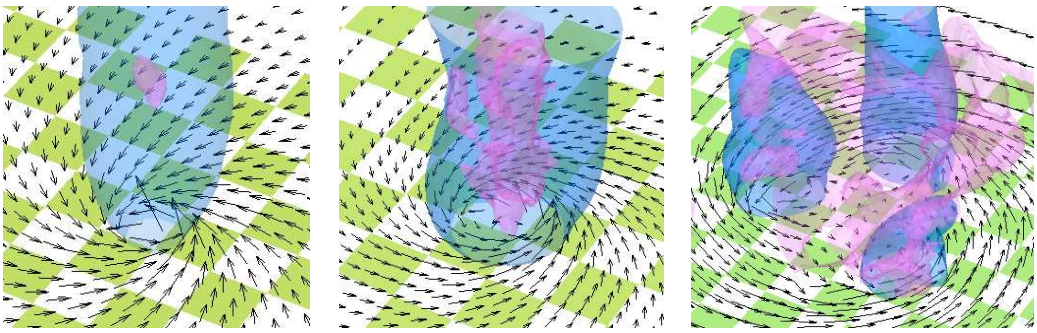
3.2.2 計算に用いた渦の気流性状

飛来物の飛散運動を計算で再現する際に与える風速場、すなわち、用いる竜巻状の渦の気流性状によって計算結果は左右される。過去の研究で用いられてきた風速場としては、ランキン渦モデルが代表的なものであるが、観測や実験により得られた竜巻中の代表的な風速場をモデル化したものとしてフジタの渦モデルが挙げられる。また、数値的に発生させた風速場なども用いられる。そして、いずれの風速場を用いるにしても、竜巻の強さ、大きさ、移動速度など竜巻の特性を設定しなければならない。これらの値は最大接線風速や最大接線風速半径などのパラメータによって規定されるが、その値は竜巻の形態によって変化するものである。

竜巻の形態は、スワール比が小さく、周囲の流れの偏向や乱れが大きくない場合には、乱れが少なく、地面からまっすぐ立ち上がる渦が生じ、渦の中心部では平均的に上昇流が存在する１セル型と呼ばれる形態をとる。スワール比が大きくなるにしたがって、渦内の乱れが大きくなり、渦の中心部では平均的に下降流が存在する２セル型と呼ばれる形態をとるようになる。フジタモデルでは渦中心で上下方向の流れはないとしているので、１セル型と２セル型の中間の状況をモデル化していると考えられる。さらにスワール比が大きくなると渦は不安定になって、傾いたり、ねじれたりするようになり、複数の渦が現れて１つの竜巻を構成することもある。通常、解析に用いる風速場では、このような渦の傾き、ねじれ、地面粗度や複数の渦の影響は無視して単純化することが多いが、実際にはそれらの影響があることに注意しなければならない。以上のことを踏まえ、ここでは、渦の形態による飛散性状の違いを明らかにするために、3.2.1 節で示した３種類の渦、すなわち、１セル型、２セル型および多重渦の３種類と、モデル渦としてランキン渦モデル、フジタ渦モデルを取り上げることにする。以下に各渦の特徴を述べる。

3.2.2.1 LES により生成した渦

飛来物の飛散運動の計算に用いた３種類の LES により生成した渦について、影響を及ぼすと考えられる気流性状の特徴を図 3.2.2 に概観しておく。なお、気流性状の詳細は 3. 2. 1 節を参照されたい。図 3.2.2a に示すように１セル型の渦は地面近くで渦の中心がほぼ垂直に立ち上がり、水平方向の風速分布の変化が高さ方向に少ない。また、渦中心部ではほとんど上昇流となっており、下降流の生じている領域が少ない。２セル型では渦の中心が１セル型ほどまっすぐに立ち上がっておらず、１セル型に比べて水平方向の風速分布の高さ方向の変化が大きく、渦中心においては下降流の領域も定常的にみられる。多重渦型では風速分布はさらに複雑になっており、図 3.2.2c の場合 3 つの子渦が集まって回転している。水平風速の大きな領域は水色で示される 3 つの低圧部の周囲を囲むように存在しており、その内部には紫で示される下降流域も存在している。ただし、低圧部の中、子渦の中心には下降流は存在しないことが多い。また、最大接線風速半径は１セル型、２セル型、多重渦型の順に大きくなっている。



a. １セル型　　b. ２セル型　　c. 多重渦型

図 3.2.2　LES で生成した渦の地面付近の風速と圧力場の瞬間値
図中、渦中心の低圧部分は水色で、下降流の存在する範囲は紫で描いてある

3.2.2.2 ランキン渦モデル

ランキン渦モデルは剛体回転するコアとその外周部で表される。コア内部において接線方向水平風速の大きさは式(3.2.16)、図 3.2.3 で表されるように、渦中心からの距離に比例し、外周部では渦中心からの距離に反比例するという比較的簡単な代数式で表される風速分布を持つ。

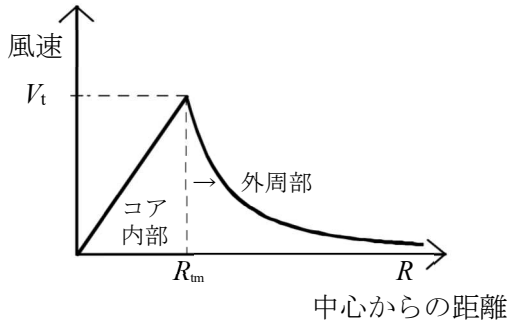


図 3.2.3　ランキン渦モデルによる接線方向水平風速

・接線方向水平風速：

$$V_t(R) = C_T \frac{R}{R_{tm}} V_{tm} \quad (0 \le R \le R_{tm})$$

$$V_t(R) = C_T \frac{R_{tm}}{R} V_{tm} \quad (R_{tm} < R) \qquad (3.2.16)$$

ここで、R は渦中心からの距離、V_{tm} は最大接線風速、R_{tm} は最大接線風速半径（コア半径）である。

ランキン渦はもともと接線風速の値のみを与えるモデルであるが、飛来物の計算には風速 3 成分の値が必要となるので、半径方向風速と鉛直方向風速を加え、式**(3.2**.17)、**(3.2**.18) に示すように両者は接線方向水平風速 V_t に比例すると仮定する。比例定数の大きさは観測値や実験値を参考に与えることになる。

・半径方向風速：

$$V_R(R) = C_R V_t(R) \qquad (\mathbf{3.2}.17)$$

・鉛直方向風速：

$$W(R) = C_W V_t(R) \qquad (\mathbf{3.2}.18)$$

ここで、比例定数 C_T、C_R、C_W は Simiu ら[3.2.4]に準じてそれぞれ C_T=0.894、C_R=0.5、C_W=0.667 と与え、風速分布は高さに依存しないとした。

3.2.2.3 フジタ渦モデル

フジタ渦モデルは Fujita 博士によって提案された工学モデル[3.2.7]で、風速場は代数式によって与えられる。風速場は半径方向に３つの領域（内部コア、外部コア、最外領域）に分けてモデル化される。上昇流は外部コアのみに存在し、地面付近で渦中心に向かう流れを与える。接線方向水平風速はランキンモデルと同様であるが、高さに依存して与えられことなどが特徴である。風速の定義を以下に示す。

・接線方向水平風速：

$$V_t(R,Z) = F_R(R)F_H(Z)V_{tm}$$

ただし、$F_R(R) = R/R_t$ （$0 \le R \le R_t$）、$= R_t/R$ （$R_t < R$）

$$F_H(Z) = (Z/H_i)^{k_0} \quad (Z < H_i)、= \exp(-k(Z/H_i - 1)) \quad (H_i \le Z) \qquad (\mathbf{3.2}.19)$$

・半径方向風速：$V_R(R)$

$$V_R(R) = 0 \quad (R \le \nu R_t)、= \frac{V_t \tan\beta}{1-\nu^2}\left(1 - \frac{\nu^2}{(R/R_t)^2}\right) \quad (\nu R_t < R < R_t)、= V_t \tan\beta \quad (R_t \le R)$$

ただし、$\tan\beta = -A(1-(Z/H_i)^{1.5})$（$Z < H_i$）、$= B\{1-\exp(-k(Z/H_i - 1))\}$（$H_i \le Z$）

(**3.2**.20)

・鉛直方向風速：$W(Z)$、$\nu R_t < R < R_t$ の範囲のみ

$$W(Z) = \frac{3}{28}\frac{0.55(1-\nu^2)V_{tm}}{1-\nu^2}A(16(Z/H_i)^{7/6} - 7(Z/H_i)^{8/3}) \quad (Z < H_i)、$$

$$= \frac{0.55(1-\nu^2)V_{tm}B\exp(-k(Z/H_i - 1))}{k(1-\nu^2)}\{2 - \exp(-k(Z/H_i - 1))\} \quad (H_i \le Z) \qquad (\mathbf{3.2}.21)$$

ここで、R_t は外部コアの半径で最大接線風速半径とする。νR_t は内部コアの半径、H_i は最外領域の流入高さで竜巻の性状に応じて値を設定する。ここでは $H_i = 0.55(1-\nu^2)R_t$、$\nu = 0.9 - 0.7\exp(-0.005R_t)$ とする。k_0、k、A、B は定数で文献[3.2.7]に従って、k_0 =1/6=

0.167、k=0.03、A=0.75。また、Bの値はk_0、k、Aを用いて$B=\dfrac{3kA}{(k_0+1)(k_0+2.5)}$と与えた。

3.2.2.4 気流性状の比較

飛来物の飛散運動の計算に用いる渦の気流性状を比較する。ランキン渦モデルとフジタ渦モデルは平均風速場を与えるので、LES により生成した渦も平均風速場で比較する。

図 3.2.4、3.2.5 に示すように、ランキン渦モデルでは高さ方向の風速分布は一定であるのに対して、フジタ渦モデルでは高さ方向に変化する。ただし、フジタ渦モデルでは上昇流が内部コア内の$\nu R_t < R < R_t$の範囲のみでしか与えられず、他の領域では鉛直方向風速は 0 となっている。また、この上昇流の大きさは高さにより式(**3.2**.21)に従って変化するが、水平方向には一定となるので、$R=\nu R_t$および$R=R_t$で不連続な値を取ることになる。１セル型では、中心部に上昇流の領域が存在するが、高さ方向にも変化する。２セル型では渦中心では平均風速はほぼ０となる。中心から離れたところで上昇流の領域が存在するがランキン渦や１セル型よりは小さい値をとる。多重渦でも渦中心では平均風速はほぼ０となり、周辺部で上昇流の領域があるが、２セル型よりもさらに小さい値となる。ただし、3.2.3 から 3.2.4 節で示した通り、２セル型、多重渦型ともに中心付近において瞬間値としては最大接線風速程度の上下流を持つことに注意する必要がある。

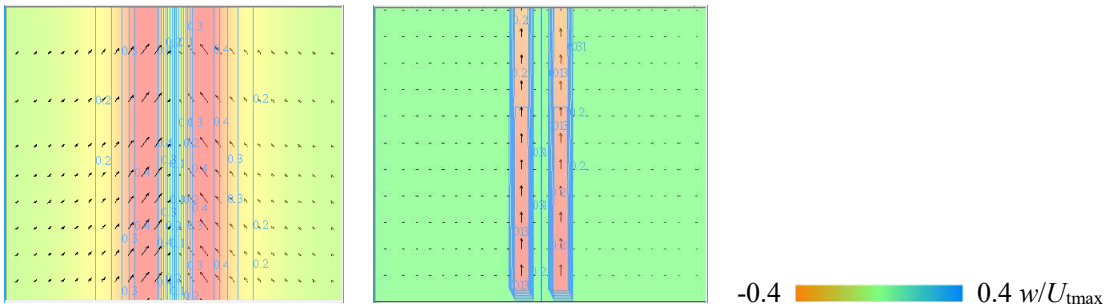


図 3.2.4　渦中心を通る鉛直面内の平均風速鉛直成分の分布

（矢印は風速ベクトル、コンターは平均風速鉛直成分を表す）

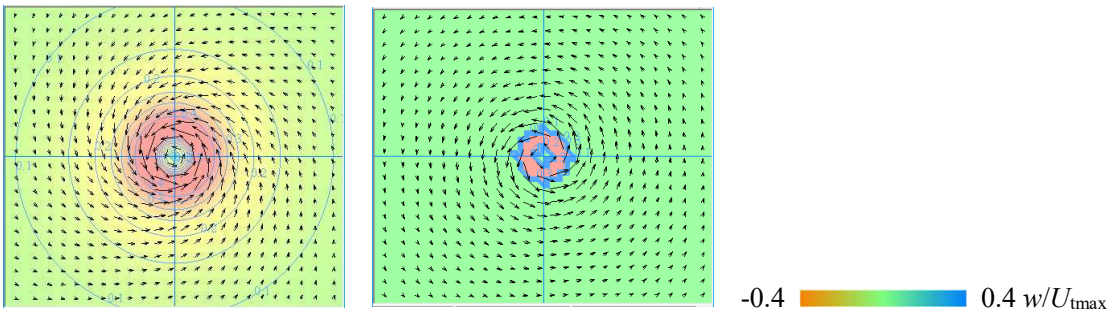


図 3.2.5　水平面内の平均風速分布

（矢印は風速ベクトル、コンターは平均風速鉛直成分を表す）

3.2.3 飛散条件の違いによる飛来物の飛散性状の変化

前節では飛来物の解析に用いる風速場の気流性状について明らかにしたが、飛来物のシミュレーションにおいては、竜巻の強さ、大きさ、移動速度、および、飛来物の飛びやすさ、放出位置などの飛散条件によっても解析結果は変化すると考えられるので、飛散条件の変化をこれまでの研究成果をもとに考察しておく。

3.2.3.1 既存の結果

（1）非定常流れ場と定常流れ場

ランキン渦モデル流れと、LES によって生成された渦状の非定常な風速場を用いた計算において、種々の飛散特性をもった飛来物を同じ高さから放出し、地面に到達するまでの最大速度を比較した結果[3.2.8]によると、空力パラメータ C_DA/m が小さい場合にランキン渦モデル流れの場合のほうが飛散速度が大きくなり、C_DA/m が大きい場合には LES により作られた非定常乱流場のほうが飛散速度が大きくなる結果となっている。これらの結果は以下のように解釈できる。まず、C_DA/m が大きく飛びやすい飛来物は滞空時間が長くなるため、LES による非定常乱流場を飛散するほうが、高風速の空気塊中を通過する確率が高くなり、また、滞空時間も長くなって最大飛散速度が大きくなると考えられる。反対に、C_DA/m が小さく飛びにくい飛来物は滞空時間が短くなり、高風速の空気中を通過する確率が低くなる。また、C_DA/m が小さく飛びにくくなって放出位置から下方に向かって落下すると、飛散範囲も狭くなるので、放出位置の風速に飛散速度は大きく依存する。ランキン渦モデルでは高さ方向の風速は変化しないので、高風速位置で放出された飛来物には大きな風力が加わり飛散速度も大きくなる。一方、高風速位置で放出されたとしても、LES の風速場では落下するにつれて風速が高さ方向に変化するため、高風速を常に受け続けることはなく風力も変化して弱くなるので、飛散速度はランキン渦モデルの場合に比べて小さくなると考えられる。

（2）非定常流れ場における飛散条件の違いによる飛散性状の変化

飛来物の速度は飛来物の形状、重さ、地面からの高さや渦に対する相対的な位置などの飛散開始位置、初期速度、さらには渦の移動速度や渦内の気流性状の違いによって様々に変化する。LES により生成された２セル型の非定常な竜巻状の流れ場を用いて、飛来物の飛散性状を計算している結果（文献[3.2.6]、[3.2.1]、[3.2.9]など）から、飛散条件の違いによる飛散性状の変化についてまとめると、以下のようになる。

空力パラメータ C_DA/m が大きく飛び易い飛来物ほど、最大接線風速や最大接線風速半径、さらには渦の移動速度が大きいほど最大速度は大きくなる。また、飛来物の最大速度は渦の回転と移動速度が加わり風速が大きくなる領域で大きくなり、最大速度の発現位置は最大接線風速半径の 3 倍以内に見られ、放出高さに伴って上方に広がる。

3.2.3.2 計算で用いた飛散条件

実際の竜巻による飛来物の飛散開始状況を考えると、飛来物は必ずしも地面から飛び出すわけではなく、屋根の上から飛び出したり、壊れた建物の部材が飛び始める場合もある。また、飛び始める際の周囲の風速も、飛来物を移動させるに十分な空気力が加わるほど大きな場合だけでなく、風速が小さくても他の飛来物の衝突による衝撃力により飛び出す、飛散している飛来物が分解する、など、様々な条件が考えられる。このように、飛散開始条件を評価することは複雑で多岐にわたっているため、ここでは、渦の中央付近のある範囲内において時空間的に一様に飛来物を放出し、十分多くの飛来物の飛散経路を計算することによって、統計的に偏りのない飛散特性を求める。飛来物を放出する高さは、飛来物がどのくらいの高さまで到達するか、を考慮して決めることになると考えられるが、ここでは飛来物の放出高さを文献[3.2.10]に準じて最大 40m までとし、それ以下の高度 5m、10m、20m から放出した。放出時の速度は地面に対する相対速度を 0 m/s として飛散し始めるとした。竜巻の強さ・大きさは文献[3.2.10]に準じて表 3.2.3 に示す３タイプの渦 I、II、III、および、過去の計算例[3.2.6]との比較のために渦 IV を用いた。なお，渦タイプ I～III は NRC の RG1. 76、渦タイプⅣは、原子力規制委員会の竜巻影響評価ガイドを踏まえている。飛来物の空力特性は渦 I、II、III では、C_DA/m の値で 0.001、0.005、0.01、0.02、0.04、0.05、0.1 m^2/kg。渦 IV では、過去の計算例との比較のために C_DA/m の値で 0.0021、0.0059、0.0105、0.0582 m^2/kg とした。

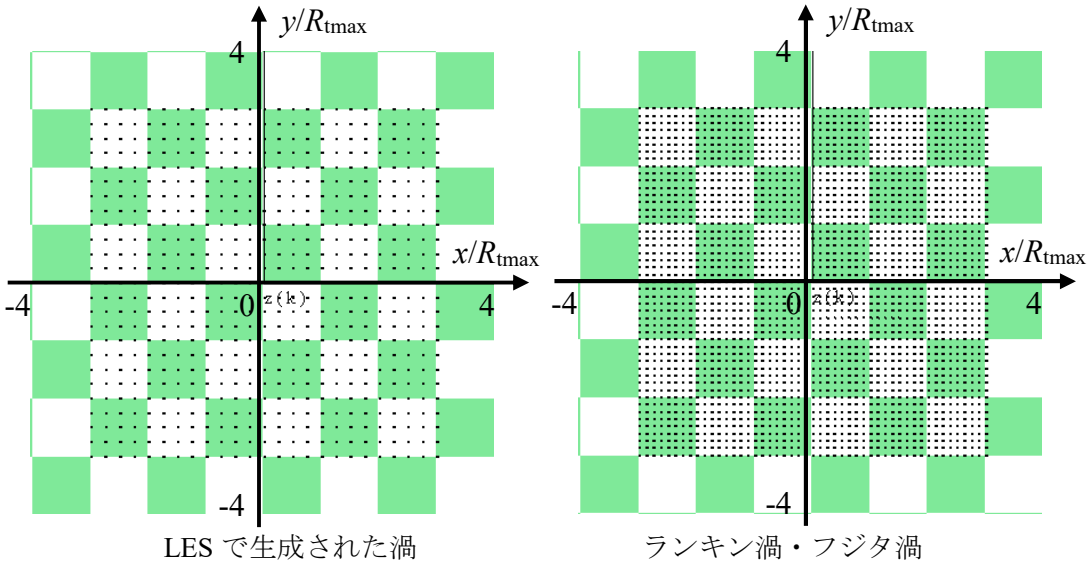
表 3.2.3　飛来物の飛散計算に用いた渦のタイプ

渦のタイプ	最大接線風速 U_{tmax} (m/s)	最大接線風速半径 R_{tmax} (m)	移動速度 V_{tr} (m/s)
I	82	46	21
II	72	46	18
III	57	46	14
IV	84	30	16

飛来物の最大速度を求めるにあたって、LES によって生成された非定常流れ場をもった渦に対しては、同じ放出点から多数の飛来物を放出しモンテカルロシミュレーションを行って、飛散の軌跡と速度を計算し、飛散中の各位置での最大速度を求めて記録した。各放出点から放出する飛来物の個数は、LES によって生成された渦では 100 個とした。定常渦であるランキン渦とフジタ渦については、風速は時間的に変化しないので同一の放出点からは各 1 個ずつ放出した。ただし、放出点の間隔は以下のように LES によって生成された渦の場合の 1/2 と細かくした。飛来物の放出位置は、ある高度で図 3.2.6 に示すように最大接

線風速半径の 3 倍×3 倍の範囲で、LES によって生成された渦のうち 1 セル型と 2 セル型では最大接線風速半径の 1/4、多重渦、ランキン渦とフジタ渦では 1/8 間隔で一様な分布となるように放出し、各飛来物が地面に落下するまで追跡して、その間の飛散性状を記録した。なお、多重渦の場合にランキン渦とフジタ渦と同様に 1/8 間隔とした理由は、図 3.2.7 に示すように最大接線風速半径内の領域に子渦が瞬間的には存在しており、飛来物の放出位置を最大接線風速半径の 1/4 とすると間隔が粗くなると考えられるためである。具体的には、プログラムの中で一度に計算する飛来物の数は 625、2401 個とし、各飛来物が地面に落下する、あるいは水平方向に最大接線風速半径の約 13 倍、鉛直方向に最大接線風速半径の約 18 倍の大きさを持つ解析領域から外に出るごとに新しい飛来物を放出し、同じ放出位置では異なる時刻に次の飛来物を放出した。計算に用いた渦の気流性状は 3.2 節で示した渦が移動しない場合の計算結果を用いており、渦の移動は渦の計算を行った座標系を渦の移動速度で動かしているだけである。すなわち、飛来物の運動を計算する座標系では放出時の飛来物の速度は渦の移動速度（反対方向）とし、飛来物の対地速度は飛来物の計算結果と渦の移動速度の和として求めた。放出方法の詳細は文献[3.2.1]を参照されたい。

図 3.2.8 に飛来物の飛散例を示す。渦は上から見て反時計回りに回転し、x 軸方向に移動している。飛来物はおおむね渦の回転に沿って飛散する。飛来物は放出位置において、飛来物を持ち上げるのに十分な鉛直上方の風速成分が存在すると、いったん上昇した後、下降する。以下では、建物に被害を及ぼす効果を評価するという観点から、飛来物の対地最大水平速度 $V_{\mathrm{rgmax}}=\sqrt{(u+V_{tr})^2+v^2}$（ここで V_{tr} は渦の移動速度、u , v は渦とともに移動する座標系から見た x, y 軸方向の風速）で飛散速度を検討する。



LES で生成された渦　　ランキン渦・フジタ渦

図 3.2.6 飛来物の水平面内の放出位置

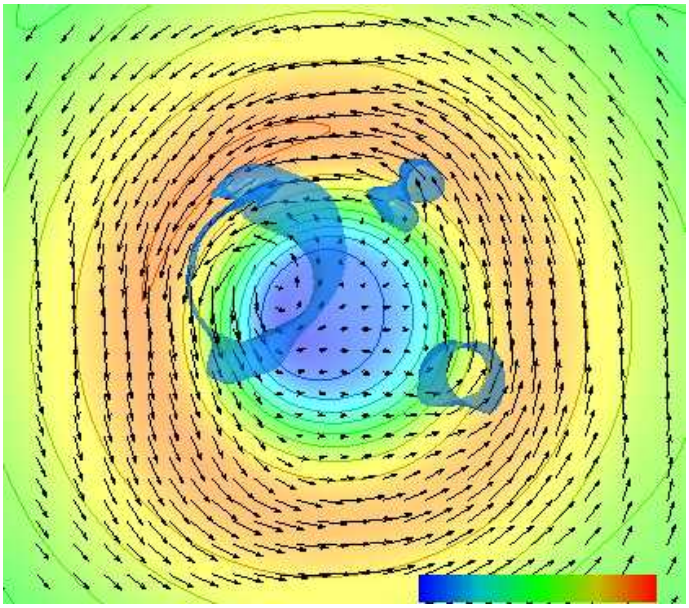


図 3.2.7 多重渦における子渦の位置

水色の等値面は低圧部の瞬間値、ベクトルは水平面内の風速瞬間値、

背景の色は時間平均水平風速を表し、最も濃い赤色の部分が最大接線風速半径を表す。

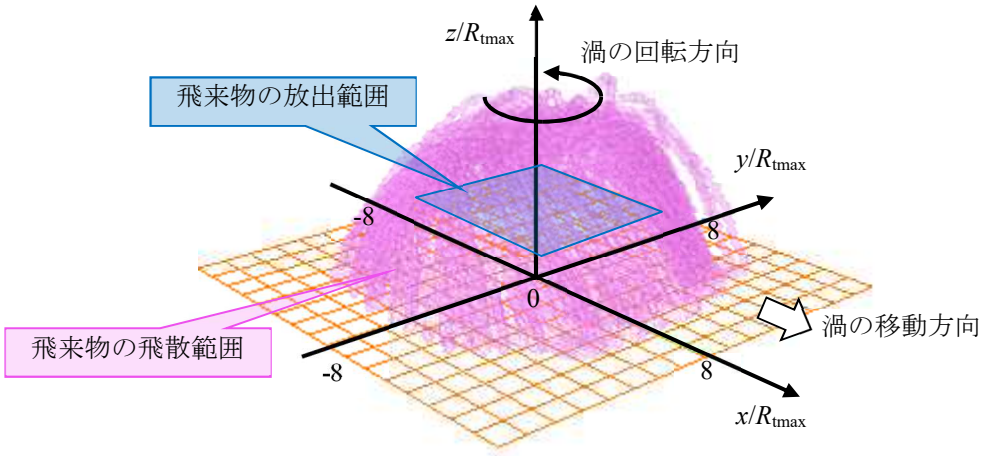


図 3.2.8 飛来物の飛散状況

3.2.3.3 飛来物の最大速度の変化

以下では、飛来物が放出点から飛び始め、地面に落下するまでの間の対地相対速度の最大値 V_{rgmax} を求め、飛散条件の違いによる変化を調べ比較する。

（1）渦の強さ・大きさによる変化

3.2.3.2 節に示した通り、4 種類の異なる強さ･大きさを持つ渦内の飛散性状を計算した。空力パラメータ C_DA/m＝0.01m^2/kg、放出高さ 40m の場合の結果を図 3.2.9 に示す。飛来物の最大速度 V_{rgmax} は、最大接線風速 U_{tmax} の 0.6 から 1 倍程度の値を示し、1 セル型と多重渦内における飛散において最も大きな値を示し、2 セル型、ランキン渦、フジタ渦内の順に飛来物の最大速度は小さくなった。また、渦のタイプでは I、II、III ではほぼ同じ大きさを示すが、IV では少し小さな値を示した。

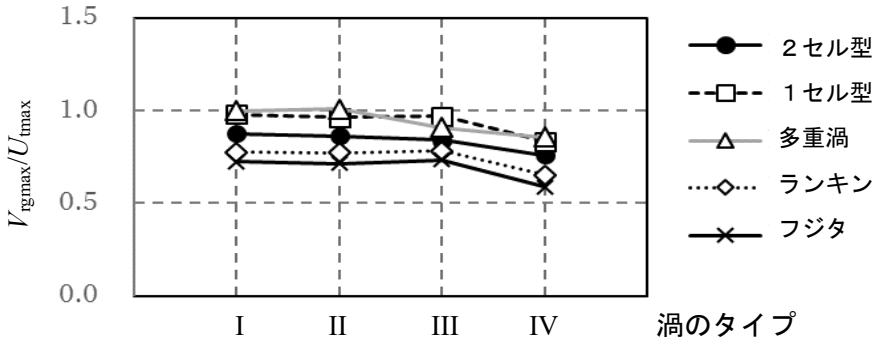


図3.2.9　渦の強さ・大きさの違いによる対地最大水平速度V_{rgmax}の変化
C_DA/m＝0.01m^2/kg、放出高さ 40m の場合

（2）移動速度V_{tr}による変化

図 3.2.10 に示すように、渦の移動速度 V_{tr} と共に飛来物の最大速度 V_{rgmax} は大きくなる。最大接線風速 U_{tmax}＝82 m/s、最大接線風速半径 R_{tmax}＝46 m、空力パラメータ C_DA/m＝0.01m^2/kg、放出高さ 40m の場合、最大接線風速 U_{tmax} の 0.6 から 1 倍程度の値を示した。飛来物の最大速度は 1 セル型と多重渦内における飛散において最も大きな値を示し、2 セル型、ランキン渦、フジタ渦内の順に小さくなった。

（3）最大接線風速半径R_{tmax}による変化

図 3.2.11 に示すように、最大接線風速半径 R_{tmax} と共に飛来物の最大速度 V_{rgmax} は大きくなる。最大接線風速 U_{tmax}＝82 m/s、移動速度 V_{tr}＝21 m/s、空力パラメータ C_DA/m＝0.01m^2/kg、放出高さ 40m の場合、最大接線風速 U_{tmax} の 0.6 から 1 倍程度の値を示した。飛来物の最大速度は 1 セル型と多重渦内における飛散において最も大きな値を示し、2 セル型、ランキン渦、フジタ渦内の順に小さくなった。

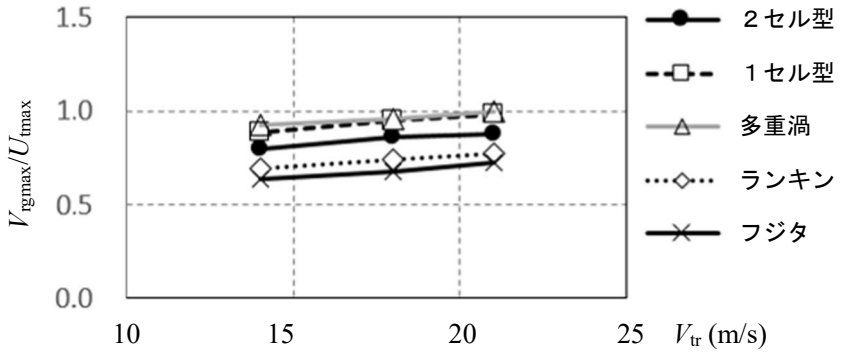


図3.2.10　移動速度V_{tr}の違いによる対地最大水平速度V_{rgmax}の変化
U_{tmax}＝82 m/s、R_{tmax}＝46 m、C_DA/m＝0.01m^2/kg、放出高さ 40m

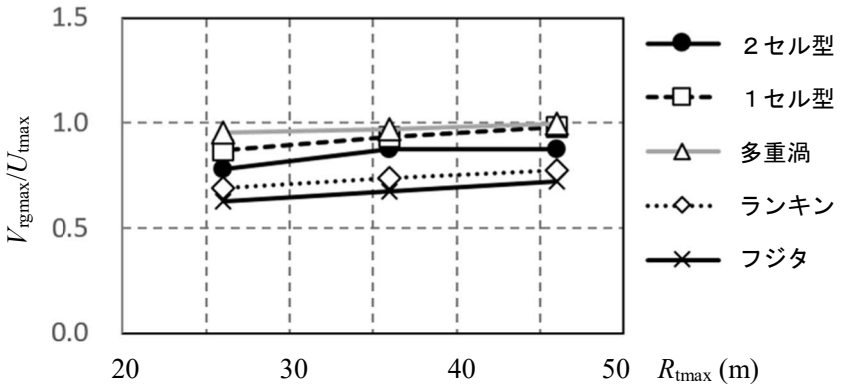
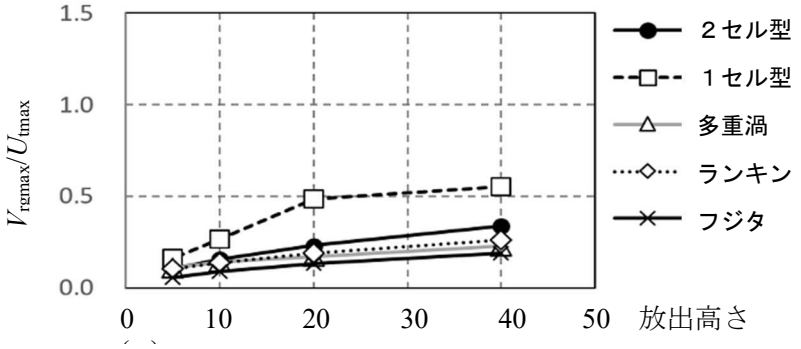


図3.2.11　最大接線風速半径R_{tmax}の違いによる対地最大水平速度V_{rgmax}の変化
U_{tmax}＝82 m/s、移動速度 V_{tr}＝21 m/s、C_DA/m＝0.01m^2/kg、放出高さ 40m

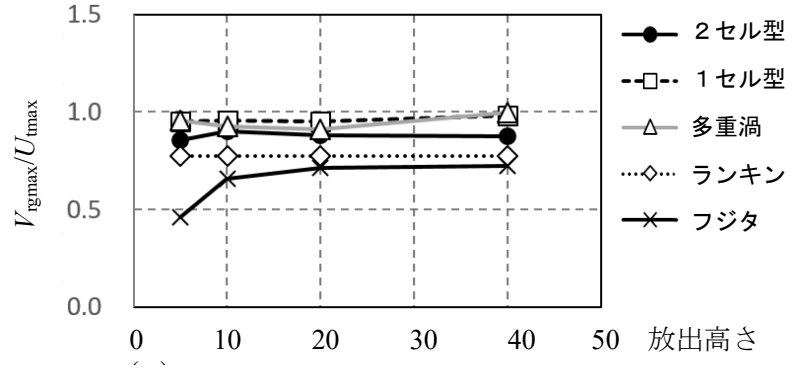
（4）放出高さによる変化

渦タイプⅠ（最大接線風速 U_{tmax}＝82 m/s、最大接線風速半径 R_{tmax}＝46 m、移動速度 V_{tr}＝21 m/s）において、空力パラメータ C_DA/m の異なる２種類の飛来物を放出高さを変化させて計算した。図 3.2.12a に示すように、C_DA/m が 0.001 m^2/kg の飛来物の場合、放出高さと共に飛来物の最大速度 V_{rgmax} は大きくなり、１セル型が最も大きな値を示した。その他の渦内における飛来物の最大速度は、２セル型、ランキン渦、多重渦、フジタ渦内の順に小さな値を示したが、それらの差は１セル型の値に比べて小さなものとなった。

一方図 3.2.12b に示すように、C_DA/m が 0.01 m^2/kg となって、より飛びやすい飛来物の場合、フジタ渦では放出高さと共に飛来物の最大速度 V_{rgmax} は大きなるが、その他の渦では飛来物の最大速度にはほとんど変化はなかった。飛来物の最大速度は１セル型と多重渦内における飛散において最も大きな値を示し、２セル型、ランキン渦、フジタ渦内の順に小さくなった。



a. U_{tmax}＝82 m/s、R_{tmax}＝46 m、V_{tr}＝21 m/s、C_DA/m＝0.001m^2/kg

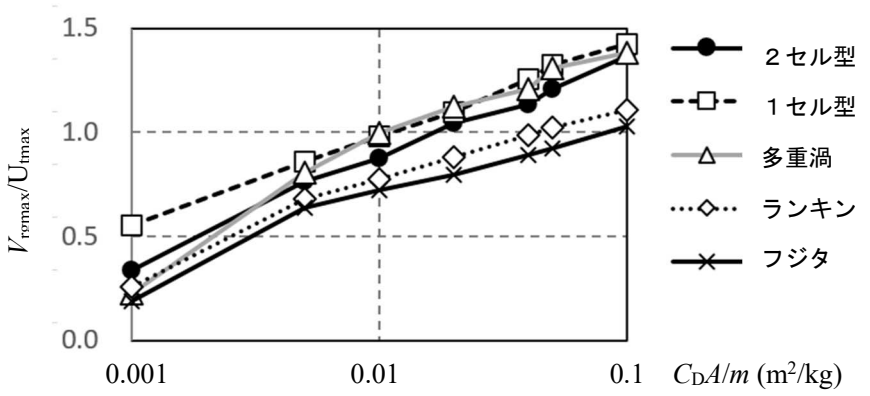


b. U_{tmax}＝82 m/s、R_{tmax}＝46 m、V_{tr}＝21 m/s、C_DA/m＝0.01m^2/kg

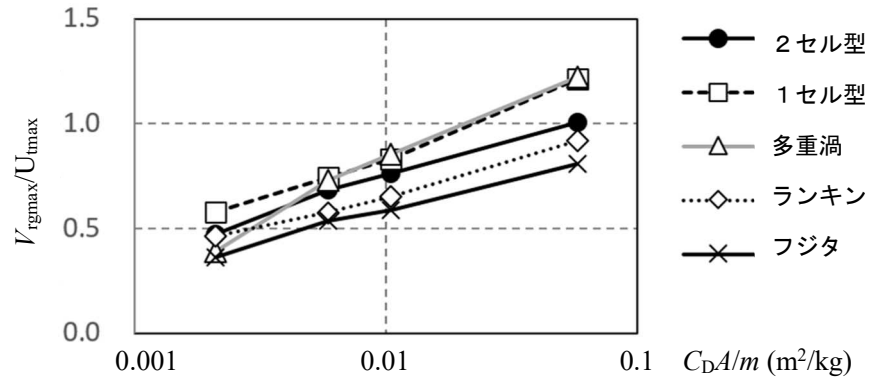
図3.2.12　放出高さの違いによる対地最大水平速度V_{rgmax}の変化

（5）空力パラメータ C_DA/m による変化

渦タイプ I（最大接線風速 U_{tmax}＝82 m/s、最大接線風速半径 R_{tmax}＝46 m、移動速度 V_{tr}＝21 m/s）と渦タイプ IV（最大接線風速 U_{tmax}＝84 m/s、最大接線風速半径 R_{tmax}＝30 m、移動速度 V_{tr}＝16 m/s）において同じ高さ 40 m から放出し、空力パラメータ C_DA/m の値を変化させて計算した。図 3.2.13 に示すように、両ケースとも空力パラメータと共に飛来物の最大速度は大きくなった。１セル型と多重渦内における飛散において飛来物の最大速度は最も大きな値を示すが、多重渦の場合には空力パラメータの値が小さいときには２セル型よりも小さな値となった。次に、飛来物の最大速度は２セル型、ランキン渦、フジタ渦内の順に小さくなるが、空力パラメータの値が小さいときにはランキン渦内における最大速度が２セル型の値に近づき、文献[3.2.8]の結果と同じ傾向を示した。また、空力パラメータが C_DA/m＝0.01 m^2/kg 以上の値を取ると、LES により生成された非定常乱流場の渦では時空間平均値である最大接線風速よりも飛散速度が大きくなり、ランキン渦でも C_DA/m＝0.05 m^2/kg 以上で、フジタ渦においても C_DA/m＝0.1 m^2/kg 以上で最大の飛散速度は最大接線風速よりも大きくなった。



a. 渦タイプI：U_{tmax}＝82 m/s、R_{tmax}＝46 m、V_{tr}＝21 m/s、放出高さ40m



b. 渦タイプIV：U_{tmax}＝84 m/s、R_{tmax}＝30 m、V_{tr}＝16 m/s、放出高さ40m

図3.2.13　空力パラメータC_DA/mの違いによる対地最大水平速度V_{rgmax}の変化

3.2.4 まとめ

本節では、飛来物の飛散性状について検討する際に仮定する風速場の性状について、代表的な渦モデルとして、ランキン渦モデル、フジタ渦モデル、さらに、数値的に発生させた風速場を取り上げてそれぞれの特徴を概観した。次に、非定常風速場として LES により発生した竜巻状の乱流場、定常風速場としてランキン渦およびフジタ渦を用いた飛散運動を計算し、それぞれの風速場による飛散性状の違いを比較した。以下に結果をまとめる。

・渦の強さ・大きさによる変化

空力パラメータ C_DA/m＝0.01m^2/kg の物体を放出高さ 40m から放出した場合、ここで検討した異なる強さと大きさをもつ渦内では、飛来物の最大速度は渦の最大接線風速の 0.6 から 1 倍程度の値を示した。1 セル型と多重渦内における飛散において飛来物の最大速度は最も大きな値を示し、２セル型、ランキン渦、フジタ渦内の順に最大速度は小さくなった。

・渦の移動速度による変化

飛来物の最大速度は渦の移動速度と共に大きくなった。最大接線風速 82 m/s、最大接線風速半径 46 m の渦に、空力パラメータ 0.01m^2/kg の物体を 40m の高さから放出した場合、飛来物の最大速度は最大接線風速の 0.6 から 1 倍程度の値を示した。飛来物の最大速度は１セル型と多重渦内における飛散において最も大きな値を示し、２セル型、ランキン渦、フジタ渦内の順に小さくなった。

・渦の最大接線風速半径による変化

飛来物の最大速度は最大接線風速半径と共に大きくなった。最大接線風速 82 m/s、移動速度 21 m/s の渦に、空力パラメータ 0.01m^2/kg の物体を 40m の高さから放出した場合、飛来物の最大速度は最大接線風速 U_{tmax} の 0.6 から 1 倍程度の値を示した。飛来物の最大速度は１セル型と多重渦内における飛散において最も大きな値を示し、２セル型、ランキン渦、フジタ渦内の順に小さくなった。

・物体の放出高さによる変化

最大接線風速 82 m/s、最大接線風速半径 46 m、移動速度 21 m/s の渦に、空力パラメータ C_DA/m が 0.001 m^2/kg の物体を放出した場合、飛来物の最大速度は放出高さと共に大きくなり、１セル型が最も大きな値を示した。その他の渦内における飛来物の最大速度は、２セル型、ランキン渦、多重渦、フジタ渦内の順に小さな値を示したが、それらの差は１セル型の値に比べて小さなものとなった。空力パラメータ C_DA/m が 0.01 m^2/kg の物体を放出した場合、フジタ渦では放出高さと共に飛来物の最大速度 V_{rgmax} は大きなるが、その他の渦では飛来物の最大速度にはほとんど変化はなかった。飛来物の最大速度は１セル型と多重渦内に

おける飛散において最も大きな値を示し、２セル型、ランキン渦、フジタ渦内の順に小さくなった。

・空力パラメータ C_DA/m による変化

最大接線風速 82 m/s、最大接線風速半径 46 m、移動速度 21 m/s の渦と、最大接線風速 84 m/s、最大接線風速半径 30 m、移動速度 16 m/s の渦において、高さ 40 m から物体を放出し、空力パラメータ C_DA/m の値を変化させた場合、飛来物の最大速度は空力パラメータと共に大きくなった。１セル型と多重渦内における飛散において飛来物の最大速度は最も大きな値を示すが、多重渦の場合は空力パラメータの値が小さいときには２セル型よりも小さな値となった。飛来物の最大速度は２セル型、ランキン渦、フジタ渦内の順に小さくなるが、空力パラメータの値が小さいときには、ランキン渦内における最大速度が２セル型の渦内で飛散した場合の値に近づいた。また、空力パラメータ C_DA/m の値が 0.01 m^2/kg 以上の値を取ると、LES により生成された非定常乱流場の渦では時空間平均値である最大接線風速よりも飛散速度が大きくなり、ランキン渦でも $C_DA/m=0.05\ m^2/kg$ 以上で、フジタ渦においても $C_DA/m=0.1\ m^2/kg$ 以上で最大の飛散速度は最大接線風速よりも大きくなった。

参考文献

3.2.1 Maruyama T.: Simulation of flying debris using a numerically generated tornado-like vortex, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics. Vol.99(4), pp.249-256, 2011.4.

3.2.2 立川正夫・福山雅弘（1980）：平板の空力特性と飛散の性状について、第６回風工学シンポジウム論文集、pp.231-238.

3.2.3 Holmes, J. D., Baker, C. J., Tamura ,Y., 2006. Short note Tachikawa number: A proposal, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 94, 41-47.

3.2.4 Simiu, Emil, and Robert H. Scanlan, Wind Effects on Structures: Fundamentals and Applications to Design, 3rd Edition, John Wiley &Sons, Hoboken, NJ, August 1996.

3.2.5 E. Simiu and M.Cordes : Tornado-Borne Missile Speeds, NBSIR 76-1050, Inited States Nuclear Regulatory Commission, 1976.

3.2.6 竜巻による原子力施設への影響に関する調査研究、平成２１～２２年度原子力安全基盤調査研究（平成 22 年度）、東京工芸大学、2011.

3.2.7 Fujita,T.T., Workbook of Tornadoes and high Winds for Engineering Applications, U.Chicago, 1978.（竜巻による物体の浮上・飛来解析コード TONBOS の開発、中央電力研究所研究報告：N14002、2014.6.内の引用より）

3.2.8 江口ら：移動ランキン渦モデルによる竜巻飛来物速度の評価、日本流体力学会年会 2013

3.2.9 丸山敬：2012 年 5 月 6 日につくばで発生した竜巻中の飛散物の速度推定、京都大学防災研究所年報、2013.6, pp.349-359, 第 56 号Ｂ.

3.2.10 U. S. Nuclear Regulatory Commission Revision 1 (2007): DESIGN-BASIS TORNADO AND TORNADO MISSILES FOR NUCLEAR POWER PLANT, OFFICE OF NUCLEAR REGULATORY RESEARCH REGULATORY GUIDE 1.76 (Draft was issued as DG-1143, dated January 2006)

3.3 水平シアによる竜巻状流れ場での飛来物の統計的性質

3.3.1 概説

2.4.3 で生成された水平シアによる実大スケールの竜巻状流れ場における飛散物の速度について，空力パラメータの影響を検討し，特に計算結果の統計的性質に着目して整理した。

3.3.2 竜巻状流れ場内の飛散物の飛行解析

飛散物は $z = 0$ の地表面位置から上向きに V_0/U_{tmax}=0.5 の初速度で渦中心を中心とする 1000m×1000m の範囲から毎秒 10000 個をランダムに打ち上げ，空気抵抗なしの放物線運動に要する時間よりも長く飛行した飛散物についてのみその飛行特性の検討対象とした。解析は OpenFOAM[3.3.1]の DEM 解析コードである icoUncoupledKinematicFOAM の空気力算出部分を修正して実施した。

飛散物の条件は，丸山[3.3.2]の示した空力パラメータ C_DA/m によって分類し，小石，木片，プレハブ小屋，乗用車に対応する表 3.3.1 のパラメータを用いた。飛散物の飛行特性に対する空力パラメータの影響を検討する際には，1 セル型竜巻状流れ場を使い，平均最大接線風速 U_{tmax} を 80m/s とした。また，飛散物の飛行特性に対する流れ場の影響を検討する際には，空力パラメータ C_DA/m を木片相当の 0.030 に固定し，平均最大接線風速 U_{tmax} を 60 m/s, 80 m/s, 105 m/s の三段階に変化させた。

ここでは，いずれの検討においても上記 1000s の間に射出，飛散した飛散物が示す飛散物の飛行範囲と接線方向，半径方向，鉛直方向の 3 方向の運動について，頻度分布による飛散物全体の飛行特性について検討した。

表 3.3.1　本研究で解析した飛散物のパラメータ[3.3.2]

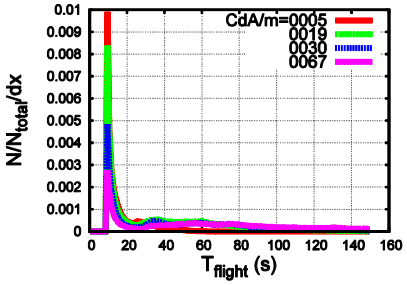
飛散物の種類	粒径 d (m)	質量 m (kg)	空力パラメータ C_DA/m
小石	0.01	0.003	0.067
木片	0.37	3.6	0.030
プレハブ小屋	3.33	460	0.019
乗用車	3.01	1430	0.005

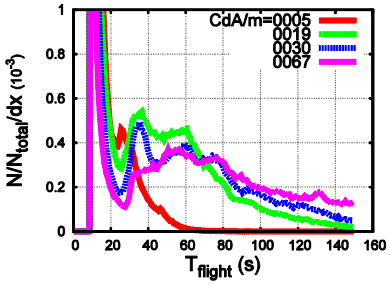
3.3.3　1 セル型竜巻状流れにおける飛散物の飛行特性に対する空力パラメータの影響

3.3.3.1　飛行時間に対する空力パラメータの影響

図 3.3.8 に，平均最大接線風速 U_{tmax} を 80m/s とした 1 セル型竜巻状流れ場において，表 1 に示した空力パラメータを有する飛散物を 1000s 間飛散させた際の飛行時間 T_{flight} の発現頻度分布を示す。(a)に示した絶対頻度分布図は射出した飛散物の総数（自由落下時間以内の飛散物を含む）を分母とした発現頻度であり，(b)に示した相対頻度分布図は，曲線を構成するグループの総数を分母とした発現頻度である。(c)は 2 つの山の谷に相当する T_{flight} と空力パラメータとの関係を示したものである。

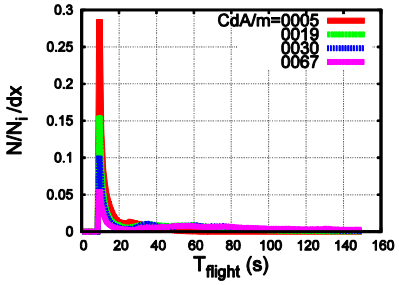
この結果より，飛行時間の発現頻度分布はいずれの空力パラメータにおいても基本的に 2 つの山に分かれていることがわかる。飛行時間の短い側の山については，空力パラメータの増加に併せて発現頻度が減少する傾向を示しており，飛行時間の長い側の山については，空力パラメータの増加に併せて最頻の飛行時間は長くなる傾向にあり，山のすそ野の広がりも併せて広がる傾向を示していることが分かる。これは，空力パラメータの小さなものは同じ流れ場に対して重力が強く，落下しやすくなっていることから，短い時間で落下するためである。逆に空力パラメータの大きなものは同じ流れ場に対して空気力が強いことから流れに乗って長く飛行するためである。以降の検討では，この 2 つの山の谷間の飛行時間より長い飛散物と短い飛散物をそれぞれ $T_{\mathrm{f,l}}$，$T_{\mathrm{f,s}}$ と分類し，それぞれの飛行特性について考察する。

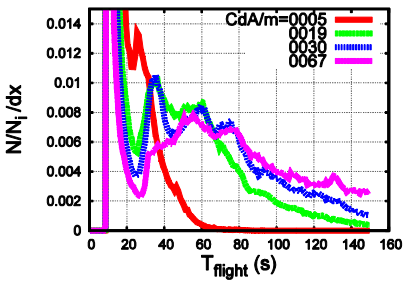




全体図　　拡大図

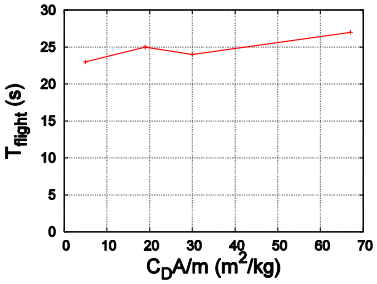
(a) 絶対頻度分布図





全体図　　拡大図

(b) 相対頻度分布図



(c) 谷の T_{flight}

図 3.3.9　飛行時間 T_{flight} の発現頻度分布

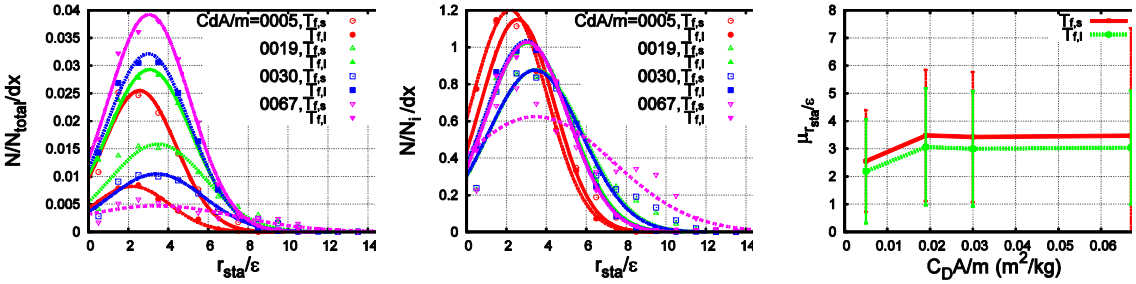
3.3.3.2　飛散物の飛行範囲に対する空力パラメータの影響

（1）飛行開始半径に対する空力パラメータの影響

図 3.3.10 に，飛行を継続した飛散物の飛散開始半径 r_{sta} の発現頻度分布を示す。図中の中空の点は飛行時間の短いグループの発現頻度分布，実点は飛行時間の長いグループの発現頻度分布をそれぞれ表しており，曲線は，それぞれの発現頻度分布への正規分布近似を表している。ここで，飛行開始半径は流れ場の代表パラメータであるコア半径ε= 50m で無次元化している。また，(a)の絶対頻度分布図は自由落下した飛散物を含むすべての総数を分母として発現頻度を求めた結果であり，(b)の相対頻度分布図はそれぞれのグループの総数を分母として発現頻度を求めた結果である。(c)は飛行時間の長いグループ，短いグループそれぞれの正規分布近似より求めた中心値と標準偏差を示しており，図中の鬚線は±1σの範囲を表している。

この結果より，飛行時間の短いグループでは，空力パラメータの増加に併せて飛行を継続した飛散物の発生頻度が減少し，同時に分布の範囲は広がる傾向を有していることが分かる。一方で，飛行時間の長いグループでは，空力パラメータの増加に併せて飛行を継続した飛散物の発生頻度が増加しているが，分布の範囲にはあまり変化が見られない。

飛行時間の短いグループは，鉛直に射出された後，流れによって自由落下運動よりは長く飛行するものの，すぐに落下するものと考えられるが，飛行時間を延長させる効果は空力パラメータが大きい方が強いために，より広い範囲に分布したものと言える。ただ，前節で示した通り，空力パラメータの大きな飛散物は飛行時間の長いグループに移行しやすいため，空力パラメータの増加に併せて，飛行時間の長いグループの中心付近における飛行開始半径の頻度が高まっていると判断できる。



(a) 絶対頻度分布図　　(b) 相対頻度分布図　　(c) 中心値と標準偏差

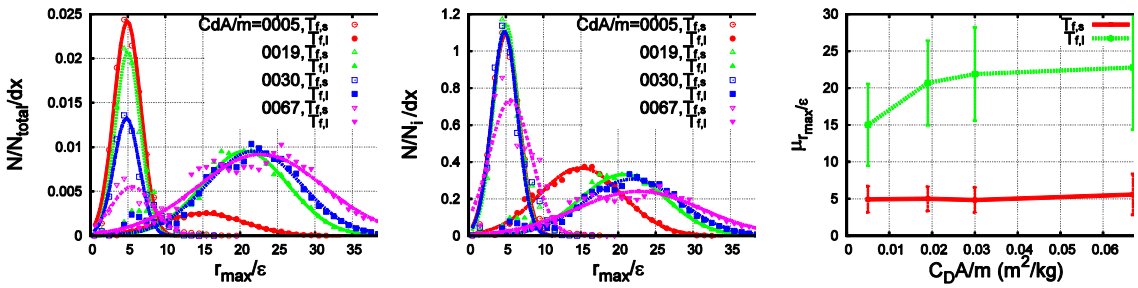
図 3.3.10　飛散開始半径 r_{sta} の発現頻度分布

（2）最大到達半径に対する空力パラメータの影響

図 3.3.11 に，飛行を継続した飛散物の最大到達半径 r_{max} の発現頻度分布を示す。図中の中空の点は飛行時間の短いグループの発現頻度分布，実点は飛行時間の長いグループの発現頻度分布をそれぞれ表しており，曲線は，それぞれの発現頻度分布への正規分布近似を表し

ている。ここで，最大到達半径は流れ場の代表パラメータであるコア半径ε= 50m で無次元化している。また，(a)の絶対頻度分布図は自由落下した飛散物を含むすべての総数を分母として発現頻度を求めた結果であり，(b)の相対頻度分布図はそれぞれのグループの総数を分母として発現頻度を求めた結果である。(c)は飛行時間の長いグループ，短いグループそれぞれの正規分布近似より求めた中心値と標準偏差を示しており，図中の鬚線は±1σの範囲を表している。

この結果より，到達半径は 2 つの山に分かれており，それぞれ飛行時間の短いグループと長いグループに対応していることが分かる。飛行時間の短いグループでは，到達半径はコア半径の 5 倍程度に最頻値を有しており，その分布形状は空力パラメータの大小にあまり影響を受けていない。一方で，飛行時間の長いグループでは最大到達半径の最頻値は空力パラメータの増加とともに広がり，同時に最頻値を中心とした値のばらつきも広がる傾向を示している。



(a) 絶対頻度分布図　　(b) 相対頻度分布図　　(c) 中心値と標準偏差

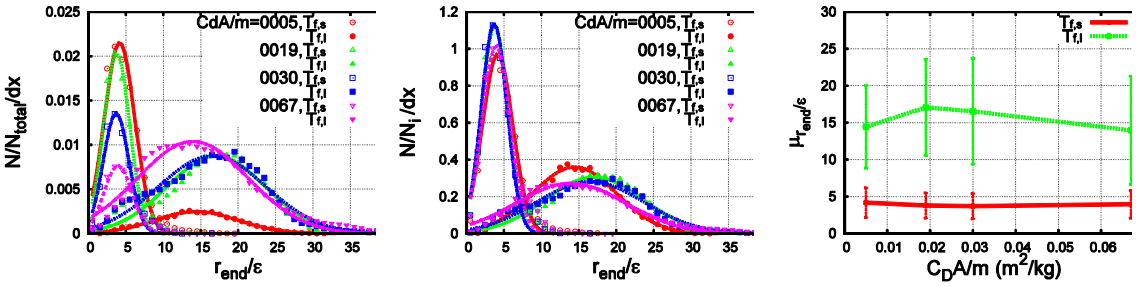
図 3.3.11　最大到達半径 r_{max} の発現頻度分布

（3）着地半径に対する空力パラメータの影響

図 3.3.12 に，飛行を継続した飛散物の着地半径 r_{end} の発現頻度分布を示す。図中の中空の点は飛行時間の短いグループの発現頻度分布，実点は飛行時間の長いグループの発現頻度分布をそれぞれ表しており，曲線は，それぞれの発現頻度分布への正規分布近似を表している。ここで，着地半径は流れ場の代表パラメータであるコア半径ε= 50m で無次元化している。また，(a)の絶対頻度分布図は自由落下した飛散物を含むすべての総数を分母として発現頻度を求めた結果であり，(b)の相対頻度分布図はそれぞれのグループの総数を分母として発現頻度を求めた結果である。(c)は飛行時間の長いグループ，短いグループそれぞれの正規分布近似より求めた中心値と標準偏差を示しており，図中の鬚線は±1σの範囲を表している。

この結果は，前節で示した最大到達半径の分布と似た傾向を有していることが分かる。ただ，飛行時間に関係なく，それぞれのグループ，それぞれの空力パラメータにおいて，最大到達半径よりも着地半径の方が低くなる傾向を示している。この原因は，地表面付近に収束

流があり，落下してくる飛散物が竜巻状流れの中心に向かって移動するためであり，特に空力パラメータの大きなものほど低下量は増加している。



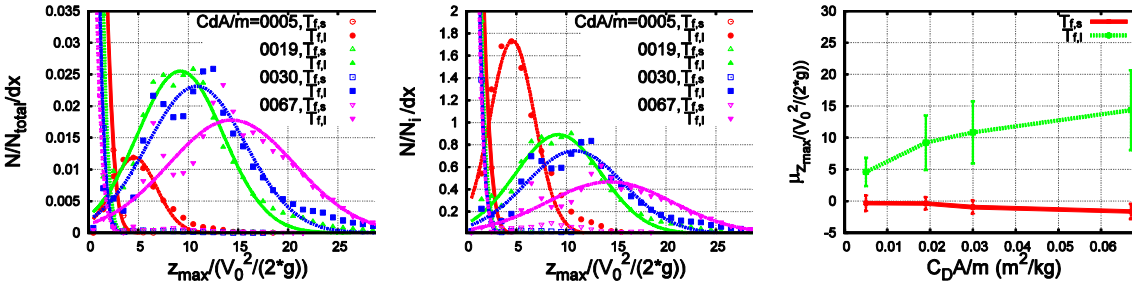
(a) 絶対頻度分布図　　(b) 相対頻度分布図　　(c) 中心値と標準偏差

図 3.3.12　着地半径 r_{end} の発現頻度分布

（4）最大到達高度に対する空力パラメータの影響

図 3.3.13 に，飛行を継続した飛散物の最大到達高度 z_{max} の発現頻度分布を示す。図中の中空の点は飛行時間の短いグループの発現頻度分布，実点は飛行時間の長いグループの発現頻度分布をそれぞれ表しており，曲線は，それぞれの発現頻度分布への正規分布近似を表している。ここで，高さは射出速度で求まる到達高度$V_{z0}^2/2g$で基準化されている。(a)の絶対頻度分布図は自由落下した飛散物を含むすべての総数を分母として発現頻度を求めた結果であり，(b)の相対頻度分布図はそれぞれのグループの総数を分母として発現頻度を求めた結果である。(c)は飛行時間の長いグループ，短いグループそれぞれの正規分布近似より求めた中心値と標準偏差を示しており，図中の鬚線は±1σの範囲を表している。

この結果より，飛行時間の短い飛散物については，到達高度は低い部分に集中している一方で，飛行時間の長い飛散物については，空力パラメータの増加に併せて最頻値は高まる傾向にあり，それに併せて裾野の広がりもより広がる傾向を示していることが分かる。これは，空力パラメータの増加により空気力が強まり，上昇流によってより高高度まで飛散物が飛行することが原因である。



(a) 絶対頻度分布図　　(b) 相対頻度分布図　　(c) 中心値と標準偏差

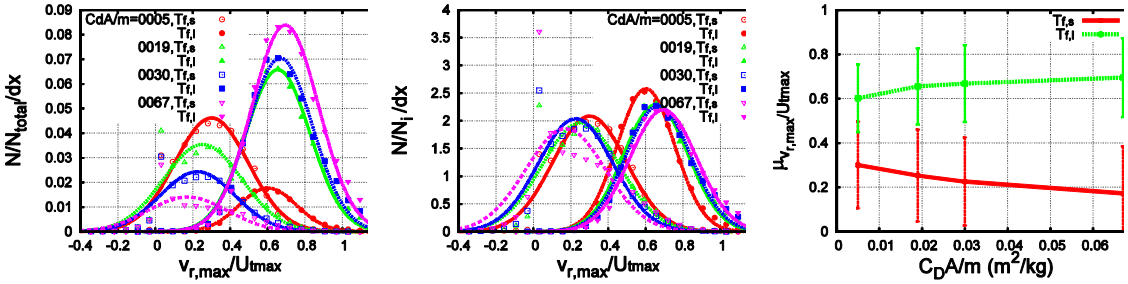
図 3.3.13　最大到達高度 z_{max} の発現頻度分布

3.3.3.3　飛散物の最大飛行速度に対する空力パラメータの影響

（1）最大法線速度に対する空力パラメータの影響

図 3.3.14 に，飛行を継続した飛散物の最大法線速度 $v_{r,max}$ の発現頻度分布を示す。図中の中空の点は飛行時間の短いグループの発現頻度分布，実点は飛行時間の長いグループの発現頻度分布をそれぞれ表しており，曲線は，それぞれの発現頻度分布への正規分布近似を表している。ここで，最大法線速度は渦中心から外側に向かう方向を正としており，代表風速である最大接線風速 U_{tmax} で基準化されている。(a)の絶対頻度分布図は自由落下した飛散物を含むすべての総数を分母として発現頻度を求めた結果であり，(b)の相対頻度分布図はそれぞれのグループの総数を分母として発現頻度を求めた結果である。(c)は飛行時間の長いグループ，短いグループそれぞれの正規分布近似より求めた中心値と標準偏差を示しており，図中の鬚線は±1σの範囲を表している。

この結果より，飛行時間の短いグループは，0.2～0.3 付近に最頻値を示しており，一方で，飛行時間の長いグループでは，0.6～0.7 程度に最頻値を有する正規分布状の発現頻度分布を示していることが分かる。飛行時間の短いグループについては，最頻値は空力パラメータの増加とともに 0 に近づく傾向を示しており，逆に飛行時間の長いグループでは，空力パラメータの増加とともに最頻値が増加する傾向を示している。この違いは，空力パラメータの増加によって空気力が強まり，速度が高まるため，遠心力が強まって法線速度が高まったためと考えられ，次節に示す最大接線速度の結果によって判断することができるものと考えられる。



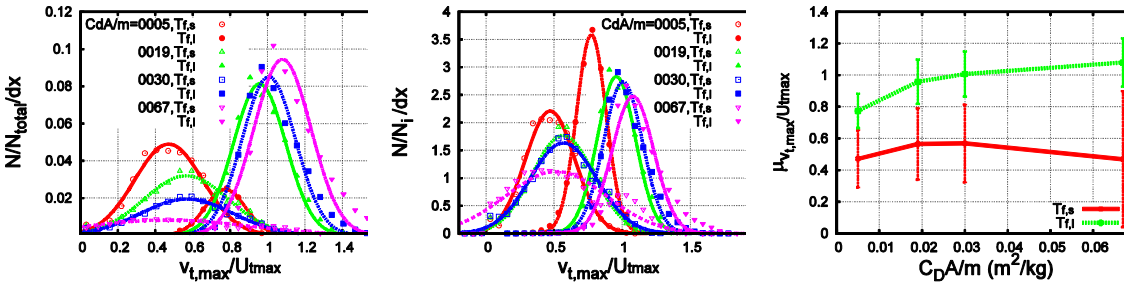
(a) 絶対頻度分布図　　(b) 相対頻度分布図　　(c) 中心値と標準偏差

図 3.3.14　最大法線速度 $v_{r,max}$ の発現頻度分布

（2）最大接線速度に対する空力パラメータの影響

図 3.3.15 に，飛行を継続した飛散物の最大接線速度 $v_{t,max}$ の発現頻度分布を示す。図中の中空の点は飛行時間の短いグループの発現頻度分布，実点は飛行時間の長いグループの発現頻度分布をそれぞれ表しており，曲線は，それぞれの発現頻度分布への正規分布近似を表している。ここで，最大接線速度は代表風速である最大接線風速 U_{tmax} で基準化されている。(a)の絶対頻度分布図は自由落下した飛散物を含むすべての総数を分母として発現頻度を求めた結果であり，(b)の相対頻度分布図はそれぞれのグループの総数を分母として発現頻度を求めた結果である。(c)は飛行時間の長いグループ，短いグループそれぞれの正規分布近似より求めた中心値と標準偏差を示しており，図中の鬚線は±1σの範囲を表している。

この結果より，飛行時間の違いにより，明確に最大接線風速の分布も分かれていることがわかり，最大接線速度は飛行時間の長いグループの方が高い値に分布している。最頻値についてみると，空力パラメータの増加に併せて高まる傾向を示しており，最も空力パラメータの大きなケースでは最頻値が最大接線風速を上回っている。これは，基準としている最大接線風速が平均値であるのに対して，飛散物の運動解析では瞬間流れ場を用いているため，竜巻状流れの強さの時間変化の中でより高い風速が発生しているためと考えられる。



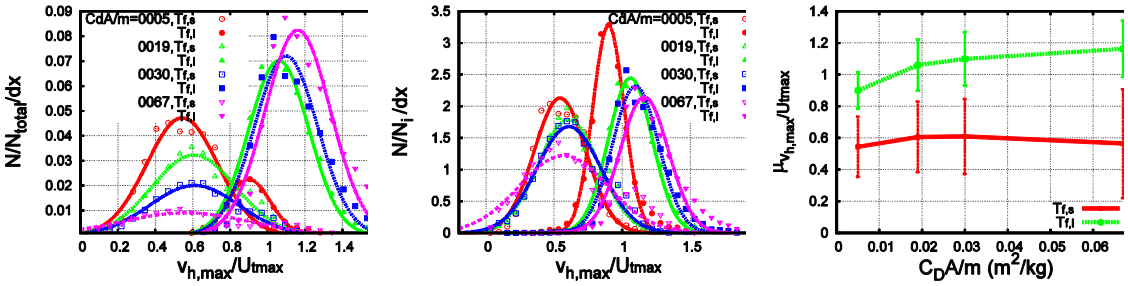
(a) 絶対頻度分布図　　(b) 相対頻度分布図　　(c) 中心値と標準偏差

図 3.3.15　最大接線速度 $v_{t,max}$ の発現頻度分布

（3）最大水平速度に対する空力パラメータの影響

図 3.3.16 に，飛行を継続した飛散物の最大水平速度 $v_{h,max}$ の発現頻度分布を示す。図中の中空の点は飛行時間の短いグループの発現頻度分布，実点は飛行時間の長いグループの発現頻度分布をそれぞれ表しており，曲線は，それぞれの発現頻度分布への正規分布近似を表している。ここで，最大水平速度は代表風速である最大接線風速 U_{tmax} で基準化されている。(a)の絶対頻度分布図は自由落下した飛散物を含むすべての総数を分母として発現頻度を求めた結果であり，(b)の相対頻度分布図はそれぞれのグループの総数を分母として発現頻度を求めた結果である。(c)は飛行時間の長いグループ，短いグループそれぞれの正規分布近似より求めた中心値と標準偏差を示しており，図中の鬚線は±1σの範囲を表している。

この結果は，前節に示した最大接線速度の発現頻度分布と同様の傾向を示しているが，その値は最大接線速度に比べて 10～20%程度高い値を示している。これは法線成分が合成されたことによるものと考えることができる。



(a) 絶対頻度分布図　　(b) 相対頻度分布図　　(c) 中心値と標準偏差

図 3.3.16　最大水平速度 $v_{h,max}$ の発現頻度分布

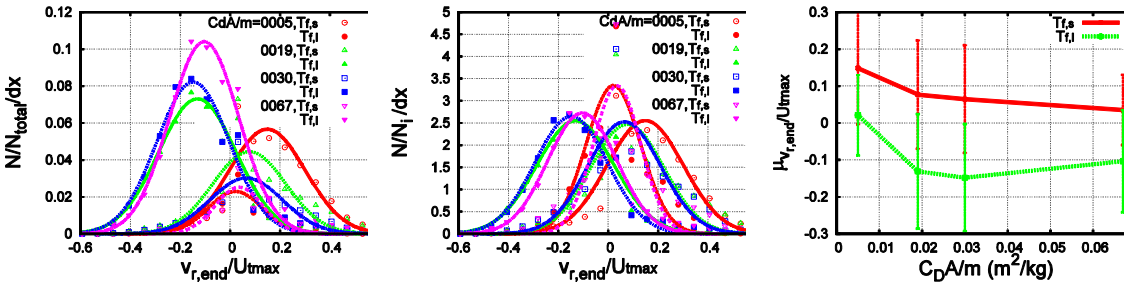
3.3.3.4　着地時の飛行速度に対する空力パラメータの影響

（1）着地法線速度に対する空力パラメータの影響

図 3.3.17 に，飛行を継続した飛散物の着地時の法線速度 $v_{r,end}$ の発現頻度分布を示す。図

中の中空の点は飛行時間の短いグループの発現頻度分布，実点は飛行時間の長いグループの発現頻度分布をそれぞれ表しており，曲線は，それぞれの発現頻度分布への正規分布近似を表している。ここで，着地法線速度は渦中心から外側に向かう方向を正としており，代表風速である最大接線風速 U_{tmax} で基準化されている。(a)の絶対頻度分布図は自由落下した飛散物を含むすべての総数を分母として発現頻度を求めた結果であり，(b)の相対頻度分布図はそれぞれのグループの総数を分母として発現頻度を求めた結果である。(c)は飛行時間の長いグループ，短いグループそれぞれの正規分布近似より求めた中心値と標準偏差を示しており，図中の鬚線は±1σの範囲を表している。

この結果から，着地時の法線速度についても飛行時間の大小によりそれぞれが正規分布的な発現頻度分布を示している一方で，最大法線速度とは異なっていて 0 付近に集中している。また，それぞれのグループの最頻値の大小関係は最大法線速度と入れ替わっており，飛行時間の長いグループの方が最頻値が負，すなわち渦中心側の速度を持ちながら着地する飛散物が多いことが分かる。これは，着地時に収束流によって内側に吸い寄せられるためと考えられ，その効果は渦の外側に位置する飛行時間の長いグループにおいて顕著であると言える。



(a) 絶対頻度分布図　　(b) 相対頻度分布図　　(c) 中心値と標準偏差

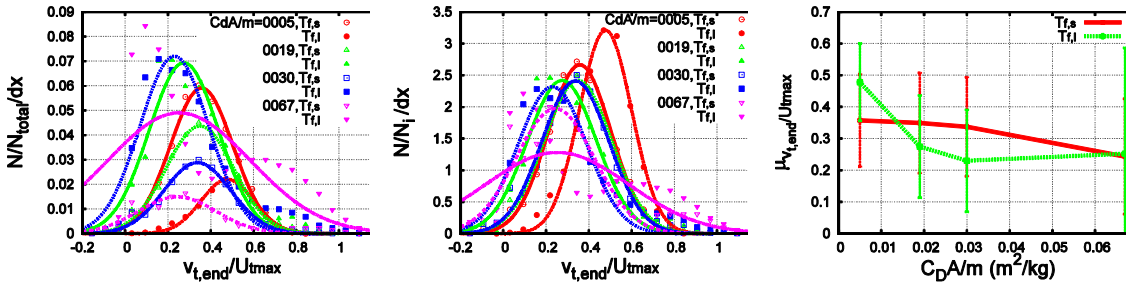
図 3.3.17　着地法線速度 $v_{r,end}$ の発現頻度分布

（2）着地接線速度に対する空力パラメータの影響

図 3.3.18 に，飛行を継続した飛散物の着地時の接線速度 $v_{t,end}$ の発現頻度分布を示す。図中の中空の点は飛行時間の短いグループの発現頻度分布，実点は飛行時間の長いグループの発現頻度分布をそれぞれ表しており，曲線は，それぞれの発現頻度分布への正規分布近似を表している。ここで，着地接線速度は代表風速である最大接線風速 U_{tmax} で基準化されている。(a)の絶対頻度分布図は自由落下した飛散物を含むすべての総数を分母として発現頻度を求めた結果であり，(b)の相対頻度分布図はそれぞれのグループの総数を分母として発現頻度を求めた結果である。(c)は飛行時間の長いグループ，短いグループそれぞれの正規分布近似より求めた中心値と標準偏差を示しており，図中の鬚線は±1σの範囲を表している。

この結果より，着地時の接線速度は最大接線速度に比べて全体的に低い値となっており，

特に飛行時間の長いグループの最大接線速度に対する着地時の接線速度の低下が著しい。これは，飛行時間の長いグループの飛散物の基本的な飛行パターンが，竜巻状渦中心から上昇流に乗って上昇し，同時に加わる旋回運動による遠心力によって中心から遠ざかり，風速の低い部分で減速しながら落下する，というものであるため，着地時における速度は基本的に低くなると考えられる。



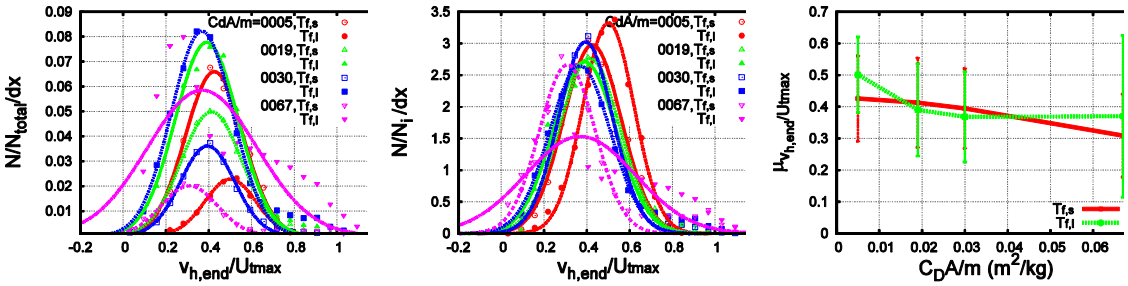
(a) 絶対頻度分布図　　(b) 相対頻度分布図　　(c) 中心値と標準偏差

図 3.3.18　着地接線速度 $v_{t,end}$ の発現頻度分布

（3）着地時水平速度に対する空力パラメータの影響

図 3.3.19 に，飛行を継続した飛散物の着地時の水平速度 $v_{h,end}$ の発現頻度分布を示す。図中の中空の点は飛行時間の短いグループの発現頻度分布，実点は飛行時間の長いグループの発現頻度分布をそれぞれ表しており，曲線は，それぞれの発現頻度分布への正規分布近似を表している。ここで，着地水平速度は代表風速である最大接線風速 U_{tmax} で基準化されている。(a)の絶対頻度分布図は自由落下した飛散物を含むすべての総数を分母として発現頻度を求めた結果であり，(b)の相対頻度分布図はそれぞれのグループの総数を分母として発現頻度を求めた結果である。(c)は飛行時間の長いグループ，短いグループそれぞれの正規分布近似より求めた中心値と標準偏差を示しており，図中の鬚線は±1σの範囲を表している。

この結果より，着地時の水平速度は，飛行時間の長短に関係なくほぼ同じ速度に落ち着いており，概ね最大接線風速の 40%程度となっている。その中心値に対する値のばらつきについても空力パラメータの影響は小さく，もっとも空力パラメータの大きい C_DA/m = 0.067 の場合に値のばらつきが大きくなる傾向を示している。これは，前節の着地時接線速度の傾向を反映したものと考えられるが，重力に対して相対的に空気力の強い場合，気流の乱れによる影響を大きく受けることが原因と考えられる。



(a) 絶対頻度分布図　　(b) 相対頻度分布図　　(c) 中心値と標準偏差

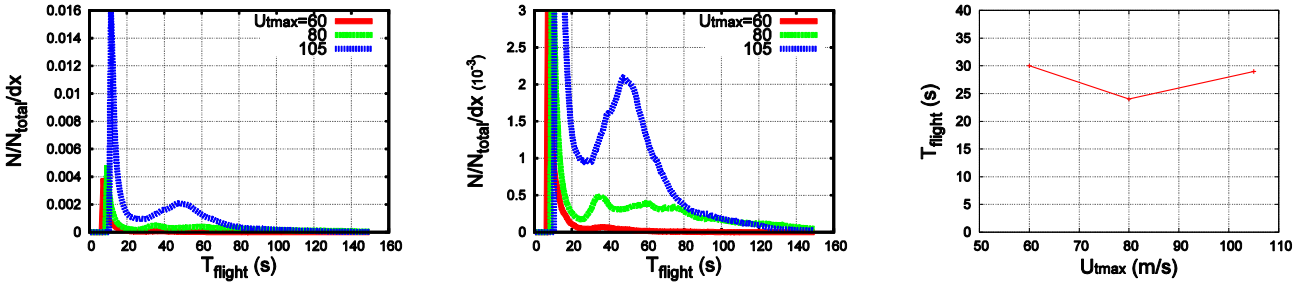
図 3.3.19　着地水平速度 $v_{h,end}$ の発現頻度分布

3.3.4　竜巻状流れ場内の飛散物飛行特性に対する最大接線風速の影響

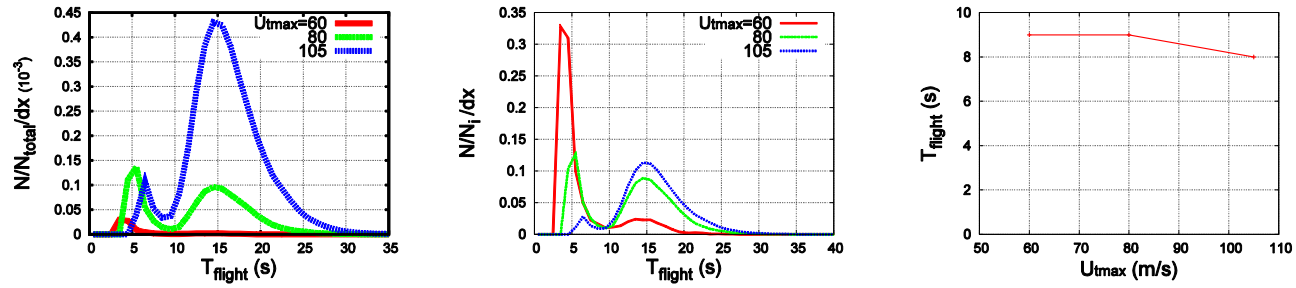
3.3.4.1　飛行時間に対する最大接線風速の影響

図 3.3.20 に各種竜巻状流れ場において最大接線風速 U_{tmax} を 60m/s, 80m/s, 105m/s の三段階に変化させ，木片相当の空力パラメータが C_DA/m = 0.030 の飛散物を飛散させた場合の，飛散物の飛行時間の発現頻度分布の変化を示したものである。(a)に示した絶対頻度分布図は射出した飛散物の総数（自由落下時間以内の飛散物を含む）を分母とした発現頻度であり，(b)に示した相対頻度分布図は，曲線を構成するグループの総数を分母とした発現頻度である。(c)は 2 つの山の谷に相当する T_{flight} と空力パラメータとの関係を示したものである。

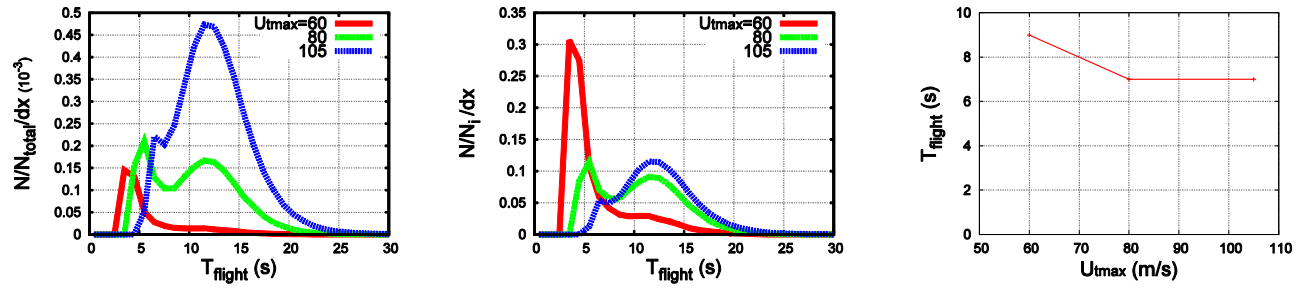
1 セル型竜巻状流れ



2 セル型竜巻状流れ



マルチセル型竜巻状流れ



(a) 絶対頻度分布　　(b) 相対頻度分布　　(c) 谷の T_{flight}

図 3.3.20　飛行時間 T_{flight} の発現頻度分布

この結果より，流れの種類に関係なく，基本的には飛行時間が 2 つのグループに分かれていることが分かる。ただし，1 セル型竜巻状流れにおける飛行時間はそれ以外の流れの場合に比べて非常に長い時間飛行する傾向を示している。これは，2 セル型竜巻状流れの場合，渦中心付近まで収束流が集中し，それに合わせて上昇気流も強まるため，その流れに乗って多くの飛散物が高く舞い上げられることと，1 セル型竜巻状流れの場合，図 3.3.3(c)に示されているように上昇流が生じている領域が上空に行くほど広がる傾向を示していることが大きな原因と考えられる。

一方，それぞれの最大接線風速における 2 つの山の高さを比較した場合，最大接線風速が高まるにつれて，飛行時間の長い側の発現頻度が高まる傾向を示す反面，その 2 つの山の間の谷に相当する飛行時間はあまり最大接線風速の影響を受けていないことが分かる。このことから，最大接線風速の影響は飛行時間の長いグループを相対的に増やすものと考えられる。

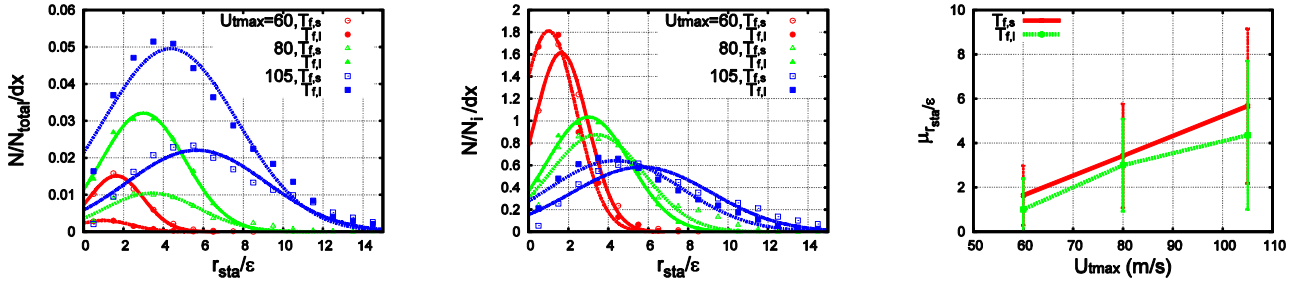
3.3.4.2　飛散物の飛行範囲に対する最大接線風速の影響

（1）飛散開始半径に対する最大接線風速の影響

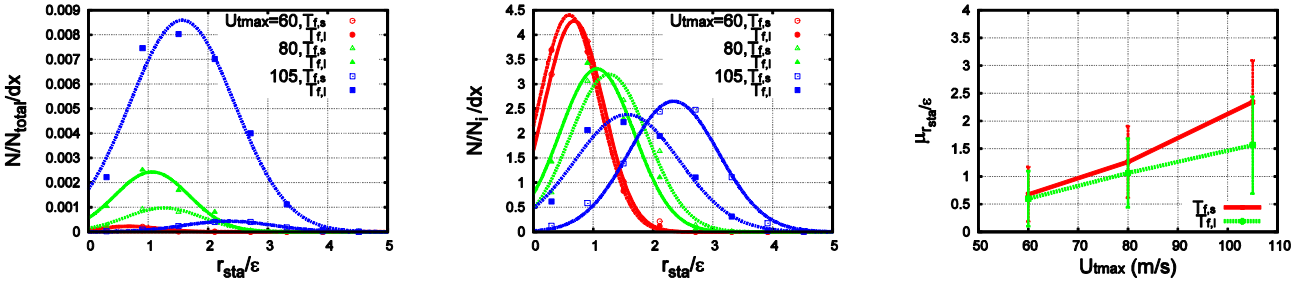
図 3.3.21 に各種竜巻状流れ場において最大接線風速 U_{tmax} を 60m/s, 80m/s, 105m/s の三段階に変化させ，木片相当の空力パラメータが C_DA/m = 0.030 の飛散物を飛散させた場合の，飛行を継続した飛散物の飛散開始半径 r_{sta} の発現頻度分布を示す。図中の中空の点は飛行時間の短いグループの発現頻度分布，実点は飛行時間の長いグループの発現頻度分布をそれぞれ表しており，曲線は，それぞれの発現頻度分布への正規分布近似を表している。ここで，飛行開始半径はそれぞれの流れ場の代表パラメータであるコア半径εで無次元化している。また，(a)の絶対頻度分布図は自由落下した飛散物を含むすべての総数を分母として発現頻度を求めた結果であり，(b)の相対頻度分布図はそれぞれのグループの総数を分母として発現頻度を求めた結果である。(c)は飛行時間の長いグループ，短いグループそれぞれの正規分布近似より求めた中心値と標準偏差を示しており，図中の鬚線は±1σの範囲を表している。

この結果より，いずれの流れ場においても最大接線風速の増加に伴って飛行開始半径は増加する傾向を示しており，その傾きは 1 セル型から 2 セル型，マルチセル型の順に小さくなる傾向を示している。また，標準偏差についても 1 セル型の場合が最も大きい。この原因としては，1 セル型竜巻状流れの場合は収束流が渦中心付近まで継続しているため飛散物が流れに乗りやすくなっている一方で，2 セル型，マルチセル型では半径の大きな部分で収束流は上昇流へと転じ，水平風速が 1 セル型ほど強まらないことが挙げられる。

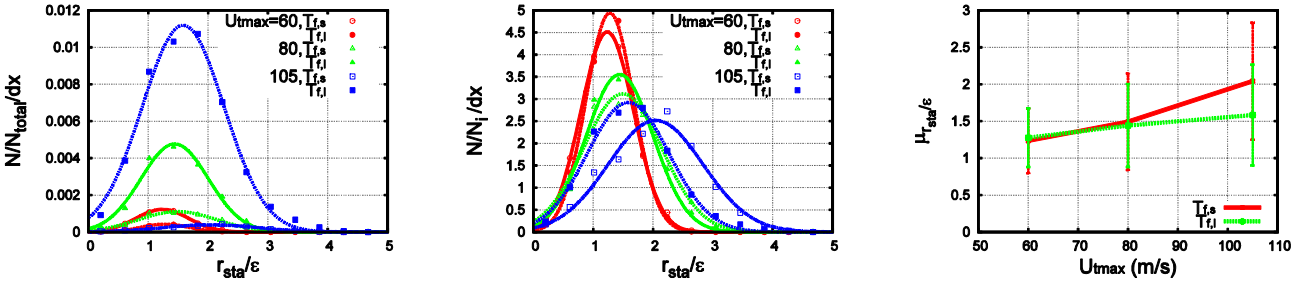
1 セル型竜巻状流れ



2 セル型竜巻状流れ



マルチセル型竜巻状流れ



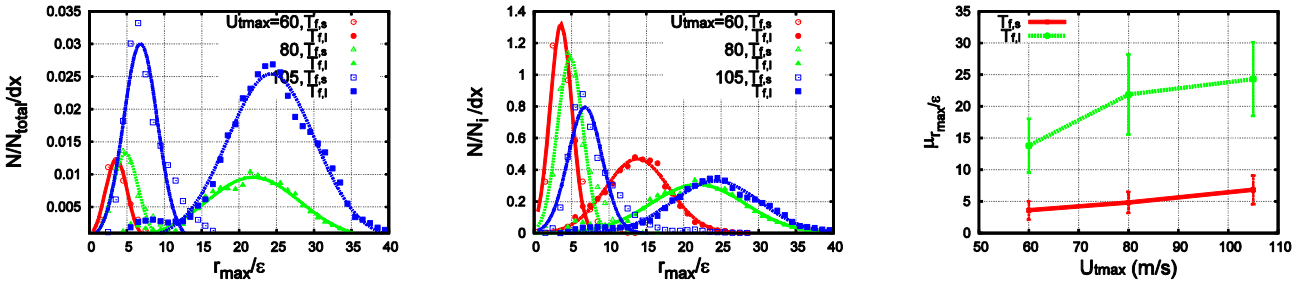
(a) 絶対頻度分布図　　(b) 相対頻度分布図　　(c) 中心値と標準偏差

図 3.3.21　飛散開始半径 r_{sta} の発現頻度分布

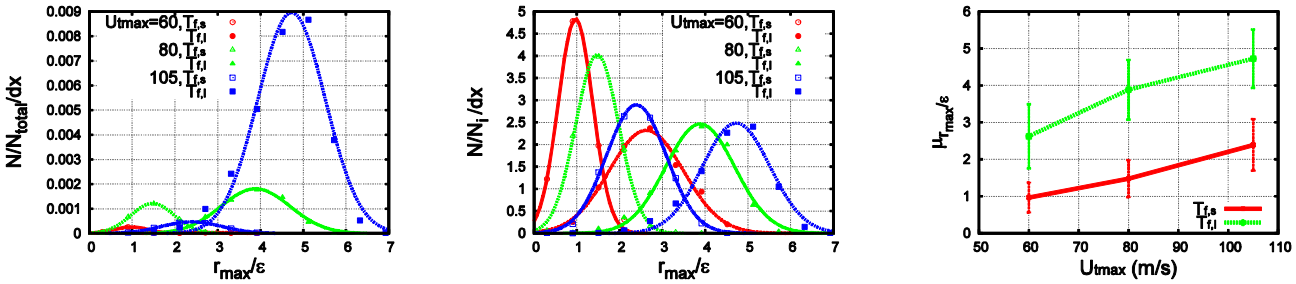
（2）最大到達半径に対する最大接線風速の影響

図 3.3.22 に各種竜巻状流れ場において最大接線風速 U_{tmax} を 60m/s, 80m/s, 105m/s の三段階に変化させ，木片相当の空力パラメータが C_DA/m = 0.030 の飛散物を飛散させた場合の，飛行を継続した飛散物の最大到達半径 r_{max} の発現頻度分布を示す。図中の中空の点は飛行時間の短いグループの発現頻度分布，実点は飛行時間の長いグループの発現頻度分布をそれぞれ表しており，曲線は，それぞれの発現頻度分布への正規分布近似を表している。ここで，最大到達半径は各流れ場の代表パラメータであるコア半径εで無次元化している。また，(a)の絶対頻度分布図は自由落下した飛散物を含むすべての総数を分母として発現頻度を求めた結果であり，(b)の相対頻度分布図はそれぞれのグループの総数を分母として発現頻度を求めた結果である。(c)は飛行時間の長いグループ，短いグループそれぞれの正規分布近似

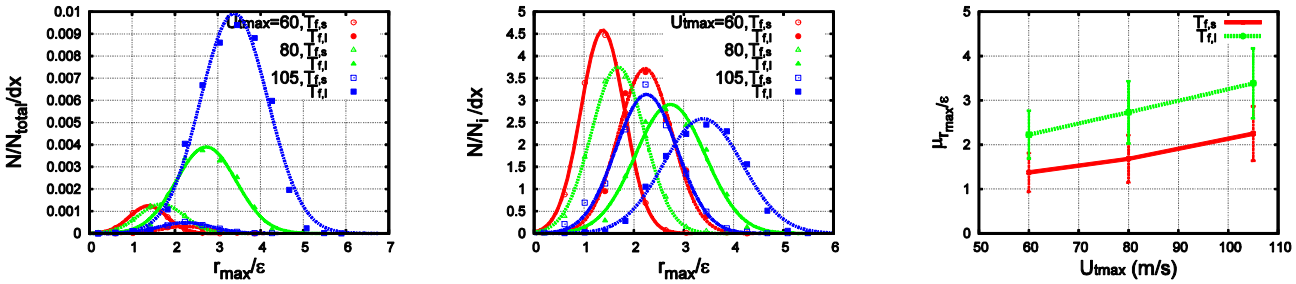
1 セル型竜巻状流れ



2 セル型竜巻状流れ



マルチセル型竜巻状流れ



(a) 絶対頻度分布図　　(b) 相対頻度分布図　　(c) 中心値と標準偏差

図 3.3.22　最大到達半径 r_{max} の発現頻度分布

より求めた中心値と標準偏差を示しており，図中の鬚線は±1σの範囲を表している。

この結果より，いずれの流れ場においても最大接線風速の増加とともに最大到達半径は増加する傾向を示しており，飛行時間の長いグループの方が飛行時間の短いグループよりも中心からより遠くまで飛行することが分かる。これは，飛行時間の短いグループが基本的に飛散開始からあまり飛行せずに着地するのに対して，飛行時間の長いグループは一度上空に舞い上がり，遠心力によって渦中心から遠ざかって落下に転ずるためである。

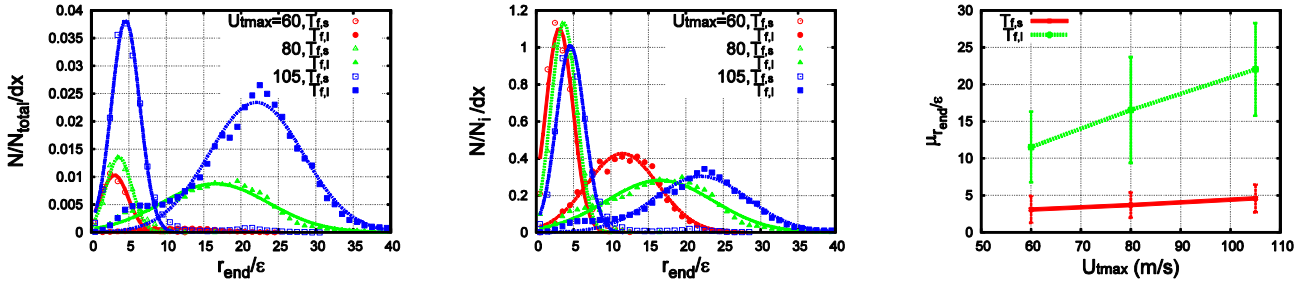
流れ場の違いについてみると，1 セル型竜巻状流れの場合の最大飛行半径はほかの 2 種類の流れ場と比べてより遠くまで飛行していることが分かる。この原因としては，1 セル型竜巻状流れの場合の方が，飛行時間が長いことと，中心付近の風速が高く，回転半径が小さいことで遠心力が強いことから中心からより遠くへ吹き飛ばされることが挙げられる。

（3）着地半径に対する最大接線風速の影響

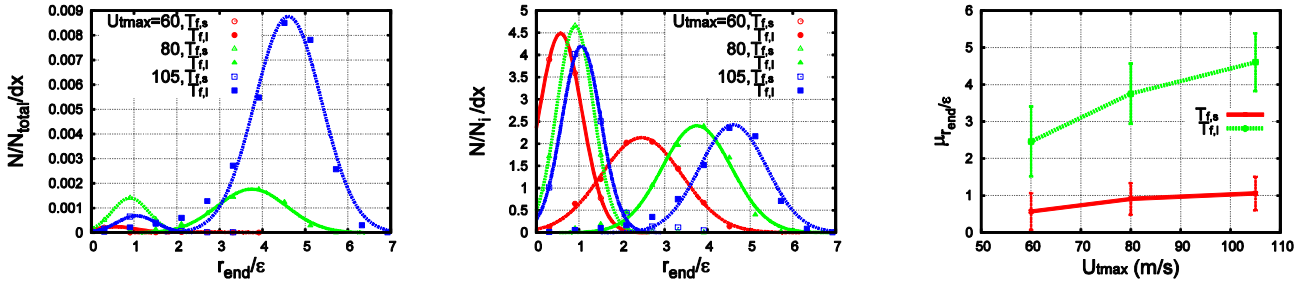
図 3.3.23 に各種竜巻状流れ場において最大接線風速 U_{tmax} を 60m/s, 80m/s, 105m/s の三段階に変化させ，木片相当の空力パラメータが $C_DA/m = 0.030$ の飛散物を飛散させた場合の，飛行を継続した飛散物の着地半径 r_{end} の発現頻度分布を示す。図中の中空の点は飛行時間の短いグループの発現頻度分布，実点は飛行時間の長いグループの発現頻度分布をそれぞれ表しており，曲線は，それぞれの発現頻度分布への正規分布近似を表している。ここで，着地半径は各流れ場の代表パラメータであるコア半径εで無次元化している。また，(a)の絶対頻度分布図は自由落下した飛散物を含むすべての総数を分母として発現頻度を求めた結果であり，(b)の相対頻度分布図はそれぞれのグループの総数を分母として発現頻度を求めた結果である。(c)は飛行時間の長いグループ，短いグループそれぞれの正規分布近似より求めた中心値と標準偏差を示しており，図中の鬚線は±1σの範囲を表している。

この結果より，流れの種類に関係なく最大接線風速の増加とともに着地半径は増加する傾向を示していることが分かる。また，この傾向は飛行時間の長いグループ，短いグループにおいていずれも確認できる一方で，最大接線風速の変化に対する中心値の変化量は飛行時間の長い方が大きくなっている。ただし，いずれのケースにおいても前述の最大到達半径と比べると小さくなっていることが分かる。これは，落下してくる飛散物が着地する直前で地表面付近の収束流によって渦中心側に引き寄せられるためと考えられる。

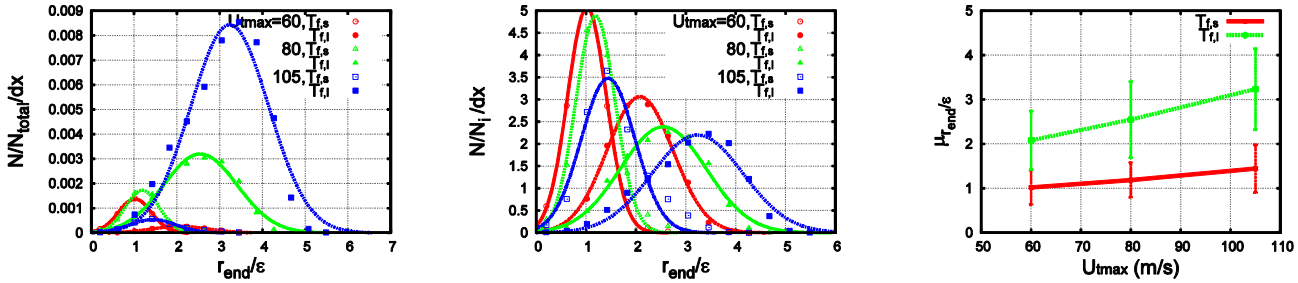
1 セル型竜巻状流れ



2 セル型竜巻状流れ



マルチセル型竜巻状流れ



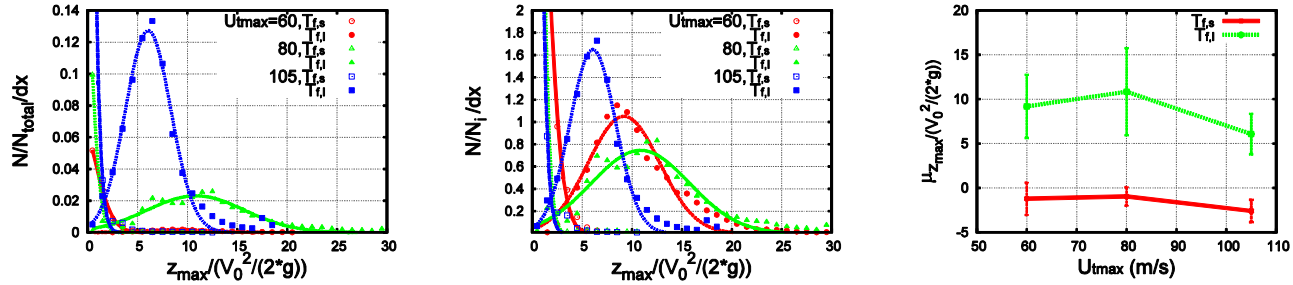
(a) 絶対頻度分布図　　(b) 相対頻度分布図　　(c) 中心値と標準偏差

図 3.3.23　着地半径 r_{end} の発現頻度分布

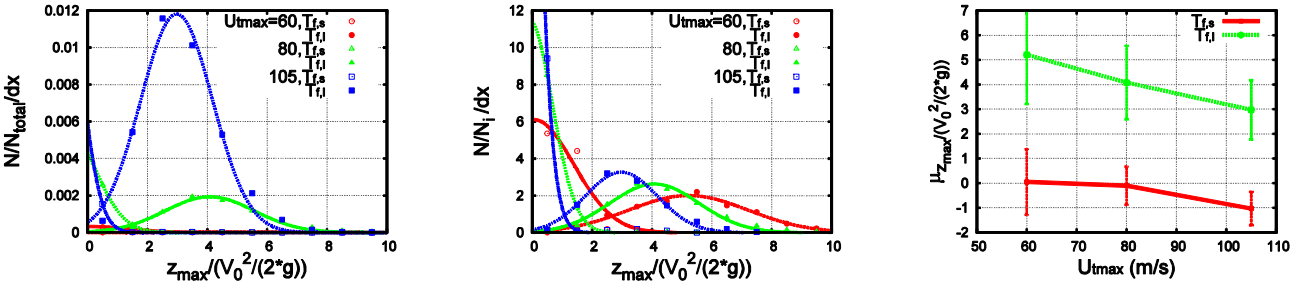
（4）最大到達高度に対する最大接線風速の影響

図 3.3.24 に各種竜巻状流れ場において最大接線風速 U_{tmax} を 60m/s, 80m/s, 105m/s の三段階に変化させ, 木片相当の空力パラメータが $C_DA/m=0.030$ の飛散物を飛散させた場合の, 飛行を継続した飛散物の最大到達高度 z_{max} の発現頻度分布を示す。図中の中空の点は飛行時間の短いグループの発現頻度分布，実点は飛行時間の長いグループの発現頻度分布をそれぞれ表しており，曲線は，それぞれの発現頻度分布への正規分布近似を表している。ここで，高さは射出速度で求まる到達高度$V_{z0}^2/2g$で基準化されている。(a)の絶対頻度分布図は自由落下した飛散物を含むすべての総数を分母として発現頻度を求めた結果であり，(b)の

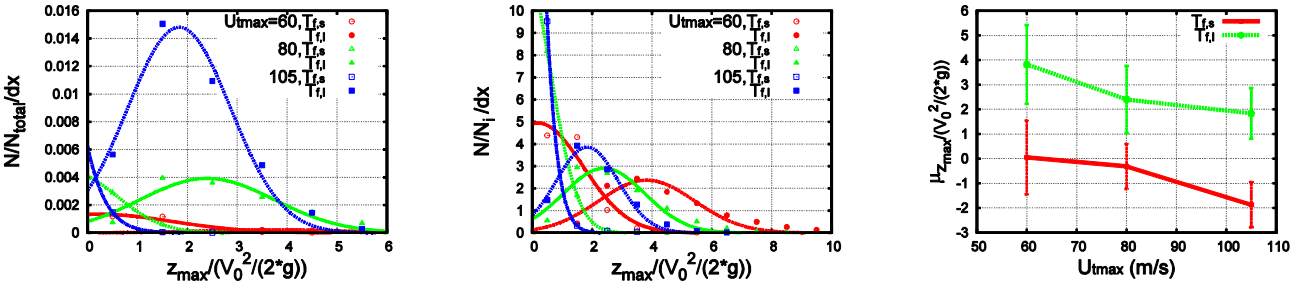
1 セル型竜巻状流れ



2 セル型竜巻状流れ



マルチセル型竜巻状流れ



(a) 絶対頻度分布図　　(b) 相対頻度分布図　　(c) 中心値と標準偏差

図 3.3.24　最大到達高度 z_{max} の発現頻度分布

相対頻度分布図はそれぞれのグループの総数を分母として発現頻度を求めた結果である。(c)は飛行時間の長いグループ，短いグループそれぞれの正規分布近似より求めた中心値と標準偏差を示しており，図中の鬚線は±1σの範囲を表している。

この結果より，いずれの流れの場合においても基本的に最大接線風速の増加に対して最大到達高度は低下する傾向を示している。これは，最大接線風速の増加によって飛散物の旋回速度が増し，遠心力の増加によって中心から遠ざかるタイミングが早まっているためと考えられる。飛行時間の短いグループについては，中心値が負となっているが，これは到達高度が非常に低くなっているため，正しく正規分布近似ができていないためである。

3.3.4.3　飛散物の最大飛行速度に対する最大接線風速の影響

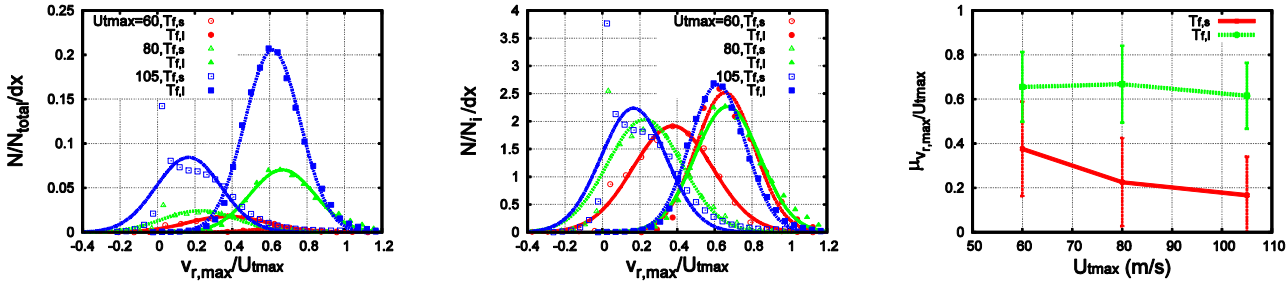
（1）最大法線速度に対する最大接線風速の影響

図 3.3.25 に各種竜巻状流れ場において最大接線風速 U_{tmax} を 60m/s, 80m/s, 105m/s の三段階に変化させ，木片相当の空力パラメータが C_DA/m = 0.030 の飛散物を飛散させた場合の，飛行を継続した飛散物の最大法線速度 $v_{r,max}$ の発現頻度分布を示す。図中の中空の点は飛行時間の短いグループの発現頻度分布，実点は飛行時間の長いグループの発現頻度分布をそれぞれ表しており，曲線は，それぞれの発現頻度分布への正規分布近似を表している。ここで，最大法線速度は渦中心から外側に向かう方向を正としており，代表風速である最大接線風速 U_{tmax} で基準化されている。(a)の絶対頻度分布図は自由落下した飛散物を含むすべての総数を分母として発現頻度を求めた結果であり，(b)の相対頻度分布図はそれぞれのグループの総数を分母として発現頻度を求めた結果である。(c)は飛行時間の長いグループ，短いグループそれぞれの正規分布近似より求めた中心値と標準偏差を示しており，図中の鬚線は±1σの範囲を表している。

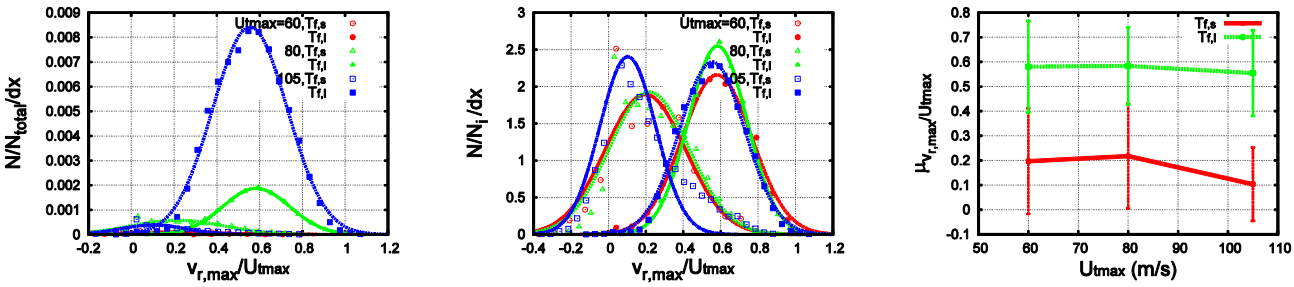
この結果より，いずれの流れ場においても飛行時間の長いグループについては，最大接線風速の増加に対して最大法線速度はあまり変化していない。流れ場の変化に対しては，1 セル型から 2 セル型，マルチセル型へと移り変わるにつれて最大法線速度は減少傾向にある。これは，前節の最大到達半径や着地半径，最大到達高度において 1 セル型竜巻状流れ場では遠心力が強く中心から遠ざかる作用が強いという考察を裏付ける結果と考えることができる。

一方で，飛行時間の短いグループについては 1 セル型竜巻状流れ場の場合のみ最大接線風速の増加に対して最大法線速度の中心値が減少傾向にある。これは 1 セル型の竜巻状流れ場においては到達高度の低い飛散物は地表付近の収束流の影響により渦の中心に向かった空気力が強くなっており，遠心力による外側向きへの力が相殺されるためと考えられる。

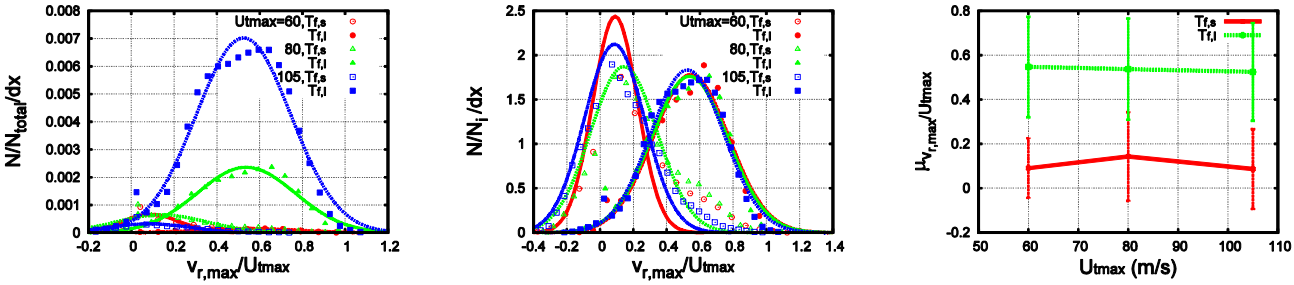
1 セル型竜巻状流れ



2 セル型竜巻状流れ



マルチセル型竜巻状流れ



(a) 絶対頻度分布図　　(b) 相対頻度分布図　　(c) 中心値と標準偏差

図 3.3.25　最大法線速度 $v_{r,max}$ の発現頻度分布

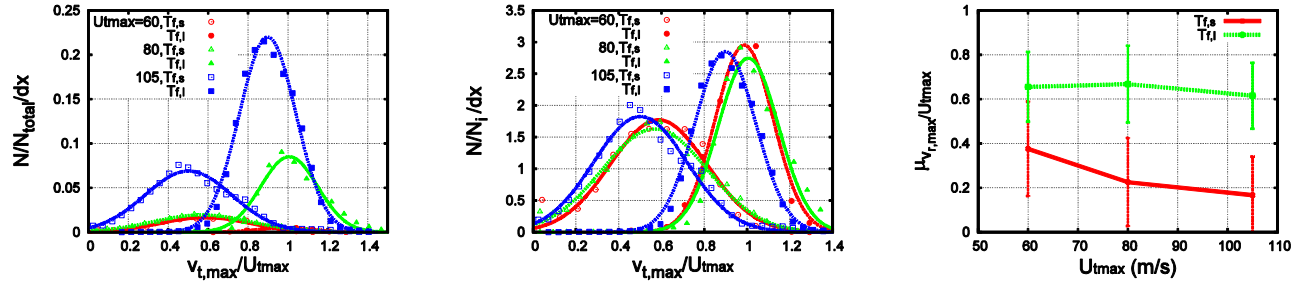
（2）最大接線速度に対する最大接線風速の影響

図 3.3.26 に各種竜巻状流れ場において最大接線風速 U_{tmax} を 60m/s, 80m/s, 105m/s の三段階に変化させ，木片相当の空力パラメータが C_DA/m = 0.030 の飛散物を飛散させた場合の，飛行を継続した飛散物の最大接線速度 $v_{t,max}$ の発現頻度分布を示す。図中の中空の点は飛行時間の短いグループの発現頻度分布，実点は飛行時間の長いグループの発現頻度分布をそれぞれ表しており，曲線は，それぞれの発現頻度分布への正規分布近似を表している。ここで，最大接線速度は代表風速である最大接線風速 U_{tmax} で基準化されている。(a)の絶対頻度分布図は自由落下した飛散物を含むすべての総数を分母として発現頻度を求めた結果であり，(b)の相対頻度分布図はそれぞれのグループの総数を分母として発現頻度を求めた結果である。(c)は飛行時間の長いグループ，短いグループそれぞれの正規分布近似より求めた中心値と標準偏差を示しており，図中の鬚線は±1σの範囲を表している。

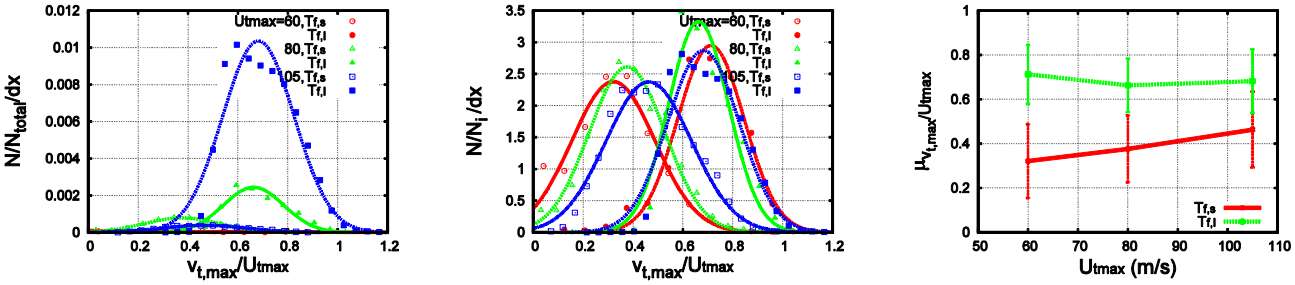
この結果より，飛行時間の長いグループについては最大接線風速に対して最大接線速度はほとんど変化していない。また，1 セル型から 2 セル型，マルチセル型へと流れが変わるにつれて最大接線速度は増加する傾向を示している。この傾向は，先に示した最大法線速度が 1 セル型で最も高い値であったことから，渦中心付近の接線速度の高い領域に滞在する時間が短くなるため，接線方向への加速が弱まり 1 セル型の最大接線速度が最も低くなる結果となったものと考えることができる。

また，飛行時間の短い飛散物の場合，1 セル型以外の竜巻状流れ場では最大接線風速の増加とともに最大接線速度が増加しているが，2 セル型，マルチセル型の竜巻状流れ場では図 3.3.4(b)および図 3.3.5(b)で明らかなように地表面付近の法線方向風速は外側に向かっており，接線風速の高い領域に飛散物を押しとどめるように作用するのに対して，1 セル型では接線風速の低い中心方向に飛散物を運んでいるためと考えられる。

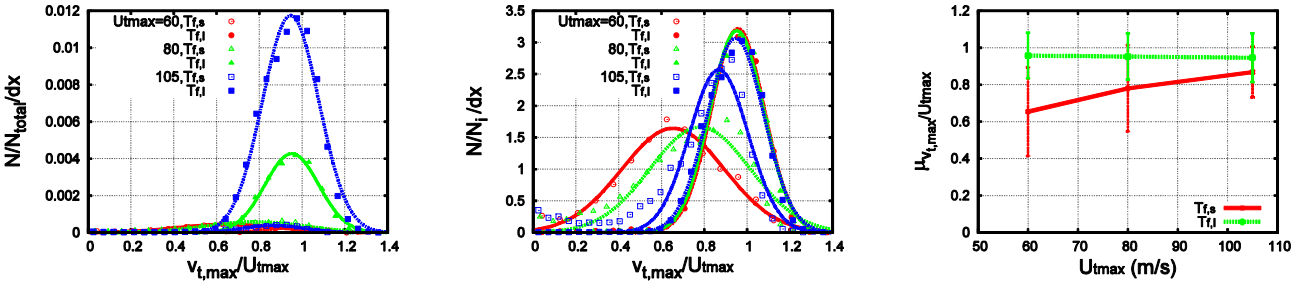
1 セル型竜巻状流れ



2 セル型竜巻状流れ



マルチセル型竜巻状流れ



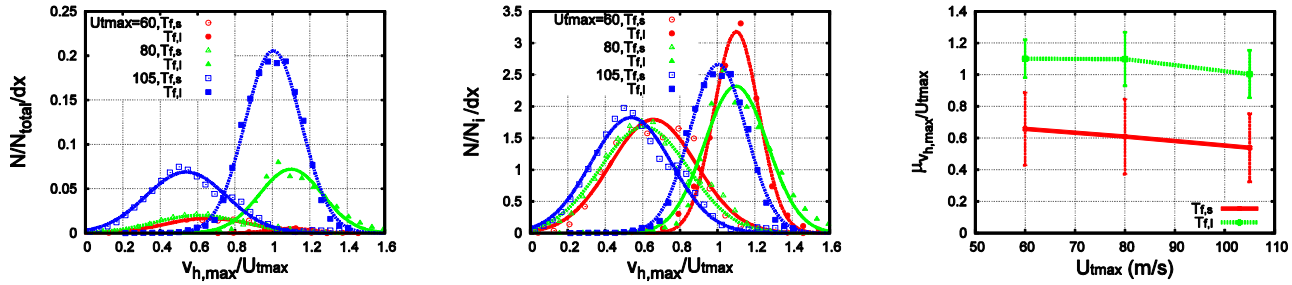
(a) 絶対頻度分布図　　(b) 相対頻度分布図　　(c) 中心値と標準偏差

図 3.3.26　最大接線速度 $v_{t,max}$ の発現頻度分布

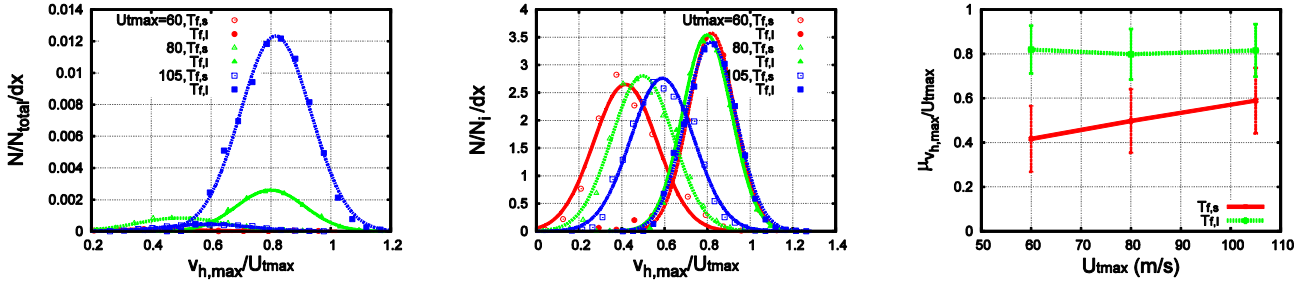
（3）最大水平速度に対する最大接線風速の影響

図 3.3.27 に各種竜巻状流れ場において最大接線風速 U_{tmax} を 60m/s, 80m/s, 105m/s の三段階に変化させ，木片相当の空力パラメータが C_DA/m = 0.030 の飛散物を飛散させた場合の，飛行を継続した飛散物の最大水平速度 $v_{h,max}$ の発現頻度分布を示す。図中の中空の点は飛行時間の短いグループの発現頻度分布，実点は飛行時間の長いグループの発現頻度分布をそれぞれ表しており，曲線は，それぞれの発現頻度分布への正規分布近似を表している。ここで，最大水平速度は代表風速である最大接線風速 U_{tmax} で基準化されている。(a)の絶対頻度分布図は自由落下した飛散物を含むすべての総数を分母として発現頻度を求めた結果であり，(b)の相対頻度分布図はそれぞれのグループの総数を分母として発現頻度を求めた結果である。(c)は飛行時間の長いグループ，短いグループそれぞれの正規分布近似より求めた中

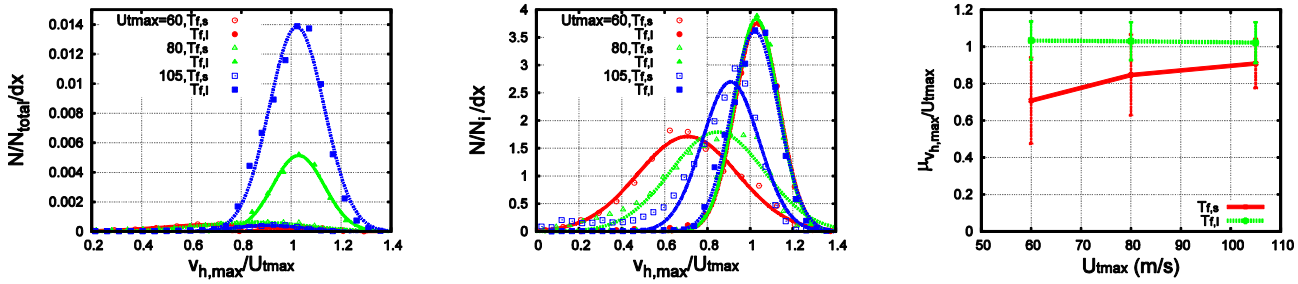
1 セル型竜巻状流れ



2 セル型竜巻状流れ



マルチセル型竜巻状流れ



(a) 絶対頻度分布図　　(b) 相対頻度分布図　　(c) 中心値と標準偏差

図 3.3.27　最大水平速度 $v_{h,max}$ の発現頻度分布

心値と標準偏差を示しており，図中の鬚線は±1σの範囲を表している。

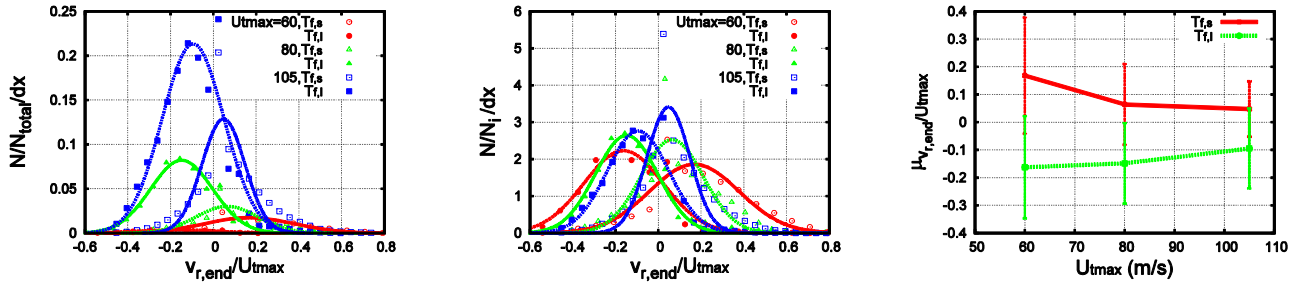
この結果より，最大水平速度の発現頻度分布については，前述の最大接線速度の発現頻度分布と同様の傾向を示しているが，値は大幅に高まっており，法線方向速度が加算された結果と考えることができる。

3.3.4.4　着地時の飛行速度に対する最大接線風速の影響

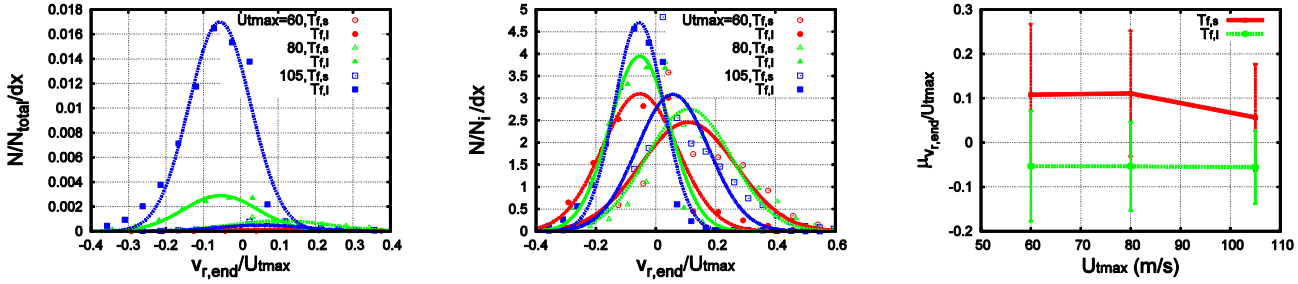
（1）着地法線速度に対する最大接線風速の影響

図 3.3.28 に各種竜巻状流れ場において最大接線風速 U_{tmax} を 60m/s, 80m/s, 105m/s の三段階に変化させ，木片相当の空力パラメータが C_DA/m = 0.030 の飛散物を飛散させた場合の，飛行を継続した飛散物の着地時の法線速度 $v_{\mathrm{r,end}}$ の発現頻度分布を示す。図中の中空の点は

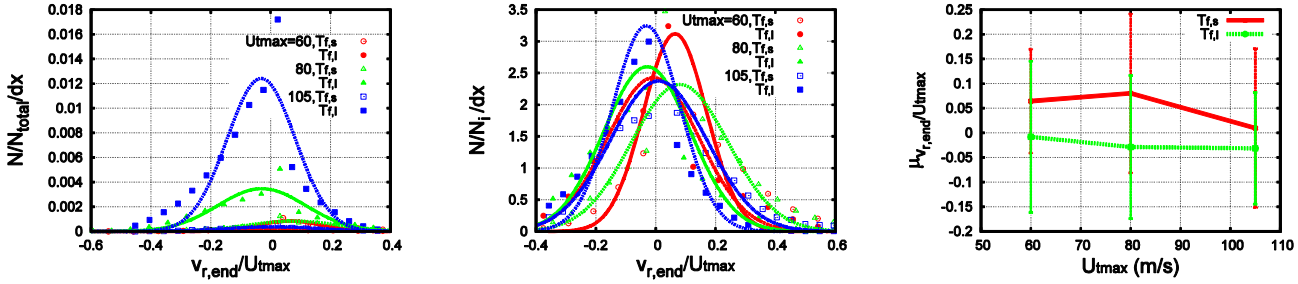
1 セル型竜巻状流れ



2 セル型竜巻状流れ



マルチセル型竜巻状流れ



(a) 絶対頻度分布図　　(b) 相対頻度分布図　　(c) 中心値と標準偏差

図 3.3.28　着地法線速度 $v_{\mathrm{r,end}}$ の発現頻度分布

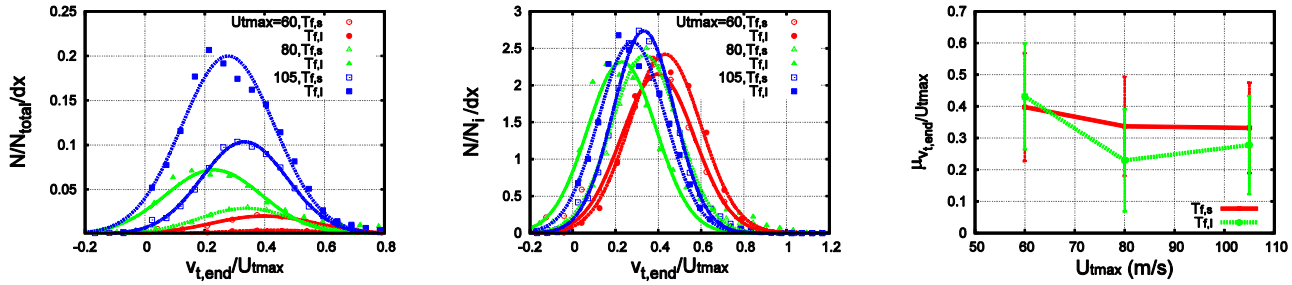
飛行時間の短いグループの発現頻度分布，実点は飛行時間の長いグループの発現頻度分布をそれぞれ表しており，曲線は，それぞれの発現頻度分布への正規分布近似を表している。ここで，着地法線速度は渦中心から外側に向かう方向を正としており，代表風速である最大接線風速 U_{tmax} で基準化されている。(a)の絶対頻度分布図は自由落下した飛散物を含むすべての総数を分母として発現頻度を求めた結果であり，(b)の相対頻度分布図はそれぞれのグループの総数を分母として発現頻度を求めた結果である。(c)は飛行時間の長いグループ，短いグループそれぞれの正規分布近似より求めた中心値と標準偏差を示しており，図中の鬚線は±1σの範囲を表している。

この結果は，飛行時間の短いグループと飛行時間の長いグループを比べると，前者の着地時の法線方向速度の方が高く，正側の値をとっており，後者の法線方向速度は負値で渦の中心方向への運動が生じていることを示している。これは，飛行時間の長いグループは一度上昇して遠心力によって渦中心から遠ざかり落下する過程の中で地表付近において収束流によって渦中心側に引き寄せられる結果である。

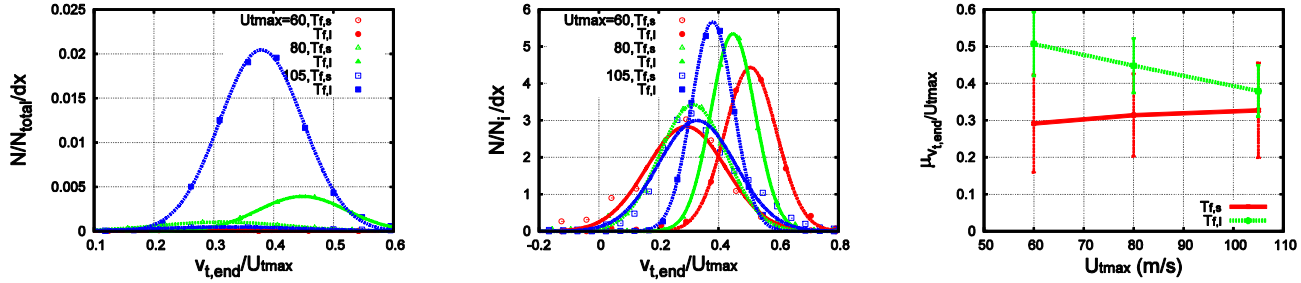
（2）着地接線速度に対する最大接線風速の影響

図 3.3.29 に各種竜巻状流れ場において最大接線風速 U_{tmax} を 60m/s, 80m/s, 105m/s の三段階に変化させ，木片相当の空力パラメータが C_DA/m = 0.030 の飛散物を飛散させた場合の，飛行を継続した飛散物の着地時の接線速度 $v_{t,end}$ の発現頻度分布を示す。図中の中空の点は飛行時間の短いグループの発現頻度分布，実点は飛行時間の長いグループの発現頻度分布をそれぞれ表しており，曲線は，それぞれの発現頻度分布への正規分布近似を表している。ここで，着地接線速度は代表風速である最大接線風速 U_{tmax} で基準化されている。(a)の絶対頻度分布図は自由落下した飛散物を含むすべての総数を分母として発現頻度を求めた結果であり，(b)の相対頻度分布図はそれぞれのグループの総数を分母として発現頻度を求めた結果である。(c)は飛行時間の長いグループ，短いグループそれぞれの正規分布近似より求め

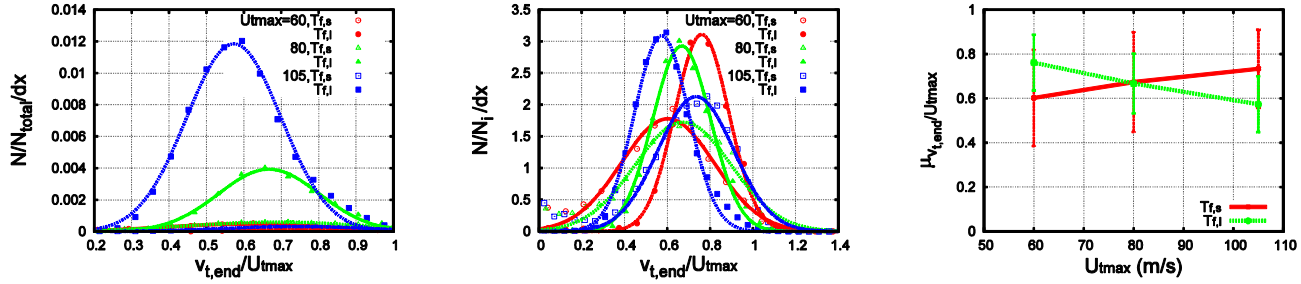
1 セル型竜巻状流れ



2 セル型竜巻状流れ



マルチセル型竜巻状流れ



(a) 絶対頻度分布図　　(b) 相対頻度分布図　　(c) 中心値と標準偏差

図 3.3.29　着地接線速度 $v_{t,end}$ の発現頻度分布

た中心値と標準偏差を示しており，図中の鬚線は±1σの範囲を表している。

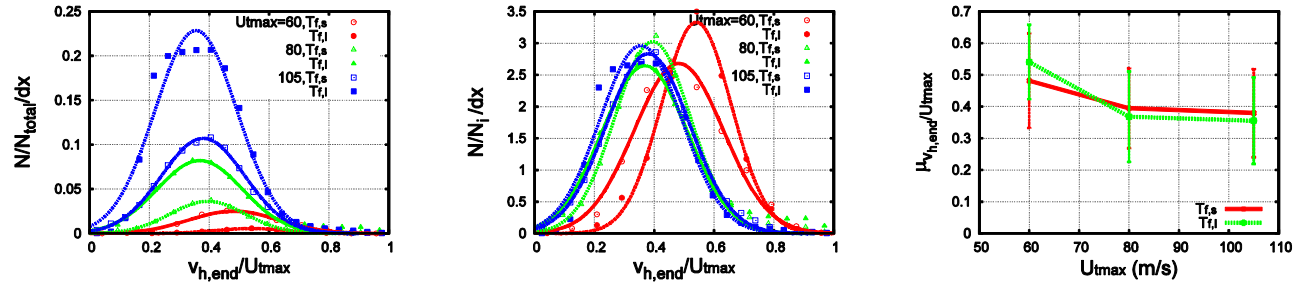
この結果より，図 3.3.26 に示した最大接線速度に比べると半分程度の速度に低下している。飛行時間の長いグループについては，概ねすべての流れ場において最大接線風速の増加に併せて着地接線速度は低下する傾向を示しており，最大接線風速の増加によって強まる遠心力によって，渦中心からより遠くへ飛ばされることによって低い風速部分に晒された飛散物が速度を減速した結果と考えることができる。

（3）着地時水平速度に対する最大接線風速の影響

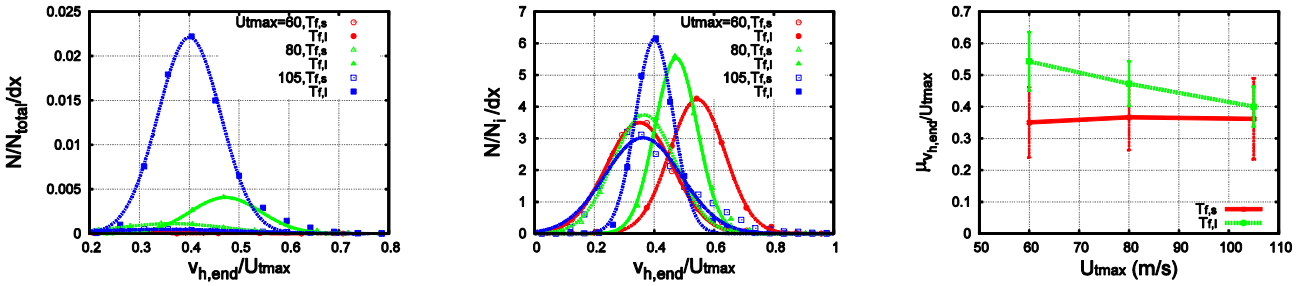
図 3.3.30 に各種竜巻状流れ場において最大接線風速 Utmax を 60m/s, 80m/s, 105m/s の三段階に変化させ，木片相当の空力パラメータが CDA/m = 0.030 の飛散物を飛散させた場合の，飛行を継続した飛散物の着地時の水平速度 vh,end の発現頻度分布を示す。図中の中空の点は飛行時間の短いグループの発現頻度分布，実点は飛行時間の長いグループの発現頻度分布をそれぞれ表しており，曲線は，それぞれの発現頻度分布への正規分布近似を表している。ここで，着地水平速度は代表風速である最大接線風速 Utmax で基準化されている。(a)の絶対頻度分布図は自由落下した飛散物を含むすべての総数を分母として発現頻度を求めた結果であり，(b)の相対頻度分布図はそれぞれのグループの総数を分母として発現頻度を求めた結果である。(c)は飛行時間の長いグループ，短いグループそれぞれの正規分布近似より求めた中心値と標準偏差を示しており，図中の鬚線は±1□の範囲を表している。

この結果は，前述の着地接線速度の傾向を反映して物と考えられる。また着地時の法線速度は上空で生じる最大法線速度に比べると小さな値となっているため，着地接線速度と着地水平速度はほぼ同じ値となっている。

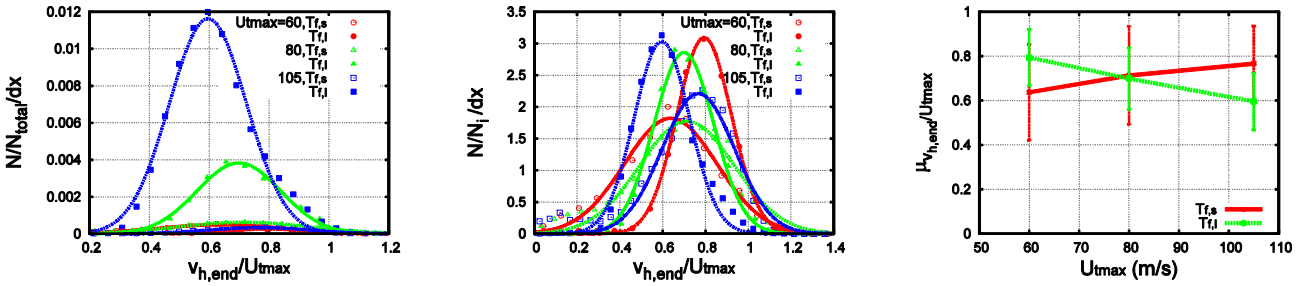
1 セル型竜巻状流れ



2 セル型竜巻状流れ



マルチセル型竜巻状流れ



(a) 絶対頻度分布図　　(b) 相対頻度分布図　　(c) 中心値と標準偏差

図 3.3.30　着地水平速度 $v_{h,end}$ の発現頻度分布

3.3.5 まとめ

ここでは，LES で生成した水平シアによって生じる 1 セル型竜巻状流れを使って，空力パラメータの異なる飛散物の飛行特性を検討した。また，1 セル型，2 セル型，マルチセル型の各竜巻状流れを使って，最大接線風速を変化させた場合の飛散物の飛行特性について検討した。その中で，いずれのケースにおいても飛散物は飛行時間の長いグループと短いグループに分けることができ，それぞれのグループが示す飛散開始半径，最大到達半径，着地半径，最大到達高度，最大速度，着地速度の発現頻度分布がいずれもほぼ正規分布で表すことができることを確認した。このことは，飛散物の衝突速度などの運動特性値を正規分布によって表現し，飛散物の種類や竜巻の特性に応じた中心値と標準偏差値を使って，確率論に基づいて非超過確率に対応する飛散物運動特性値を設定することが可能となることを示している。

また，それぞれの飛散物の飛行特性に対する空力パラメータおよび最大接線風速の影響については，それぞれの流れの状態によって傾向は異なるが，遠心力の作用と地表付近の収束流の存在が飛散物の挙動を大きく支配していることが示された。そして，特に重要と考えられる水平速度については，法線速度と接線速度の合成による特性を示し，流れ場の種類によってその影響の仕方が異なるため，少なくとも渦の形態に応じて，飛散物の特性を検討することが必要であり，飛散物の空力パラメータの影響についても検討することが必要と考えられる。

さらに，非対称な流れ場となる移動竜巻についての飛散物の挙動はここで示したものとは大きく異なることが予想され，詳細な検討が必要になると考えられる。

参考文献

3.3.1 The OpenFOAM Foundation, “OpenFOAM”, https://openfoam.org, 2017.

3.3.2 丸山 敬, “2012 年 5 月 6 日につくばで発生した竜巻中の飛散物の速度推定”, 京都大学防災研究所年報, No.56B, 2013.

4. 竜巻等突風による施設への荷重の影響

4.1 竜巻の非定常効果が及ぼす突風荷重の多角的視点

4.1.1 はじめに

佐賀市(2004), JR 羽越線脱線事故(2005, 山形県庄内町), 宮崎県延岡市(2006), 北海道佐呂間町(2006), 等での竜巻あるいは突風による被害が続き，これまでの境界層風洞による準定常風下に基づく空気力理論では扱えないような強い非定常な風力・風圧力の論点は日本風工学会誌の特集として，2010 年 4 月号の「特集：突風の正体とその解明」[4.1.1]で，また 2012 年 4 月号の「特集：“竜巻”の正体に迫る」[4.1.2]に報告されている。その後のつくば市を中心とする北関東での竜巻による広域被害（2012）[4/1/3]や埼玉県越谷市(2013)の竜巻被害に至って，突風に起因する非定常な風力・風圧力は風工学研究者の注目する研究課題の一つになった[4.1.4]。気象現象の解明や流体力学理論による周辺圧力場の解明だけでなく，“突風による荷重（突風荷重）”の体系化が要望される状況になり，日本建築学会荷重指針・同解説(2016)の付属資料[4.1.5]に「突風荷重」が新たな項目として取り入れられた。

Wen[4.1.6]は竜巻荷重　tornadic wind load が通常の風荷重と異なる点を以下のように挙げている。

①風速や風向の急変が作る大きな慣性力には，準定常仮定の風力理論を適用できない。

②密閉度の高い構造物では，突然の気圧降下による吸上げ力が風力と同様に重要である。

③被害竜巻は 100m 程度のコア長さと 18m/s（時速 64ｋｍ）程度の移動速度を有し，構造物に働く強い作用は数秒程度である。

上記の急変する環境下（図 4.1.1）での現象は古くから注目されている。このような突風の非定常性により極大な風速，風圧力，風力が生じる現象をオーバーシュート現象と呼ぶこととし，以下に論点を整理する。

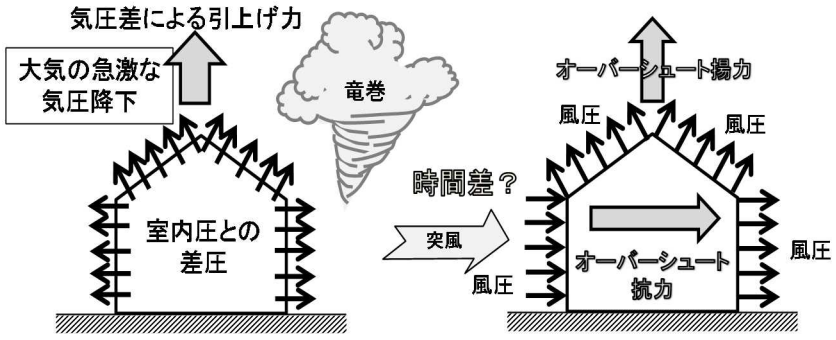


図 4.1.1　竜巻通過時に急変する環境

4.1.2 風速・風向の急変が作る非定常な風力・風圧力の増大現象

風速が短時間に変化する“突風”に対する“風力のオーバーシュート現象”に関する先駆的知見として，円柱物体に作用する波力を表す「モリソンの式」[4.1.7]が挙げられる。流体速度が加速度を有する流れの中で，円柱物体に作用する波力の非定常表現として，「モリソンの式」は海岸工学分野で 1950 年代から知られている。実用的な観点から，円柱の抗力係数は定常流中での値を，また質量係数（慣性係数）はポテンシャル理論による値をとっても良いとしている[4.1.7]が，Morison ら[4.1.8]は抗力係数がレイノルズ数の関数であり，また Keulegan ら[4.1.9]や Sarpkaya[4.1.10-12]は抗力係数がレイノルズ数のみによって変化するのではなく，波の最大水粒子速度や周期および円柱の直径で定義される K.C.数（Keulegan-Carpenter 数）によっても大きく変化することを指摘している。風速の加速度に注目した Wen[4.1.6]がモリソンの式を応用して，竜巻による風速と風向の急速な変化が地上近くでの竜巻の渦の半径方向と接線方向風速に大きな慣性力を生じさせていることを示したのは 1970 年代に入ってからである。近年では，慣性力を考慮して竜巻やダウンバーストによるラチス塔の被害を分析した Savory[4.1.13]はランキン(Rankine)渦で近似した竜巻中の物体に作用する非定常力をモリソンの式を用いて計算した。また加速度による慣性力が定常抗力の 10%程度になることを示した谷池[4.1.14]の報告などがある。

1970 年代に戻るが，Taneda[4.1.15-16]は，楕円柱が相対的に静止状態から短時間に一定速度に達するステップ関数的流れ場を受ける状況を水槽実験で実現することによって，定常流状態での揚力より非常に大きな揚力の発生が動き始めた直後に発生することを示し（図 4.1.2），その理由として運動開始直後のポテンシャル流の出現に言及している。また，“無次元”ナビエストークスの方程式から，運動開始直後では，流速の立ち上がり時間が非常に短い場合には対流項及び粘性項が微小になることが運動開始直後の揚力ピークに繋がると指摘している。さらに種子田[4.1.17-18]は，一定の速度で進行中の物体が途中から急に速度を増加または減少させるときの物体周りの流れの可視化を行い，最初の定常流にポテンシャル流が重畳され，剥離点の定義が困難なことを報告している。野田ら[4.1.19]は小型曳航水槽を用いて計測した正方形断面および楕円断面に作用する非定常流体力を Taneda の実験結果[4.1.14]と比較検討している。Sarpkaya[4.1.20] は鉛直水槽実験を用いて円柱と平板周りの衝撃的な流れを作って，対称渦の成長の間に試験体の抗力係数が定常流での値より約 25%高い値となる結果を示すとともに，円柱に作用する力をポテンシャル流場として分析した。物体に作用する空気力の過渡特性を表す時間関数（空力 Indicial 関数）を突風時の空気力に応用した Matsumoto ら[4.1.21-22]の報告は風洞装置を用いた初期の研究としても注目すべきもので，急変する風速場に対して，2 次元矩形柱や円柱に作用する風力が定常風力の 1.2 倍程度になることを示した。オーバーシュート現象の発生メカニズムに注目した，野村ら[4.1.23-26]は，上記のモリソンの式とオーバーシュート現象との対応に注目して，AC サーボモータでファンを駆動する風洞の吹出し口から離れたところに設置した正方形断面角柱模型の抗力にオーバーシュート現象を確認している。また数値流体計算とモリソンの式より算出した抗力の比較から，突風風速が低いときは数値流体計算結果とモリソンの式の結果はよく対応し，風速の加速度に比例する成分が抗力変動に

大きな役割を果たすが，風速レベルが高くなると風速の2乗に比例する成分が支配的になることなどを報告している。

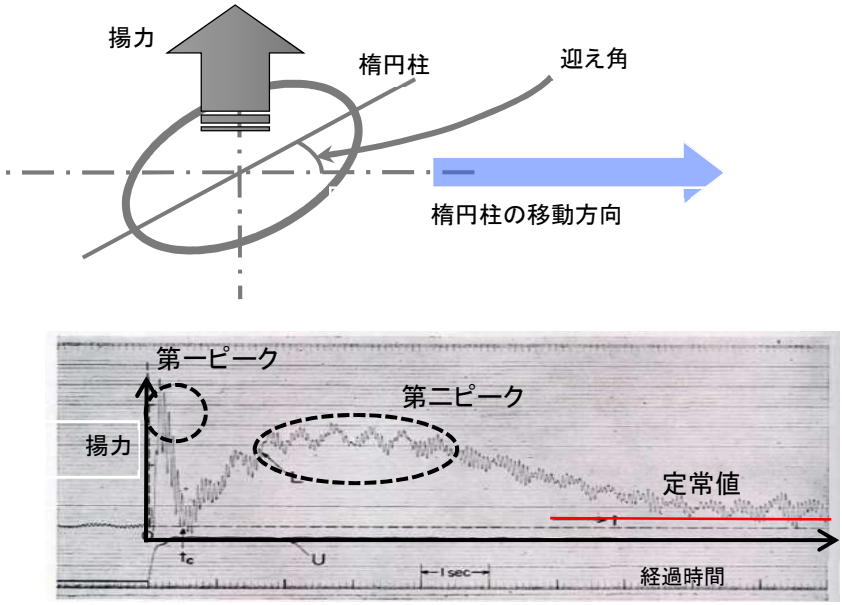


図 4.1.2　水槽実験での非定常流体力の発生[4.1.15-16]

物体表面の“風圧力のオーバーシュート現象”を検討した例では，白土ら[4.1.27-28]の報告や川下ら[4.1.29-30]および中村ら[4.1.31-32]の報告がある。中村らはエッフェル型の吸い込み式風洞で模型周辺の風速場が急変する状況を作成し，このときの模型の表面圧分布の経時追跡から

“風圧力のオーバーシュート現象”を確認している。ここでの風速場急変の風洞実験は，建物模型周辺での風速場が同位相で変化するもので，竜巻やガストフロントなどの強風域が規模の大きな建物に接近・接触する状況とは必ずしも同じではないが，気圧の急降下による風速場の同相変化の状況や建物の規模あるいは突風のスケールによっては重要な情報になり，また数値流体計算精度の検証への利用が期待できる。

上述のように，流速の急変によって生じる非定常な流体力に関する報告の多くが楕円柱や角柱といった基本断面形状の物体を対象としたものが多く，現状では，突風が地上建物に作用するときの荷重に関する知見は限られている。以下では，無風あるいは一定風速から立ち上がる風速の急変状況を風洞内で発生させる九州大学大学院人間環境学研究院のエッフェル型吸込式風洞装置（以下，突風風洞）[4.1.33-35]を図 4.1.3 に紹介する。測定部は 1.5m ×1.5m の断面と 3m の計測部長さを有するが，図に示すように同装置の風洞内に設置された翼列の回転速度を調整することによって立ち上がり時間が最短 0.2 秒のステップ関数的突風を生成できる。図 4.1.4-1 は本装置で生成したステップ関数的突風の例である。図 4.1.4-

2 はこのような突風下での切妻屋根模型に作用する風力発生の初期で定常状態よりも大きな値を示す例である。比較的規模の小さな建物に対しては，上述のような模型周辺の風速場の同位相での変化は，移動速度の速い竜巻による急激な気圧変化に伴う風速変化やダウンバーストでの環境に近似できるものと考えられる。

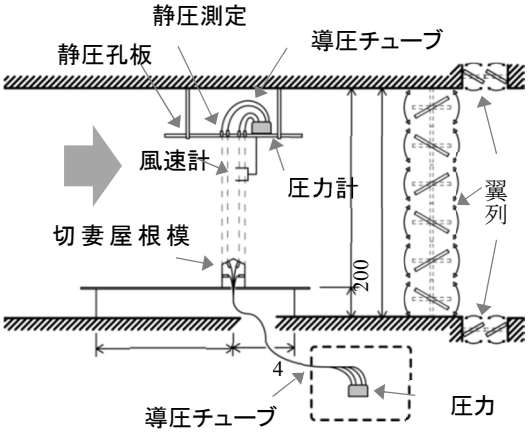


図 4.1.3　突風風洞の例[4.1.33-35]

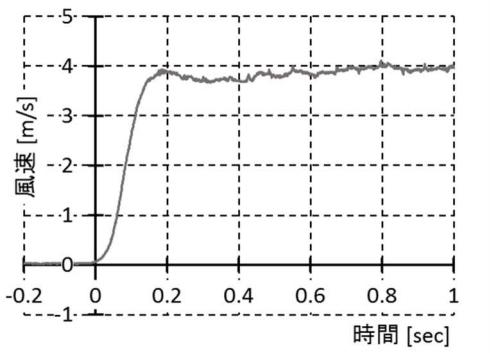


図 4.1.4-1　突風風洞で得られた風速の変化

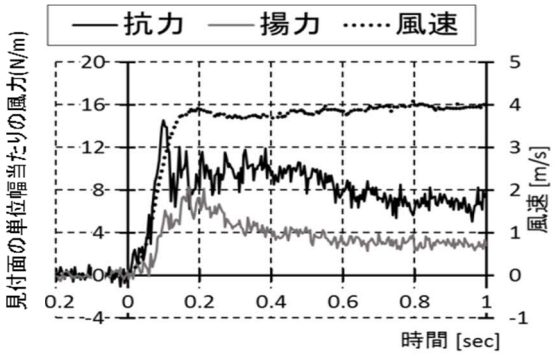


図 4.1.4-2　　図 4-1 の突風を受ける
1/2 勾配切妻屋根模型の風力波形

風速急変場で発生する風力や風圧の最大値は，突風の最大風速 U_t や風速の立ち上がり時間 t_r および流れ方向の模型の代表寸法 D によって異なり，これらの関係は(4.1.1)式で定義される“突風の無次元量”（無次元立ち上がり時間）によって整理できることが示されている[4.1.1, 4.1.33]。

$$\mathrm{t}' = \frac{U_t \mathrm{t_r}}{D} \qquad (4.1.1)$$

適用範囲には制限があるが，この無次元量が小さな突風ほど，初期の風力・風圧力が定常風時より大きくなる傾向があり，さらに無風ではなく初期風速の存在や屋根勾配なども最大風力や最大風圧分布に強い影響を有することが報告[4.1.35]されている。風速の急変中に発生した抗力と揚力のオーバーシュートの例を示す図 4.1.4-2 では，風速が立ち上がるとともに特に抗力と揚力ともに大きくなっていることがわかる。図 4.1.5-1 と図 4.1.5-2 はこのオーバーシュート風力（抗力と揚力）がピークに達したときの切妻屋根模型表面の圧力分布を定常値と比較した例[4.1.36]である。

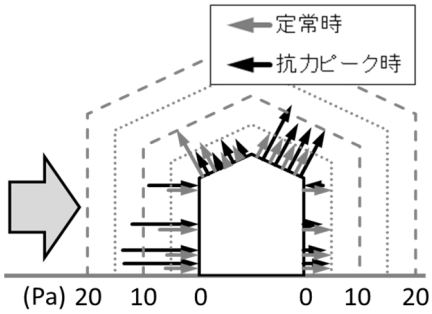


図 4.1.5-1　抗力のピーク発生時での 1/2 勾配屋根模型表面の圧力分布 [4.1.36]

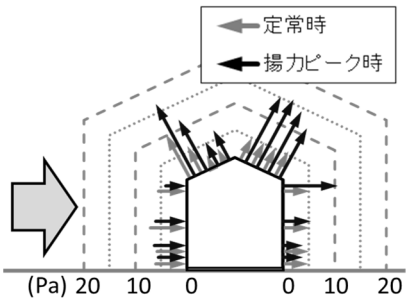
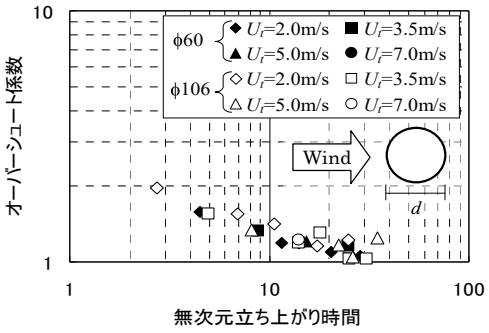
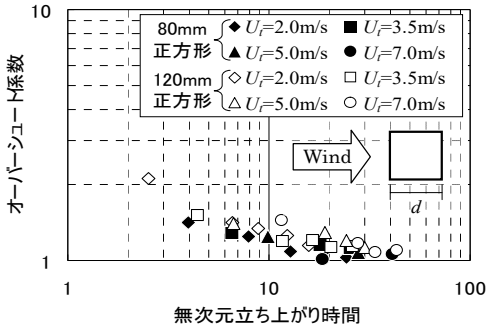


図 4.1.5-2　揚力のピーク発生時での 1/2 勾配屋根模型表面の圧力分布 [4.1.36]

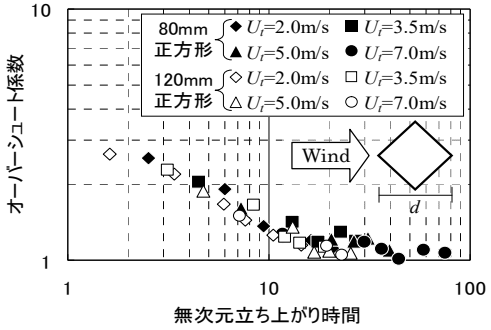
適用範囲に注意が必要であるが，上述のように，このような現象は (4.1.1)式で定義される「無次元立ち上がり風速」が小さいほど大きなオーバーシュート風力が発生する。オーバーシュート風力は定常時での風力との比で表すことがあるが，これを「オーバーシュート係数」と呼ぶ。物体の断面形状を変えて風洞実験を行い，オーバーシュート係数を整理した例を図 4.1.6 に示す[4.1.33]。これまでの調査では，物体形状によって多少の違いはあるが，無次元立ち上がり時間が 10～20 程度以下になると風力のオーバーシュート現象が見られた。従って，小さな実験模型での再現には制限があることに留意する必要がある。



(a)円柱



(b)正方形柱，迎角 0 度



(c) 正方形柱，迎角 45 度

図 4.1.6 オーバーシュート係数と無次元立ち上がり時間の関係

原子力施設への被害を想定する竜巻風速はF3クラス以上を設定するが，仮に風速100m/sに晒される建物の規模が10m程度で突風の立ち上がり時間を5秒とすると，(4.1.1)式の無次元立ち上がり時間は50程度になり，これまでの知見では風力のオーバーシュートは起きず，風力係数・風圧係数は準定常理論での値から変化しないと言える。この場合は竜巻風速の最大瞬間風速を設計風速として，定常風での空力特性を準用できることになる。しかしながら，同じ状況で，建物規模が100mに及ぶような場合には，無次元立ち上がり時間は5程度となり，風力のオーバーシュート現象が強く発生して，準定常理論に基づく風荷重算定では不足する場合がある。また竜巻風速が50m/s程度に低くなっても，建物の規模が25m程度であれば，無次元立ち上がり時間は10程度になり，この場合にも，定常風速50m/sで計算される定常風力・定常風圧力より大きな値が発生する可能性が出てくる。

4.1.3 作用時間の短い風速場での統計量の取り扱い

現行の耐風設計は風速変化を準定常と仮定して，一般的に10分間の平均風速や乱れの強さ，風速と風力のスペクトル構造や空間構造，および構造物の動特性に基づいたガストファクター理論を利用している。しかしながら，竜巻やダウンバーストのように，構造物への外力の作用時間が数秒程度の極端に短い場合には，平均風速や乱れの強さ，突風率といった，ガストファクター理論を構成する基本概念そのものが適用できないのは明らかである。境界層風洞を用いた従来の風力・風圧係数を準用できるかは未だ不明な点が多く，最大瞬間風速と平均風力・風圧係数を用いるだけでは不十分で，何らかの形で突風の非定常効果を考慮する必要があると考えられる。

準定常乱流場を想定した耐風設計では，境界層風洞実験に風速場の乱れの強さを考慮するとともに，構造物の大きさと乱れの長さスケールの比率を可能な限り実際の風速場の状況に合わせることが検討される。竜巻やダウンバーストによる急変する突風のような強い非定常風速場での現象を模型実験等で再現する場合には，風速の大きさとその変化の速さだけではなく実験模型の大きさを含んだ無次元諸量を考慮して検討することが重要である。

4.1.4 急激な気圧降下による吸い上げ力（気圧差力）

建物内家具の屋外への飛び出しや，窓あるいは壁が建物外側に膨らむあるいは飛び出すなどの例は竜巻被害に多く見られるが，2012年の竜巻による益子町での舗装道路アスファルトの剥離・飛散[4.1.3, 4.1.37]なども“突然の気圧降下による吸上げ力”に関係していると考えられる。平成27年度成果報告書で報告しているように，竜巻通過時の急激な気圧降下の数少ない観測例として，10数秒の短時間内に起きた100hPa程度の急激な気圧降下の観測例[4.1.38]や茂原竜巻(1990年)での記録[4.1.39]がある。このような急激な気圧降下は室内外に非定常な差圧力を短時間内に発生させると考えられる。

竜巻による建物被害のプロセスには，突風風速による非定常風力とともに竜巻による急激な気圧降下の影響を考えることが必要であるが，気圧降下を考慮した検討例[4.1.40]は少なく，被害状況から竜巻によるたつまき風速の大きさを非定常効果を含む“相当水平風速”として検討したもの

が多い[4.1.41]。石崎ら[4.1.42]は気圧の応答を表す方程式を組み立て，建物の気密度に関する実験から竜巻通過時の建物内外の気圧差を算定して，急激な気圧降下による気圧差力のみで建物上屋を持ち上げる可能性を被害状況の分析から示すなどの重要な知見を提供している。密閉度の高い建物ほど，また気圧降下が短時間に発生するほど，建物内の気圧はこのような急激な圧力降下に追随できず，建物内外に大きな圧力差が発生すると考えられる。関連する研究が進められていない背景には，急激な圧力降下を実験的に発生させることの困難さが挙げられる。

上述の九州大学の突風風洞装置は短時間で立ち上がる突風を生成する過程で非定常な静圧降下が風洞内に出現する（図 4.1.7）[4.1.34]。この装置を利用した無風下での急激な圧力降下のみを生成する実験システム[4.1.43-46]が考案されている。この実験システムの概要と分析結果については 4.3 で述べる。

4.1.5 まとめ

以上，竜巻の非定常効果が及ぼす突風荷重について，風速・風向の急変によりオーバーシュート現象のような非定常な流体力を引き起こす事例や，急激な気圧降下による差圧力による影響が検討されている状況について述べた。これらの相互作用については未知な点が多く，竜巻やダウンバーストの突風および気圧急変の実態に関する情報が不可欠である。

また，外圧の降下速度については十分な検証が行えていない。今後，実スケールでの差圧力の評価には，降下速度をパラメータとして検証する必要がある。

参考文献

4.1.1 特集：突風の正体とその解明，日本風工学会誌, Vol.35 No.2, 111-146, (2010)

4.1.2 特集：“竜巻の正体に迫る”，日本風工学会誌, Vol.37 No.2, 97-130, (2012)

4.1.3 文科省科学研究費補助金（特別研究促進費），平成 24 年 5 月 6 日に北関東で発生した竜巻の発生メカニズムと被害実態の総合調査（課題番号：24900001），成果報告書 (2013)

4.1.4 特集記事「近年の突風被害の実態と被害軽減に向けた取り組み」，日本風工学会誌第 41 号第 2 号，平成 28 年 4 月

4.1.5 日本建築学会，荷重指針付属資料，第 7 章(2017)

4.1.6 Yi-Kwei Wen，Dynamic Tornadic Wind Loads on Tall Buildings，Journal of the Structural Division，101，169-185,(1975)

4.1.7 土木学会，水理公式集[平成 11 年版]，丸善，pp.534-550,(1999)

4.1.8 J. R. Morison, M. P. O’Brien, J. W. Johnson and S. A. Schaaf, The Force Exerted by Surface Waves on Piles, Petroleum Trans., AIME, 189, 149-154, (1950)

4.1.9 G. H. Keulegan and Lloyd H. Carpenter, Forces on Cylinders and Plates in an Oscillating Fluid, Journal of Research of the National Bureau of Standards, 60, 423-440, (1958)

4.1.10 T. Sarpkaya and C. J. Garrison, Vortex Formation and Resistance in Unsteady Flow, Journal of Applied Mechanics, 30, 16-24, (1963)

4.1.11 T. Sarpkaya, An Analytical Study of Separated Flow about Circular Cylinders, Trans. of ASME, Journal of Basic Eng., 90, 511-520, (1968)

4.1.12 T. Sarpkaya and M. Issacson, Mechanics of Wave Forces on Offshore Structures, Van Nostrand Reinhold Co., (1981)

4.1.13 E. Savory, G. A. R. Parke, M. Zeinoddini, N. Toy and P. Disney, Modelling of Tornado and Microburst-induced Wind Loading and Failure of a Lattice Transmission Tower, Engineering Structures, 23, 365-375,(2001)

4.1.14 谷池義人：竜巻内の物体に作用する非定常力，京都大学防災研究所年報，第 35 号 B-1，pp.113-119，(1992)

4.1.15 種子田定俊，天本肇，石井幸治：静止から急に一定速度で動き出した楕円柱の揚力，九州大学応用力学研究所所報，第 38 号，pp.29-35, (1972)

4.1.16 S. Taneda, the Development of the Lift of an Impulsively Started Elliptic Cylinder at Incidence, Journal of the Physical Society of Japan, 33, 1706-1711, (1972)

4.1.17 種子田定俊：画像から学ぶ流体力学，朝倉書店，pp.42-65, (1988)

4.1.18 種子田定俊，天本肇，石井幸治，高田三郎：非定常運動を行う楕円柱のまわりの流れの可視化，九州大学応用力学研究所所報，第 45 号, 61-84, (1979)

4.1.19 野田稔，長尾文明，脇孝文，宗田和之：曳航水槽による突風作用時に基本断面に作

用する非定常空気力の計測，日本風工学会誌，第 34 巻第 2 号（通号第 119 号）, 245-246, (2009)

4.1.20 T. Sarpkaya, Separated Flow about Lifting Bodies and Impulsive Flow about Cylinders, AIAA Journal, 4, 414-420, (1966)

4.1.21 M. Matsumoto, M. Shimamura, T. Maeda, H. Shirato, T. Yagi, K. Hori, Y. Kawashima and M. Hashimoto, Drag forces on 2-D cylinders due to sudden increase of wind velocity, Procs of 12th International Conference on Wind Engineering, 1727-1734, (2007)

4.1.22 N. Shiraishi, M. Matsumoto and H. Shirato, A Fundamental Study about Unsteady Aerodynamic Characteristics of Structures due to Fluctuating Wind, Procs of JSCE, No.328, 19-30, (1982)

4.1.23 野村卓史，北川徹哉，北村直哉：瞬間的な気流変動下で角柱に作用する抗力変動の解析，第 13 回数値流体力学シンポジウム, (1999)

4.1.24 T. Nomura, N. Kitamura and T. Kitagawa, Characteristics of unsteady drag on a square cylinder under sudden change of wind speed, 3rd International Symposium on Computational Wind Engineering (CWE 2000), (2000)

4.1.25 野村卓史：突風による正方形角柱抗力のオーバーシュート係数，日本風工学会誌，第 34 巻，第 2 号（通号第 119 号），139-140, (2009)

4.1.26 野村卓史：数値解析予測とモデル化，特集：突風の正体とその解明，日本風工学会誌, Vol.35 No.2, 139-146, (2010)

4.1.27 加藤嘉昭，白土博通，前田耕治，高杉祐仁：突風発生時における構造基本断面の overshoot 現象に関する研究，日本風工学会誌，第 34 巻第 2 号（通号第 119 号），155-156, (2009)

4.1.28 H. Shirato, K. Maeda, Y. Kato and Y. Takasugi, Transient Drag Force on 2-D Bluff Bodies under Gusty Wind Condition, Proceedings of 7th Asia-Pacific Conference on Wind Engineering, 735-738, (2009)

4.1.29 川下寛正，竹内崇，鶴則生，森本康幸，前田潤滋：切妻屋根建物の風荷重に及ぼす突風の立ち上がり時間の影響に関する実験的検討，都市・建築学研究　九州大学大学院人間環境学研究院紀要，第 13 号，　41-48, (2008)

4.1.30 川下寛正，鶴則生，森本康幸，前田潤滋：仮設シートの局部風力に及ぼすステップ関数的突風の影響に関する風洞実験，2008 年度大会（中国）学術講演梗概集，B-1，191-192，(2008)

4.1.31 中村諭史，川下寛正，鶴則生，森本康幸，前田潤滋：陸屋根及び切妻屋根構造物に作用する風圧力に及ぼす突風の立ち上がり時間の影響，2008 年度大会（中国）学術講演梗概集，B-1，189-190，(2008)

4.1.32 中村諭史，前田潤滋，川下寛正，竹内崇，早田友彦，鶴則生：切妻屋根物体の非定常風圧力に及ぼす突風の立ち上がり時間の影響, 第 20 回　風工学シンポジウム論文

集，337-342, (2008)
4.1.33 竹内崇，前田潤滋，ステップ関数的突風を受ける物体のオーバーシュート風力，日本建築学会構造系論文集，第 77 巻，第 681 号，1629-1635，(2012)
4.1.34 竹内崇，前田潤滋，大坪和広，友清 衣利子，立ち上がり時間の短い突風を受ける物体に作用する非定常風圧力，日本建築学会構造系論文集，第 79 巻，第 697 号，357-366，(2014)
4.1.35 大坪和広，前田潤滋，風速急変に因る切妻屋根建物のオーバーシュート風力と圧力分布の関係，日本風工学会論文集，第 40 巻，第 3 号（通号第 144 号），74-81，(2015)
4.1.36 石崎翔，前田潤滋，大坪和広，高橋正名,一定風から立ち上がる突風下での切妻屋根建物の風圧力分布に関する風洞実験,第 23 回風工学シンポジウム論文集, 229-234, (2014)
4.1.37 日本風工学会風災害研究会，2012 年 5 月 6 日に北関東で発生した広域突風被害について，日本風工学会誌第 37 巻 3 号，210-222，(2012)
4.1.38 J. J. Lee, T. M. Samaras and C. R. Young，Pressure Measurement at the Ground in an F-4 tornado, 15.3, 22nd Conf. on Severe Local Storms, American Meteorological Society, Oct., (2004)
4.1.39 1990 年 12 月 11 日千葉県に発生した竜巻による暴風災害の調査研究，文部省科学研究費(No.02306029)，突発災害調査研究成果，「自然災害」総合研究班（研究代表者：桂順治），(1991)
4.1.40 奥田泰雄，深井敦夫，他，基礎ごと転倒した 2 階建て木造建築物の転倒開始風速に関する考察，平成 24 年度文部科学省科学研究費補助金特別研究促進費 24900001，平成 24 年 5 月 6 日に北関東で発生した竜巻の発生メカニズムと被害実態の総合調査，180-185，(2013)
4.1.41 田村幸雄，松井正宏，吉田昭仁，他，基礎ごと転倒した 2 階建て木造住宅，文献 37)と同じ, 186-194，(2013)
4.1.42 石崎瀧雄，林泰一，谷池義人，急激な気圧変化に対する室内圧の応答，京都大学防災研究所年報，第 26 号 B-1, 1-7，(1983)
4.1.43 美並浩成，高橋駿介，大坪和広，鶴則生，前田潤滋：竜巻通過時の急激な気圧降下による建物作用外力 ―その１ 急激な気圧降下実験システムの構築―，日本建築学会大会学術講演梗概集(関東)，139-140，(2015)
4.1.44 高橋駿介，美並浩成，大坪和広，鶴則生，前田潤滋：竜巻通過時の急激な気圧降下による建物作用外力 ―その２ 数値計算による実験内圧変動の検討―，日本建築学会大会学術講演梗概集(関東)，141-142，(2015)
4.1.45 泉知宏，高橋駿介，友清衣利子，前田潤滋：急激な気圧降下による建物内外の気圧差力に及ぼす建物密閉度の影響，風工学シンポジウム論文集，，(2016)
4.1.46 高橋駿介，泉知宏，大坪和広，鶴則生，前田潤滋：急激な外気圧降下が及ぼす非定

常な建物内圧変動 ―その２　２種類の数値計算による実験内圧変動の検討―，2016年度日本建築学会大会学術講演梗概集（九州），201-202, (2016)

4.2 竜巻の移動速度を考慮した竜巻モデルによる構造物変形量の違い

4.2.1 概要

竜巻モデルによっては，同じ最大接線風速でも，高風速域の継続時間が異なるために，同じ風速ランクの竜巻でも構造物の変形量に差が見られる。以下では，近くを通過する竜巻によって送電鉄塔に生じる変形量を 3 つの竜巻モデルで試算した結果を紹介する[4.2.1]。ここでは，原子力発電所の竜巻評価[4.2.2]に用いられているランキン(Rankine)渦モデル[4.2.2]とフジタ(Fujita) DBT-77 モデル[4.2.3-4]に加え，バーガース(Burgers)モデル[4.2.5]の 3 つの竜巻モデルを用いて，竜巻移動中心位置と鉄塔塔体中心位置との距離をパラメータとした場合の送電鉄塔の応答変位を算定例として計算・比較し，それぞれのモデルを用いた場合の応答特性を報告する。

4.2.2 算定概要

図 4.2.1 に解析対象鉄塔とした 500kV の標準的な懸垂型鋼管鉄塔の概略図を，図 4.2.2 に本解析で用いた 1 基 2 径間の鉄塔-架渉線連成系モデルの概略図を示す。鉄塔は梁要素，架渉線と碍子はトラス要素とし，架渉線は 30 分割，碍子は 4 分割でモデル化した。なお図中の P1～P17 は鉄塔のパネル番号を示す。また，「送電用支持物設計標準 JEC-127-1979」[4.2.6]を参考に，竜巻通過時の鉄塔部材の風力算定式を次式(4.2.1)のように定義する。

$$F_x(z,t) = 0.5\rho C n_x A U^2(z,t)$$
$$F_y(z,t) = 0.5\rho C n_y A U^2(z,t) \qquad (4.2.1)$$

ここで，ρ：空気密度，C：風力係数，A：各パネルのy軸方向の受風面積，n_xとn_y：JEC-127-1979 において風向によって変化する鉄塔のx軸方向とy軸方向の応力分担率，U：後述するx軸方向の風速成分uとy軸方向の風速成分vとの風速ベクトルの絶対値である。碍子と架渉線も JEC-127-1979 を参考に風力を算定した。

使用した竜巻の数学モデルは以下の通りである。

ランキン渦モデルは風速と風向が竜巻中心からの平面方向のみによって変化し，高さ方向によって変化しない 2 次元流れ場である。竜巻の接線方向風速V_θは以下の式(4.2.2)で表せる。

$$V_\theta = \begin{cases} V_{R_m} \cdot r' & (r' < 1) \\ V_{R_m} \cdot \dfrac{1}{r'} & (r' \geq 1) \end{cases} \qquad (4.2.2)$$

ここで，V_{R_m}：最大接線風速，$r' = r/R_m$，r：竜巻中心からの半径，R_m：最大接線風速半径である。

フジタ DBT-77 モデルは風速に高さ依存性があることや，半径方向風速成分を考慮していることからランキン渦モデルと比べるとやや複雑なモデルである。竜巻の接線方向風速V_θは以下の式(4.2.3)で表せる。

$$V_\theta = F_r(r')F_h(z')V_{R_m} \qquad (4.2.3)$$

ただし

$$F_r(r') = \begin{cases} r' & (r' < 1) \\ \dfrac{1}{r'} & (r' \geq 1) \end{cases} \tag{4.2.4}$$

$$F_h(z') = \begin{cases} z'^{k_0} & (z' < 1) \\ \exp(-k(z'-1)) & (z' \geq 1) \end{cases} \tag{4.2.5}$$

ここで，$z' = z/H_i$，z：高さ，$H_i = iR_m$，$i = 0.55(1-n^2)$，$n = 0.9 - 0.7\exp(-0.005R_m)$，$k_0 = 1/6$，$k = 0.03$である。

また，竜巻の半径方向風速V_rは以下の式(4.2.7)で表せる。

$$V_r = V_\theta \tan\alpha \tag{4.2.6}$$

ただし，

$$\tan\alpha = \begin{cases} 0 & (r' \leq n) \\ \dfrac{\tan\alpha_0}{1-n^2}\left(1 - \dfrac{n^2}{r'^2}\right) & (n < r' < 1) \\ \tan\alpha_0 & (r' \geq 1) \end{cases} \tag{4.2.7}$$

$$\tan\alpha_0 = \begin{cases} -A_m(1 - z'^{1.5}) & (z' < 1) \\ B_m\{1 - \exp(-k(z'-1))\} & (z' \geq 1) \end{cases} \tag{4.2.8}$$

ここで，$A_m = 0.75$，$B_m = \frac{3}{(k_0+1)(k_0+2.5)} kA_m$である。

バーガースモデルはランキン渦モデルと同じく，風速と風向が竜巻中心からの平面方向のみによって変化し，高さ方向によって変化しない 2 次元流れ場である。竜巻の接線方向風速V_θは以下の式(4.2.9)で表せる。

$$V_\theta = 1.4\left(V_{R_m}/r'\right)\{1 - \exp(-1.256r'^2)\} \tag{4.2.9}$$

鉄塔位置での竜巻の風速ベクトルは，上記に示した各竜巻モデルの接線方向風速V_θと半径方向風速V_rに加えて，竜巻の進路方向に竜巻の移動速度Vが加算されるものと設定した。図 4.2.3 のような場合に，式(4.2.12)，(4.2.2)，(4.2.5)，(4.2.8)より求めた，それぞれの竜巻モデルの接線方向と半径方向の各風速成分から，鉄塔のx軸方向の風速成分uとy軸方向の風速成分vへ変換するのに次式を用いた。

$$\begin{aligned} u(z,\ t) &= -V_\theta(z,\ r)\sin\phi - V_r\cos\phi \\ &\quad + V\cos\beta \\ v(z,\ t) &= V_\theta(z,\ r)\cos\phi - V_r\sin\phi + V\sin\beta \end{aligned} \tag{4.2.10}$$

ここで，$\phi = \beta - \theta$，β：竜巻進路とx軸とのなす角度，$\theta = \tan^{-1}[D/(-Vt)]$，$D$：巻移動中心位置と鉄塔との最短距離，$V$：竜巻の移動速度である。

以下では，フジタスケールで F2 の竜巻を想定して，東京工芸大の報告書[4.2.7]を参考に竜巻の特性値をV_{R_m}= 64.5m/s，R_m= 46m，V= 11.6m/s と設定した。竜巻の F スケールが同じであれば，どの竜巻モデルでも最大接線風速V_{R_m}と最大接線風速半径R_mを同じにできるかは議論の余地を残すが，設計

風速に関する工学的視点では，風速とその半径を同一にする方が適していると判断した。図 4.2.4 と図 4.2.5 に各竜巻モデルの高さ方向と平面方向の水平風速の分布を示す。

竜巻進路の右側では風速に竜巻の移動速度が加算され，左側では減算されるため，いずれのモデルでも竜巻進路の右側で大きな風速値をとることが分かる。また，図中には風速が最大となる場所を示しているが，いずれのモデルでも竜巻進路の右側で竜巻中心からの距離が 46m のときに最大風速 76.1m/s を示す。これらの値はR_mおよびV_{R_m}とVの合計値と一致する。なお，フジタ DBT-77 モデルでの風速は高さ依存性があるが，今回用いた竜巻の特性値の場合は高さ 22.3m で風速は最大となった。それぞれのモデルの風速分布を比較すると，バーガースモデル，ランキン渦モデル，フジタ DBT-77 モデルの順に高風速となる領域が大きいことが分かる。

市販の有限要素解析ソフト ADINA を用いて時刻歴動的応答解析を行った。時間刻みは 0.01sec，構造減衰は剛性比例型とし，鉄塔は減衰定数 1%，架渉線は減衰定数 0.4%を用いてそれぞれ 1 次固有周期に対して設定した。なお，式(4.2.10)から得られるパネル毎の竜巻風速を用いて式(4.2.1)より風力を求め，得られた風力を各パネルの主柱材接合部接点に等分した。架渉線と碍子も同様にして風力を求め各節点に与えた。ここでは，竜巻移動中心位置と鉄塔塔体中心位置との最短距離Dをパラメータとして，D= -100～100m（20m 刻み）での鉄塔の応答値の検討を行った。図 4.2.6 にパラメータの概要を示す。解析は竜巻接近前 1500m から竜巻接近後 1000m の合計 2500m の経路で行っており，最初の 500m は助走期間として分析対象からは除外した。D= -100～100m のときの塔頂の最大変位量を図 4.2.7 に示す。いずれのモデルを用いた場合でもD= 40m（実際には 46m）のときに塔頂の最大変位量は最も大きくなる。これは，上述のように，鉄塔に作用する竜巻の風速が大きくなるのは鉄塔位置が竜巻進路の右側で，鉄塔がR_m（= 46m）付近にあるときであるためと考えられる。また，各竜巻モデルの最大変位量を比較すると，全てのDの場合でバーガースモデル，ランキン渦モデル，フジタ DBT-77 モデルの順に値が大きくなった。

4.2.3 まとめ

3 つの竜巻モデル（ランキン渦モデル，フジタ DBT-77 モデル，バーガースモデル）を用いて，竜巻移動中心位置と鉄塔塔体中心位置との最短距離をパラメータとした，F2 クラスの竜巻が通過する場合（最大接線風速 64.5m/s，移動速度 11.6m/s）を想定したときの 500kV 懸垂型鋼管鉄塔の応答特性の比較を行ったところ，送電鉄塔に対する竜巻中心との距離や使用する竜巻モデルによって，鉄塔変位に大きな差が見られた。最大風速に加算される竜巻の移動速度については 1 例しか算定していないが，その影響は大きい。各竜巻モデルの風速分布を比較すると，バーガースモデル，ランキン渦モデル，フジタ DBT-77 モデルの順に高風速となる領域が大きい。風速の作用時間に強く影響する高風速域の影響は時刻歴応答解析の視点が必要なことがわかった。今回の試算では，いずれの竜巻モデルを用いた場合でも，鉄塔位置が竜巻進路の右側で，竜巻移動中心位置と鉄塔塔体中心位置との最短距離が 40m のときに変位量は最大となる。また，竜巻の最大変位量を比較すると，いずれのパラメータでもバーガースモデル，ランキン渦モデル，フジタ DBT-77 モデルの順に値が大きくなった。

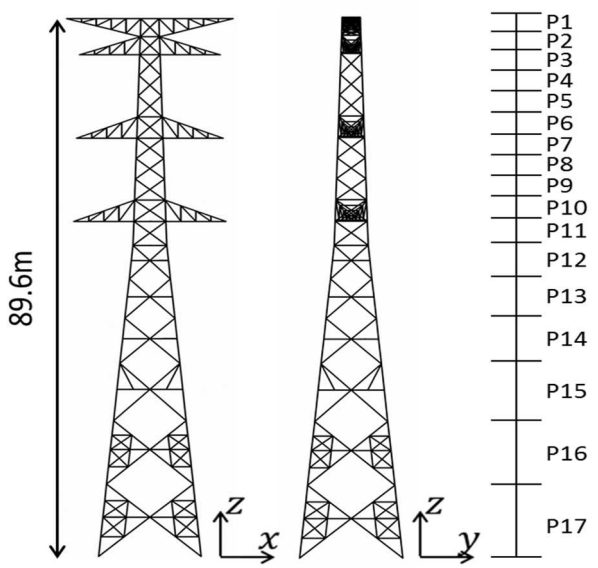


図 4.2.1　対象鉄塔（鉄塔 No. 2）

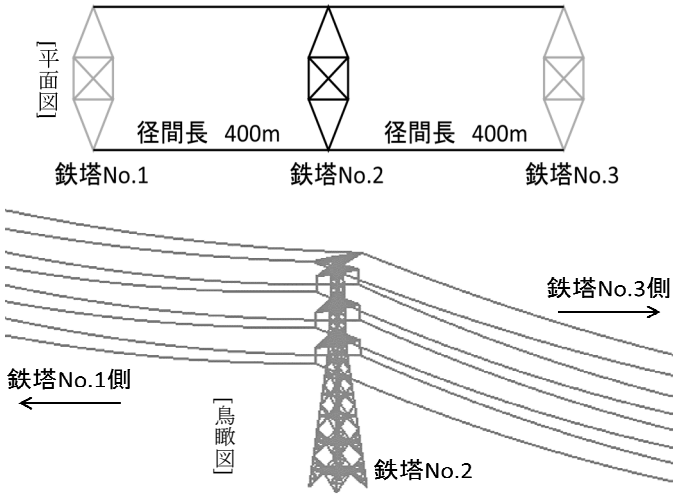


図 4.2.2　連成系モデルの概略図

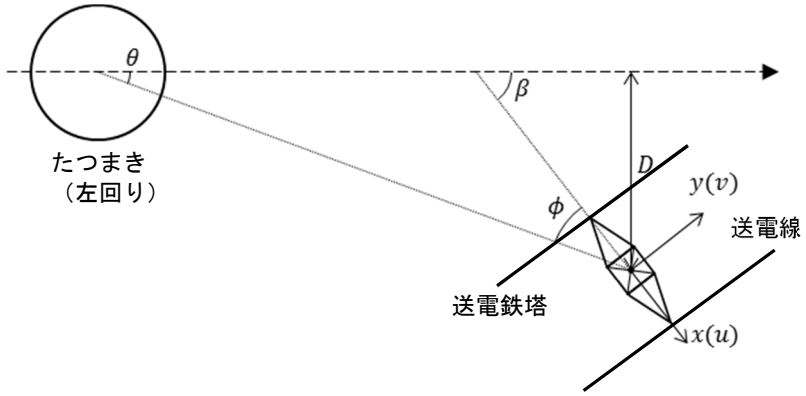


図 4.2.3　竜巻と送電鉄塔の位置関係

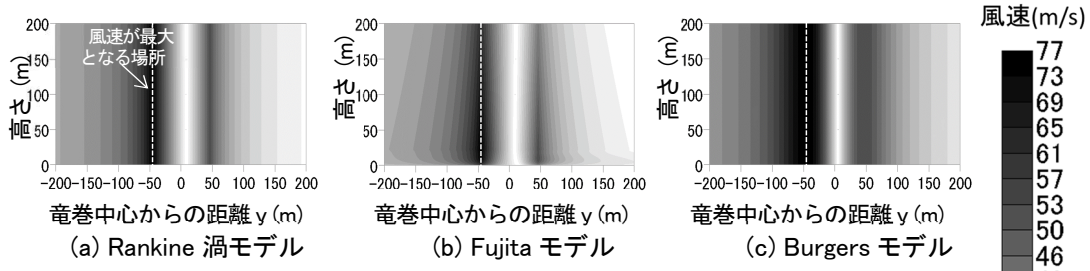


図 4.2.4　各竜巻モデルの高さ方向の水平風速分布

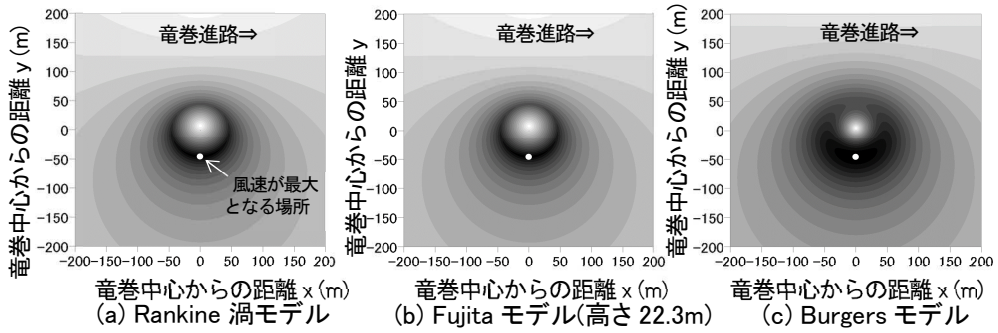
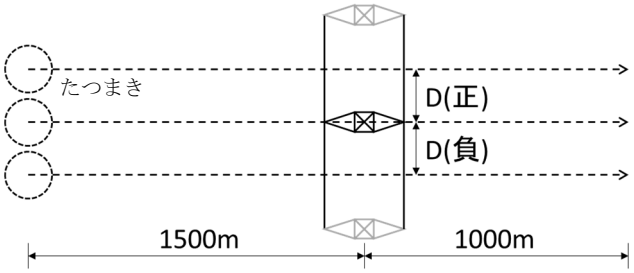
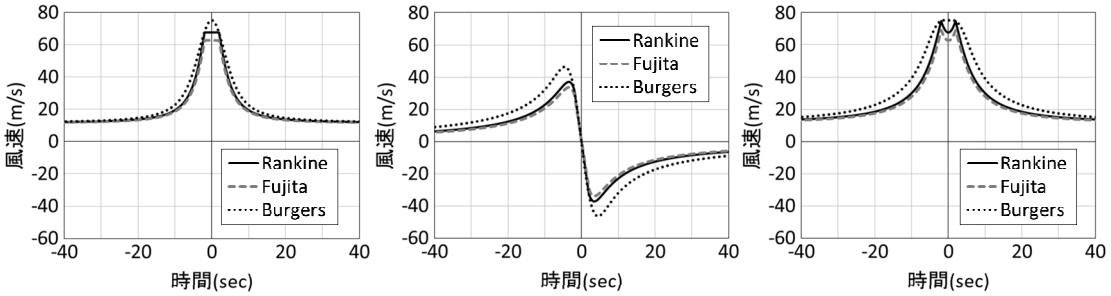


図 4.2.5　各竜巻モデルの平面方向の水平風速分布



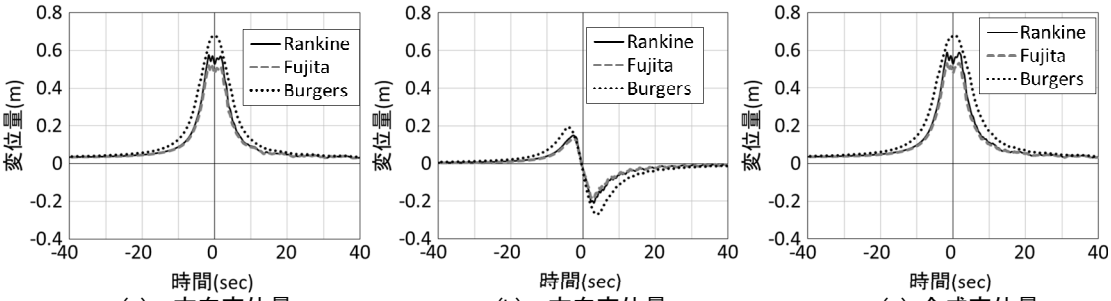
※最初の500mは分析対象から除外

図 4.2.6　パラメータ概要



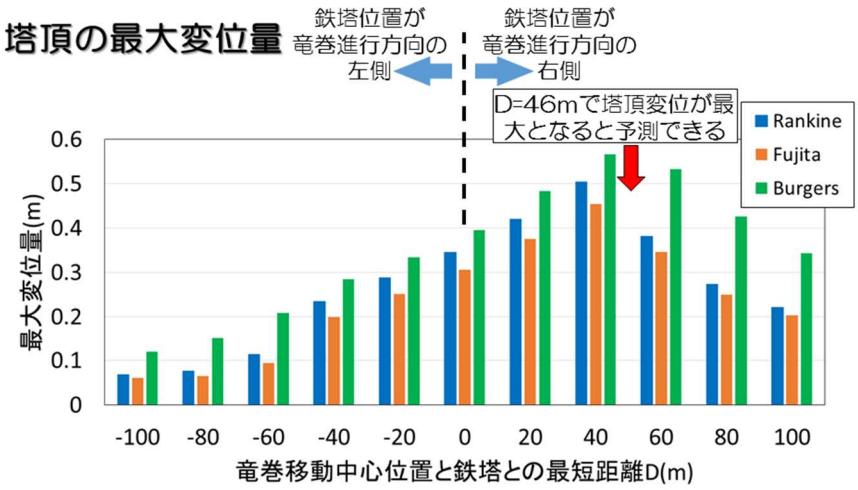
(a) u（x方向風速）　(b) v（y方向風速）　(c) U（合成風速）

図 4.2.7　塔頂部（高さ 89.6m）の時刻歴竜巻風速（D=40m）



(a) x方向変位量　(b) y方向変位量　(c) 合成変位量

図 4.2.8　塔頂部（高さ 89.6m）の時刻歴変位量（D=40m）



- いずれの竜巻モデルでも鉄塔が**竜巻進行方向の右側**にある時の方が鉄塔の塔頂変位が大きく、D=46mのときに最大となる
- すべてのDの場合でBurgersモデル＞Rankine渦モデル＞Fujitaモデルの順に値が大きくなる

図 4.2.9　竜巻モデル別の塔頂（高さ 89.6m）の最大変位量

参考文献

4.2.1 石﨑翔，友清衣利子，前田潤滋：竜巻通過時の懸垂型送電鉄塔の耐風性能評価，2016 年度日本建築学会大会梗概集（九州）, 265-266, (2016)

4.2.2 原子力規制委員会，原子力発電所の竜巻評価ガイド，2013.

4.2.3 T.Theodore Fujita：Workbook of Tornado and High Winds for Engineering Applications, 1978.

4.2.4 江口譲，杉本聡一郎，服部康男，平口博丸：竜巻による物体の浮上・飛来解析コード TONBOS の開発，電力中央研究所 研究報告 N14002，2014.

4.2.5 Vincent T. Wood, Rodger A. Brown：Simulated Tornadic Vortex Signatures of Tornado-Like Vortices Having One- and Two-Celled Structures, J. Applied Meteorrlogical Climatology, 50, 2338–2342., (2011)

4.2.6 電気学会：送電用支持物設計標準 JEC-127-1979，1979.

4.2.7 東京工芸大学：平成 21～22 年度原子力安全基盤調査研究（平成 22 年度）竜巻による原子力施設への影響に関する調査研究, (2010)

4.3 気圧降下による建物差圧力の実験的検討

4.3.1 はじめに

竜巻等突風時の様に極めて非定常な気圧変化が生じる場合，密閉度の高い建物ほど，外部の急激な圧力降下に建物内の気圧変化は追随できず，建物内外に大きな圧力差が発生すると考えられる[4.3.1]。台風時などの準定常状態での定常風下での外気圧と建物内との気圧差を検討したもの[4.3.2など]が知られている。また竜巻状渦発生装置による建物模型の風圧係数の測定値を用いて被害竜巻の風速を検討した例[4.3.3]があるが，急激な気圧降下に着目して被害風速を検討した検討例[4.3.4]も報告されている。非定常な気圧の急変に関する実験研究が進められていない背景には，急激な圧力降下を実験的に発生させることの困難さが挙げられる。

九州大学の大学院人間環境学研究院のエッフェル型吸込式風洞装置（図4.3.1）はステップ関数型の突風(図4.3.2)を生成できるが，この際に生じる風洞内の瞬間的な静圧降下(図4.3.2中の風洞内静圧)を利用して，無風下で急激な気圧降下のみを模型に作用させる実験システムを構築している[4.3.5，4.3.6]。

以下ではこの突風風洞装置を用いて，無風環境を構築することによって急激な気圧降下のみを作用させた場合の建物模型の内部に伝達する気圧変化と模型内外の気圧差力を検討した結果を報告する。とくに建物模型の容積及び模型の隙間の大きさを集約した「開口率」の影響に注目する。また，実スケール建物内圧の挙動の検証への応用を目的に，風洞実験と同様の条件下を想定して，石﨑ら[4.3.1]と Holmes ら[4.3.7] の2つの数値計算式によって模型内圧を算出し，実験値との比較によってその精度を検証する。

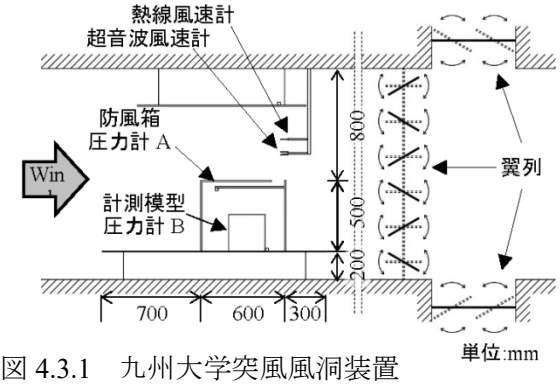


図 4.3.1　九州大学突風風洞装置

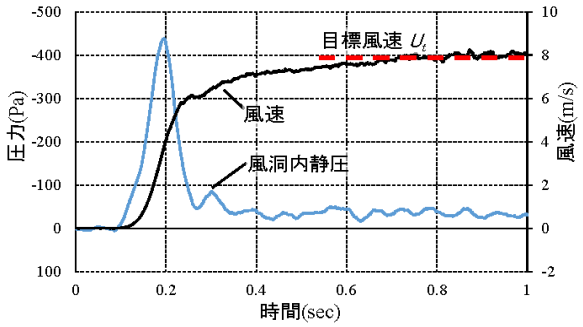


図 4.3.2　突風生成と風洞内静圧の瞬間的な降下例

4.3.2 実験システム概要

上述の図 4.3.1 には風洞断面内での各計測機器の配置状況を含めている。風洞内の計測部断面寸法は 1.5m×1.5m，計測部全長は 3m である。本風洞は，脈動流生成装置の翼列駆動を利用してステップ関数的な突風を生成するもので，脈動流生成装置の翼列を閉じることで風洞内を無風状態にし，翼列を瞬時に開放することで最短 0.2 秒の立ち上がりを持つ突風を生成することが可能である。また本風洞は吸い込み式であるので，翼列を閉鎖した状態での吸引部の圧力低下の影響を回避するために吸引部の天井と床面に翼列を配置して，突風制御の翼列開閉と反転同期させている。

図 4.3.1 中の計測模型が建物を想定しているが，建物模型を覆って無風下に置くための防風箱（後述）の内圧(以下，模型外圧)と建物模型の内圧（以下模型内圧）をそれぞれ図 4.3.1 の A, B の位置で測定した。圧力は微差圧トランスミッタ(N 計器 KL17)を用いて測定した。なお圧力を計測する際には，突風時に発生する風洞内の静圧変動の影響を受けない風洞外を基準圧とした[4.3.5]。計測位置における風洞内の風速は熱線風速計と超音波風速計を併用して測定した。測定のサンプリング周波数は圧力と風速ともに 1000Hz である。

本実験システムでは建物模型周りを無風下の状況にするため，建物模型に風が直接作用しないように建物模型を被う防風箱を設けた(図 4.3.1，図 4.3.3)。そのため防風箱の上面後部に開口を設けて風洞内の圧力を防風箱内に伝達するようにしているが，内部へ風が流入しないような構造に留意した。このことは，最終的に防風箱内で圧力勾配が生じないことや内部に設置した毛糸の動揺が無いことから確認した。

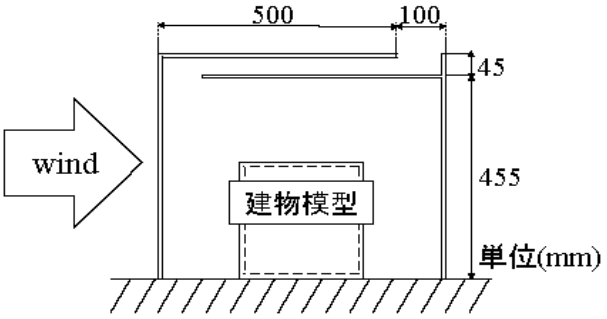


図 4.3.3 建物模型を覆う防風箱

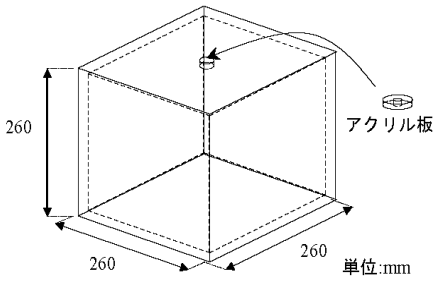


図 4.3.4　建物模型概要（模型 M の場合）

表 4.3.1　建物模型寸法と開口部直径
＊模型 L には開口直径 6mm(開口率 1.2)を別途追加

	各辺の内寸(mm)			模型容積($\times 10^{-3}$ m^3)	卓越開口直径(mm)		
	長辺	短辺	高さ				
模型L	320	320	240	24.6	4	8	12
模型M	240	240	240	13.8	3	6	9
模型S	160	160	240	6.1	2	4	6
開口率(開口面積[mm^2]/模型容積[$\times 10^{-3}$m^3])					0.51	2.05	4.60

本実験では容積の異なる 3 種類の建物模型を用意した。模型名称を容積が大きいものから順に模型 L, 模型 M, 模型 S とし，模型容積はそれぞれ 24.6, 13.8, 6.14($\times 10^{-3}$ m^3)である。模型はいずれも陸屋根模型で，厚さ 10mm の透明アクリル板で作成した。模型は十分な剛性を備えているもので，防風箱と同様に，外気圧変化による建物模型の容積変化は無いものとした。模型の一例として模型 M の概要図を図 4.3.4 に示す。建物模型には円形アクリル板中央に円形の卓越開口を設けており，円形アクリル板を取り替えることで模型の開口直径を調整することができる。なお，この開口部以外には隙間が無いことを，水中での空気漏れがないことや外気圧の変化に対して建物模型の内圧変化が生じないことなどで確認した。この開口面積を模型全体の隙間の大きさとし，開口率を(開口面積[mm^2]/模型容積[$\times 10^{-3}$ m^3])で定義した。すなわち開口率が大きいほど，建物模型の容積に対して隙間が大きいことを意味する。模型上部の開口は直径 36mm の円形のアクリル板を付け替えられるようにした。また各模型寸法等を表 4.3.1 に示す。同表に示すように，模型容積が異なっていても開口率が等しくなるように卓越開口直径を定め，開口率がそれぞれ 0.51, 2.05, 4.60 の 3 通りとなるように開口部の直径を調整した。

以下では，実験変数を上述の開口直径と模型容積に，および目標風速（図 4.3.2）を U_t として 4～10m/s で 1m/s 刻みの 7 通りとした。また，竜巻通過時の急激な気圧降下の再現のために翼列開放時間 t_r を 0.2 秒とし[4.3.5]，各条件で測定した 3 回の結果を採用した。ただし目標風速 U_t は突風が立ち上がった後の定常状態での平均風速を意味する。なお，今回の測定パラメータでは，模型外圧の最大降下量は 250~560Pa 程度の範囲となったが，その降下量は目標風速 U_t により調整できる。

4.3.3 数値計算方法の概要

実験結果を以下の手法で追跡した。

前述の石崎ら[4.3.1]は単位時間当たりの空気の流出入量 Q(m³/s)に着目し，ボイルの法則と $Q = vS$ (ここでv(m/s)は開口部での空気の流速，S(m²)は開口面積)から，外気圧変化に対する室内圧応答方程式を次式で表している。

$$\frac{dP_i}{dt} = -\frac{aS}{\mu V} P_i(P_i - P_e) \tag{4.3.1}$$

ここでP_iは建物内圧(Pa)，P_eは建物外気圧(Pa)，aは空気の流出入に関する係数(m)，μは空気の粘性係数(Pa・s)，Vは建物容積(m³)である。石崎ら[4.3.1]は開口部での流れ場をポアズイユ流と仮定し，次式を用いて流速を算出している。

$$v = \frac{a}{\mu}(P_i - P_e) \tag{4.3.2}$$

ポアズイユ流は管径が一定の円管を流れる粘性流体の定常層流解であり，管径に対し管長が十分に長い場合に適用できる。実験で用いた模型の開口はこの条件を満たしているとは言えず，また流出入に関する係数aについても十分な検証がなされていないことから，本論ではベルヌーイの定理から流速を求めることとした。建物外気圧をP_e，空気密度をρ(=1.2kg/m³)とすると，開口部の空気の流速vは以下のように表現できる。

$$v = \sqrt{\frac{2\Delta P}{\rho}} = \sqrt{\frac{2}{\rho}} \times |P_i - P_e|^{0.5} \times \mathrm{sign}(P_i - P_e) \tag{4.3.3}$$

流速の算出に(4.3.3)式を用いた場合，外圧変化を受ける建物内圧応答(4.3.1)式は以下の式に改められる。

$$\frac{dP_i}{dt} = -\sqrt{\frac{2}{\rho}} \frac{SP_i}{V} \times |P_i - P_e|^{0.5} \times \mathrm{sign}(P_i - P_e) \tag{4.3.4}$$

一方で，開口以外の小さな隙間の影響を無視できる場合には，Helmholtz の共振現象に基づいて，外圧変動と内圧変動の関係は開口部の空気塊の運動方程式として，次式(4.3.5)によって表される[4.3.7, 4.3.8 など]。

$$\rho S L_e \ddot{x} + \frac{\rho S}{2K^2}|\dot{x}|\dot{x} + \frac{nS^2P_0}{V}x = (P_e - P_0)S \tag{4.3.5}$$

ここで，L_eは空気塊の有効長さ(m)，Kはオリフィス係数(＝0.9)，nは断熱空気の polytropic 指数(=1.4)，P_0は大気静圧(=1.013×10⁵Pa)である。xは開口部の空気塊の変位(m)であり，左辺第 3 項をSで除した値(nSP_0x/V)が内圧P_i(Pa)を表す。各係数の値は，風洞実験条件と既往の研究を参考にして括弧内の値とした。空気塊の有効長さL_eは以下の Vickery の近似式[4.3.8]によって開口面積ごとにそれぞれ求めた。

$$L_e = L + 0.89\sqrt{S} \tag{4.3.6}$$

ここで L は開口部の奥行き(m)で，建物模型の屋根面厚 (= 1.0×10^{-2}m) を用いた。

風洞実験で計測した圧力は風洞外を基準圧とした差圧力であるので，$(P_e - P_0) = P_e{}'$として，$P_e{}'$に風洞実験で得られた模型外圧の時刻歴データを用い，$(P_i - P_0) = P_i{}'$として模型内圧 $P_i{}'$ を算出することができる。開口面積 S と容積 V に実験条件の値を与え，(4.3.4)式を時間刻み 1/1000 sec でオイラー法で解き，また(4.3.5)式から模型内圧$P_i{}'$をルンゲ・クッタ・ギル法で算出した。

4.3.4 実験及び数値計算結果

再現の一例として，模型外圧の最大降下量が 480Pa 程度(目標風速 8m/s)で，開口面積を 28mm^2(表 4.3.1 の卓越開口直径 6mm の場合)での各容積の模型内圧と外圧の時刻歴波形を図 4.3.5 に示す。実験値に着目すると，模型外圧の降下に伴う模型内圧の降下量は開口率が高いほど，すなわち隙間が大きいほど模型外圧の降下量に近づくことがわかる。模型外圧が急激な降下から定常状態へと移行すると，模型内圧もそれに伴って定常状態になり，模型外圧とほぼ同値を示す。開口の大きさが急激な変動の伝達には影響を与えるが，定常時の微細な変動には影響を与えないことは定常風での報告[4.3.2]と同じである。これらの傾向はいずれの実験パラメータの組み合わせでも見られた。また，図 4.3.6 は建物模型の開口率を 2.0 に固定して模型容積と開口直径を変化させたものであるが，建物模型の内圧の推移はほぼ同様の値を取っており，外圧の急変に伴う建物内圧への伝達特性は開口率が支配的であることを意味する。このことは開口率によって建物模型内圧の最大降下量を定量的に把握できることを示唆するものである。

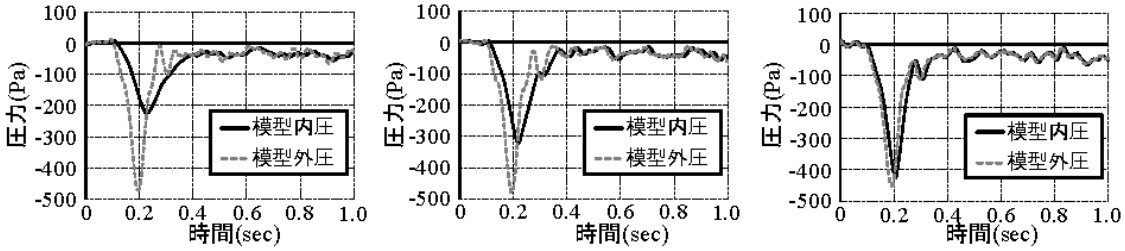


図 4.3.5　開口面積を 28mm^2(開口直径 6mm)で固定して建物模型容積を変化させたときの建物模型内外圧の時刻歴波形の比較(U_t = 8m/s, t_r = 0.2s)

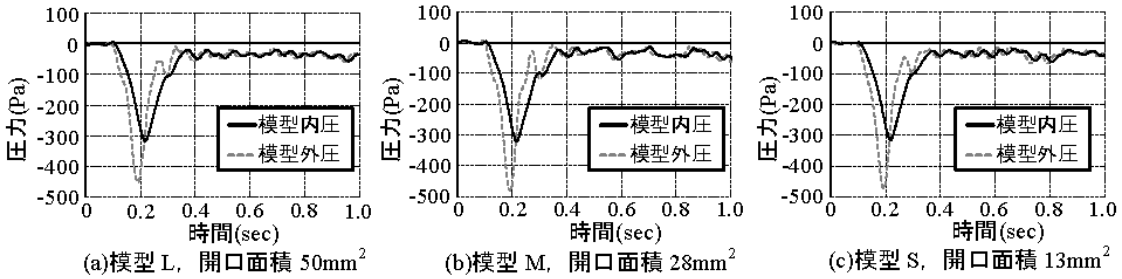


図 4.3.6 開口率 2.0 で固定して建物模型容積を変化させたときの建物模型内外圧の時刻歴変化の比較(U_t = 8m/s, t_r = 0.2s)

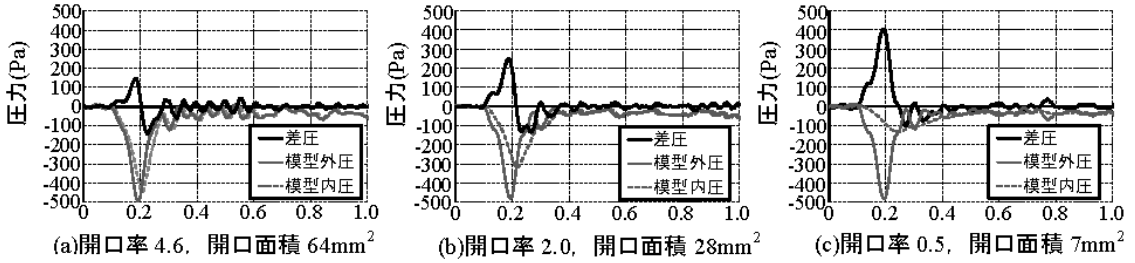


図 4.3.7　建物模型 M で開口率を変化させたときの
建物模型内外の差圧力の時刻歴変化の比較(U_t = 8m/s, t_r = 0.2s)

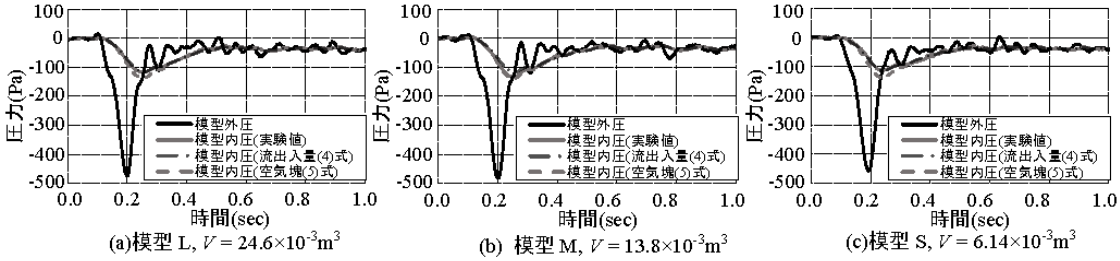


図 4.3.8　外圧降下量約 480Pa での開口率 0.51 の各建物サイズ模型内圧
（実験値と計算値）と外圧の時刻歴波形の比較 (Ut = 8m/s, tr = 0.2s)

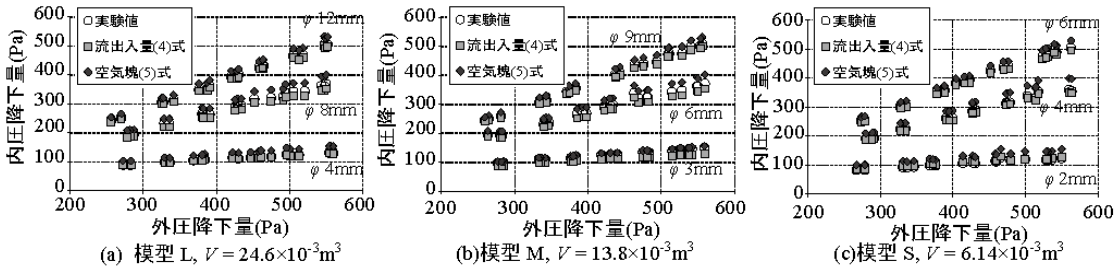


図 4.3.9　建物模型の容積別に見た建物内外圧の最大降下量の関係

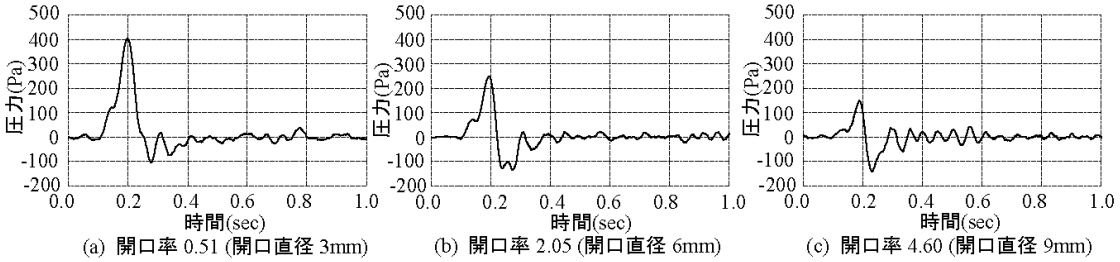
図 4.3.7 は建物模型のサイズ M で開口率を変えたときの模型外圧と模型内圧から算定される差圧力の時刻歴波形である。模型内圧から模型外圧を差し引いたものを模型壁面に作用する差圧力としているが，壁面外向きを正としており，この値に壁面面積を乗じたものが実際に模型壁面に作用する力(気圧差力)となる。図中，太実線の差圧力は建物模型の開口率が小さいほど大きな最大差圧力を発現することがわかる。この傾向は他の建物模型サイズでも同様であった。

図 4.3.8 は建物模型 L，M，S（それぞれ模型容積は 24.6×10^{-3}, 13.8×10^{-3}, 6.1×10^{-3}m³）の開口率が 0.51 のとき（表 4.3.1）の建物模型内圧の時刻歴を実験値と計算値（ (4.3.4) 式と (4.3.5) 式）で比較したものである。ただし，図中には(4.3.4) 式と (4.3.5) 式をそれぞれ(4)式と (5) 式と表記している。計算値は模型外圧の短時間での急激な変動の実験値に良く追随し，定常状態への移行過程でもよく対応している。いずれの条件でも計算値は実験値を精度良く再現しており，空気の流出入量による内圧応答方程式と空気塊の運動方程式の両方

で，急激な外気圧降下を受ける建物模型の内圧変動の再現が可能であることがわかる。ただし，条件によっては，実験値と計算値のピーク値に若干の差が見られた。全てのパラメータを系統立てて整理するため，各容積での模型外圧と模型内圧の降下量をまとめたものが図 4.3.9 である。同図より，各建物模型の容積や開口面積の組み合わせに対して，実験値および(4.3.4)式と(4.3.5)式（図中それぞれ(4)式と(5)式））での計算値の内圧降下量が外圧降下量と線形関係にあることがわかる。また，開口面積と容積が異なっても開口率が等しければ，同じ外圧降下量に対してほぼ同程度の内圧降下量を取ることを確認できる。

数値計算結果はいずれのパラメータでも精度よく実験値を再現しているが，空気塊による計算値は概ね実験値よりも模型内圧を若干大きく評価した。この要因として，開口部での圧力損失に関するオリフィス係数に与えた値が適していなかったことが考えられる。オリフィス係数は開口形状やレイノルズ数の影響を受けるため幾つかの実験式が考えられており，実スケールでの適用には今後も検討が必要である。

図 4.3.10 に建物模型の外圧最大降下量 480Pa 程度(目標風速 8m/s)，模型 L で各開口率での差圧力波形の実験値を示す。同図より，急激な壁面外向きの力が作用した直後に壁面内向きの力が生じ，その後急速に定常状態へと落ち着くことがわかる。開口率が大きくなるに伴い，壁面外向きの力は小さくなって壁面内向きの力が大きくなる。開口率 4.6 の場合では，壁面内向きの力の方が卓越する例も見られた。壁面内向きの力が生じる理由としては，模型外圧がピーク値を取るのと，それが伝達して模型内圧がピーク値を取るのに時間差が生じることが挙げられる。



(a) 開口率 0.51 (開口直径 3mm)　(b) 開口率 2.05 (開口直径 6mm)　(c) 開口率 4.60 (開口直径 9mm)

図 4.3.10　建物模型 L, $V = 24.6\times10^{-3}\mathrm{m}^3$, 模型外圧降下量約 480Pa での
建物模型内外の差圧力の時刻歴波形

4.3.5 まとめ

竜巻通過時の急激な気圧降下に建物内圧がどのように追随するかを突風風洞実験で検討した。そこでは無風環境下で建物模型に急激な気圧降下のみを作用させる工夫を行い，模型の密閉度（気密性）を代表的な開口面積で代用し，模型の容積に対する開口面積の比率を変えながら，模型内圧の圧力伝達特性を検討したところ，以下の所見を得た。

i)　模型内圧波形は模型外圧の急激な気圧降下に伴って降下し，外圧の最大降下時から遅れて内圧は最大降下量を取り，その後定常状態へと移行する。

ii) 模型内圧の降下量は模型の開口率に大きく影響を受け，開口面積や容積が異なっても開口率が等しければ，同様の内圧変動が観測される。開口率が大きくなる程，模型内圧の最大降下量は外圧の最大降下量に近づく。

iii) 模型内圧から模型外圧を差し引いた差圧力波形は，急激な壁面外向きの力が発生した後では，一旦壁面内向きの力が生じ，定常状態へと落ち着く。開口率が小さくなるほど壁面外向きの力がより卓越する。また，開口率が大きくなると壁面外向きの力は減少し，壁面内向きの力が大きくなる。

また，風洞実験と同様の条件を想定し，風洞実験で得られた模型外圧波形を用いて，2 種類の数値計算によって模型内圧を算出した。実験値と比較を行うことで，以下の所見を得た。

iv) ポアズイユ流の仮定を用いず，空気の流出入量に着目した内圧応答式にベルヌーイの定理を用いた新たな応答式を導出した。その結果，同式を用いて得られた模型内圧波形は，模型外圧の急激な降下から定常状態へ移行する変動するまでの実験値を良く追随し，非常に精度の高い結果が得られた。

v) 空気塊の運動方程式式から得られた模型内圧波形も模型外圧の急激な降下から定常状態へ移行する変動に追随するが，実験条件によっては実験値よりも内圧降下量を大きく評価しているものが見られた。

謝辞

本報告内容は，泉知宏氏の 2015 年度九州大学工学部建築学科卒業論文と高橋駿介氏の 2015 年度九州大学大学院人間環境学府修士論文を基にまとめたものである。記してお礼申し上げます。

参考文献

4.3.1 石崎潑雄，林泰一，谷池義人，急激な気圧変化に対する室内圧の応答，防災研年報第 26 号 B-1，pp.323-329，昭和 58 年 4 月.

4.3.2 茅野紀子，岡田恒：耐風設計における建築物の室内圧に関する研究　その１　平均室内圧係数，日本風工学会誌第 56 号，pp.11-21，1993.7.

4.3.3 奥田泰雄，深井敦夫，槌本敬大，壁谷澤寿一，喜々津仁密，石井儀光，中井貴文，荒木康弘, 永井渉:基礎ごと転倒した 2 階建て木造建築物の転倒開始風速に関する考察，平成 24 年 5 月 6 日に北関東で発生した竜巻の発生メカニズムと被害実態の総合調査，平成 24 年度文部科学省科学研究費補助金（特別研究促進費，課題番号：24900001）研究成果報告書（研究代表者：前田潤滋），pp.180-185，2013.2.

4.3.4 高瀬賢佑，前田潤滋，大坪和広：被害風速に及ぼす移動速度が速い竜巻通過時の急激な気圧降下の影響，第 23 回風工学シンポジウム論文集，pp.157-162，2014.12

4.3.5 美並浩成，高橋駿介，大坪和広，鶴則生，前田潤滋，竜巻通過時の急激な気圧降下による建物作用外力　　その１　急激な気圧降下実験システムの構築，日本建築学会，

2015 年度大会（関東）学術講演梗概，pp.139-140, 2015.09.

4.3.6 高橋駿介，美並浩成，大坪和広，鶴則生，前田潤滋，竜巻通過時の急激な気圧降下による建物作用外力　その 2　数値計算による実験内圧変動の検討, 日本建築学会, 2015 年度大会（関東）学術講演梗概, pp.141-142, 2015.09.

4.3.7 J.D. Holmes : Mean and fluctuating internal pressures induced by wind, Proceedings of 5th International Conference on Wind Engineering, pp.435-450, 1979.7.

4.3.8 B.J. Vickery : Gust-Factors for Internal-Pressures in Low Rise Buildings, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 23, pp.259-271, 1986.

4.4　飛散物による開口部の破壊が建物の風荷重に与える影響

4.4.1　目　的

台風や竜巻等の強風災害においては，窓ガラス・ドアといった開口部の被害が多く見られる。強風時における開口部の破壊は，内部への風の吹込みによる室内圧上昇の原因となり，屋根葺き材など外装材だけでなく小屋組の飛散や，構造骨組の損傷といった甚大な二次被害をもたらす恐れがある。

建物の開口部が瞬間的に開放された場合の室内圧変化の性状については，開口部分から流入する空気塊の運動による Helmholtz 共鳴によって内圧変動が説明できるとした Holmes（1978）の研究が有名である。近年では，松井ら（2005）や染川ら（2008）は，風洞実験や理論解析により，区切られた室内空間内の圧力の開口部破壊による変化や開口発生直後のオーバーシュート現象に関する検討を行っている。しかし，それらは限定的な寸法や風速を対象としたものであり，内圧のみの検討に留まっている。屋根や壁面に作用する風力は，外圧と内圧の差で与えられることより，内圧だけでなく外圧も併せて考慮する必要があるが，そのような検討はこれまで為されていない。そこで，本実験においては開口を瞬間的に発生させることのできる模型を用いた風洞実験により，内外圧の同時測定を行い，開口発生時の内圧変動に加え，開口が屋根面や壁面に作用する風力に及ぼす影響を検討する。特に「開口面積」，「気流の乱れの強さ」，「風速」，「瞬間的な開口開放」に着目する。

4.4.2　実験概要

4.4.2.1　実験模型

風洞実験模型は，外法で 100mm（B）×100mm（D）×50mm（H）の陸屋根模型および，同じ壁面積で 20° の勾配を持つ切妻屋根模型の 2 種類であり，厚さ 2mm のアクリル板で作製されている。幾何学的縮尺は 1/100 と仮定する。それぞれの模型には，**表 4.4.1** および**表 4.4.2** に示すような開口率を有する開口を設けている。陸屋根模型においては「開口率の影響」を検討し，切妻屋根模型においては，屋根端部や隅角部に作用する風力への影響を検討する。

表 4.4.1　陸屋根模型の寸法、開口率

開口	開口　B×H	開口率
大開口	60mm×25mm	30%
小開口	20mm×25mm	10%

表 4.4.2　切妻屋根模型の寸法、開口率

開口	開口　B×H	開口率
妻面開口	20mm×25mm	10%
桁行面開口	20mm×25mm	10%

用いた風洞実験模型は，使用する風洞のサイズや性能を考慮して設定されたものであり，実スケールで考えると，原子力発電所関連建屋に比べてかなり小さい建物を想定していることになる。しかし，ここで注目しているのは，風上壁面に瞬間的に開口ができた場合の内圧の変化や内圧と外圧の相関である。重要となるパラメータは，壁面に対する開口部の面積比（開口率）であると考えられる。したがって，本研究で注目している現象，すなわち，飛来

物によって開口部が破壊された後の内圧や内外圧の差で与えられる風力の変動については，このような規模の小さい建物の模型を用いても，基本的な性状を把握することは可能であると考えられる。

圧力測定孔の配置を**図 4.4.1** および**図 4.4.2** に示す。また，測定点数を**表 4.4.3 および表 4.4.4** に示す。模型には全体風力を求めるための外圧測定孔と内圧性状を検討するための内圧測定孔 4 点を設けており，測定点数は，陸屋根模型で計 87 点，切妻屋根模型で計 96 点である。圧力測定孔の径は 0.5mm である。圧力測定孔に作用する風圧は，内径 1mm，長さ 1m（途中 1 個所で銅パイプによって繋がれている）で風洞床下に置かれた圧力変換器のセンサーに導かれている。チューブングによる圧力変動の歪みは，計測システムの伝達関数を用いて周波数領域で補正する。

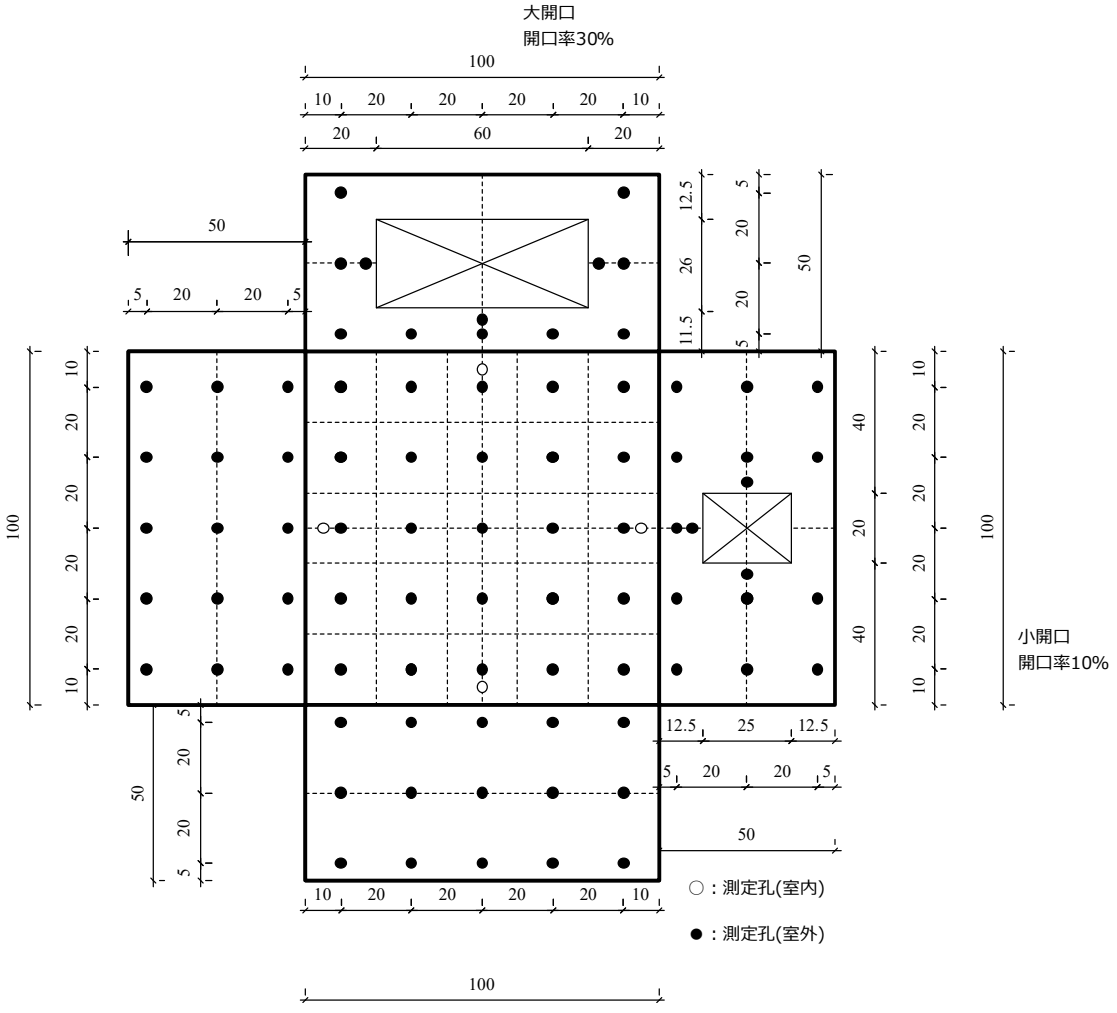


図 4.4.1　陸屋根模型寸法および圧力測定孔位置

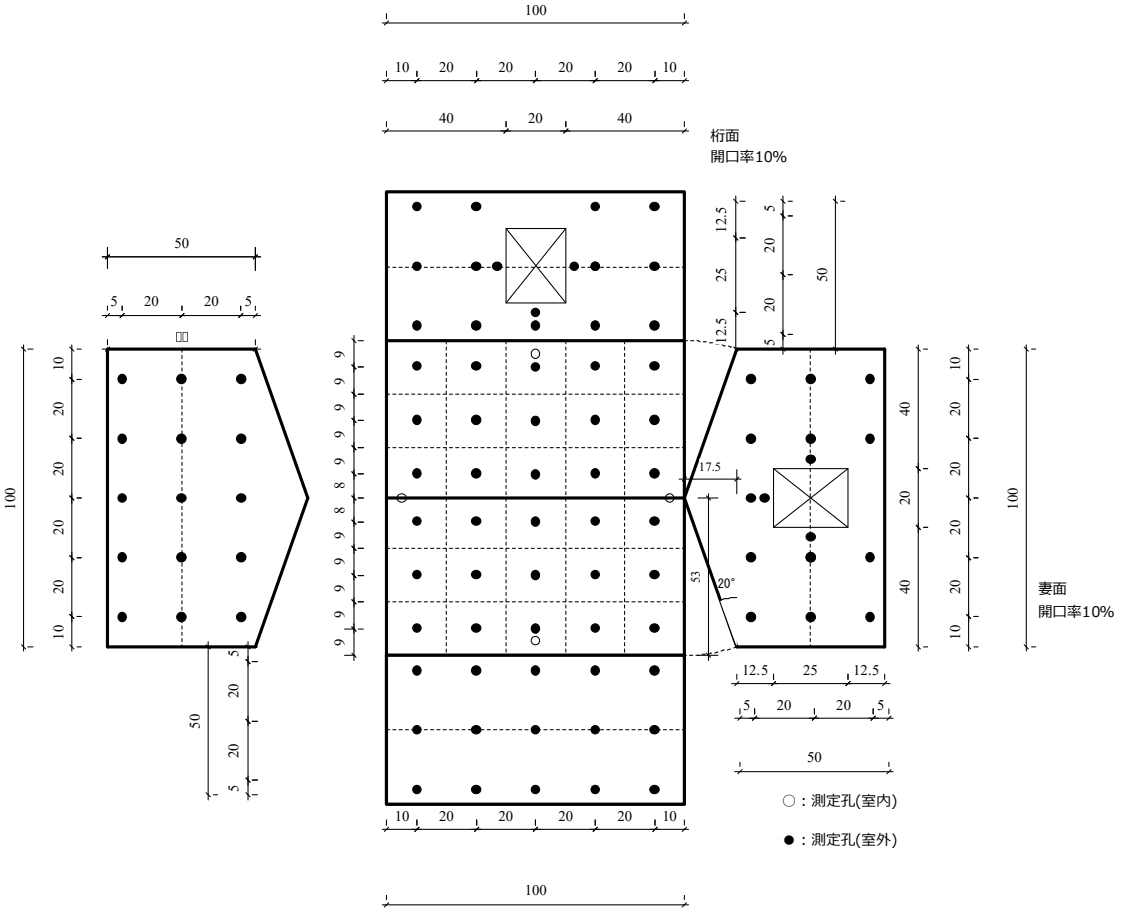


図 4.4.2　切妻屋根模型寸法および圧力測定孔位置

表 4.4.3　陸屋根模型の測定点数

開口	開口の大きさ B×H	合計
外圧 測定点	大開口面：12 小開口面：16 無開口面：15×2 屋根面：25	83
内圧 測定点	4	4

計 87 点

表 4.4.4　切妻模型の測定点数

開口	開口の大きさ B×H	合計
外圧 測定点	小開口面：16×2 無開口面：15×2 屋根面：30	92
内圧 測定点	4	4

計 96 点

開口部の詳細を**図 4.4.3** および**図 4.4.4** に示す。開口部は初め閉じられているが，風洞気流が定常状態に達した後，模型下部に取り付けられたピンを抜くことで，バネの力によって開口部が瞬間的に開放される仕組みとなっている。開口時間は約 0.02 秒(実時間で約 0.7 秒)である(動画撮影により計測)。

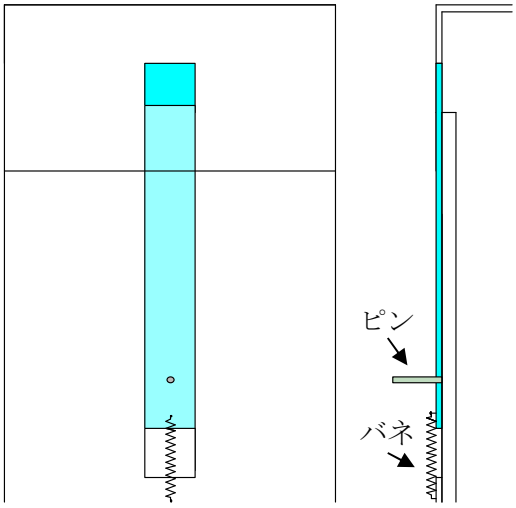


図 4.4.3　開放前の開口部の状態

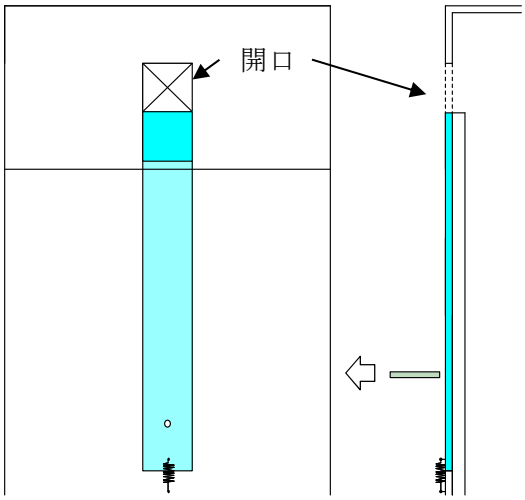


図 4.4.4　開放後の開口部の状態

Holmes(1978)によれば，風洞実験により内圧変動をシミュレートするためには内部空間の容積に対して相似則式(4.4.1)を満たす必要がある。そこで，本実験模型では，式(4.4.1)の関係を満たすような容積を持つ空気層を模型下部に設けている(**図 4.4.5**)。これらの模型を風洞に設置すると，**図 4.4.6** のようにターンテーブル上には測定対象部分のみが現れる。

$$V_m = \frac{\lambda_L^{\,3}}{\lambda_V^{\,2}} V_f \tag{4.4.1}$$

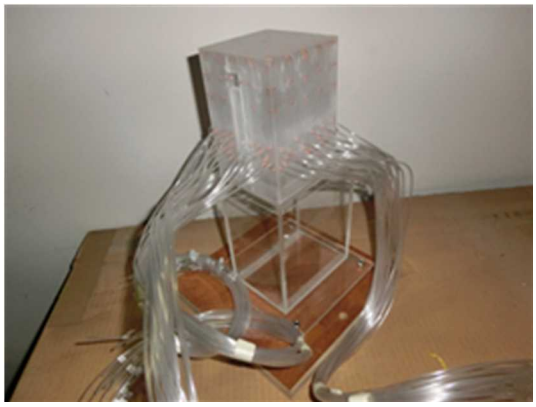


図 4.4.5　風洞模型と空気層模型

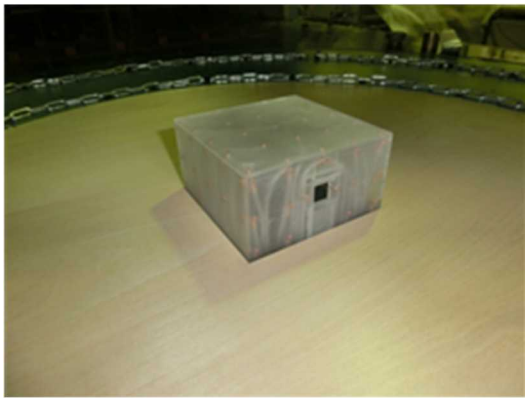
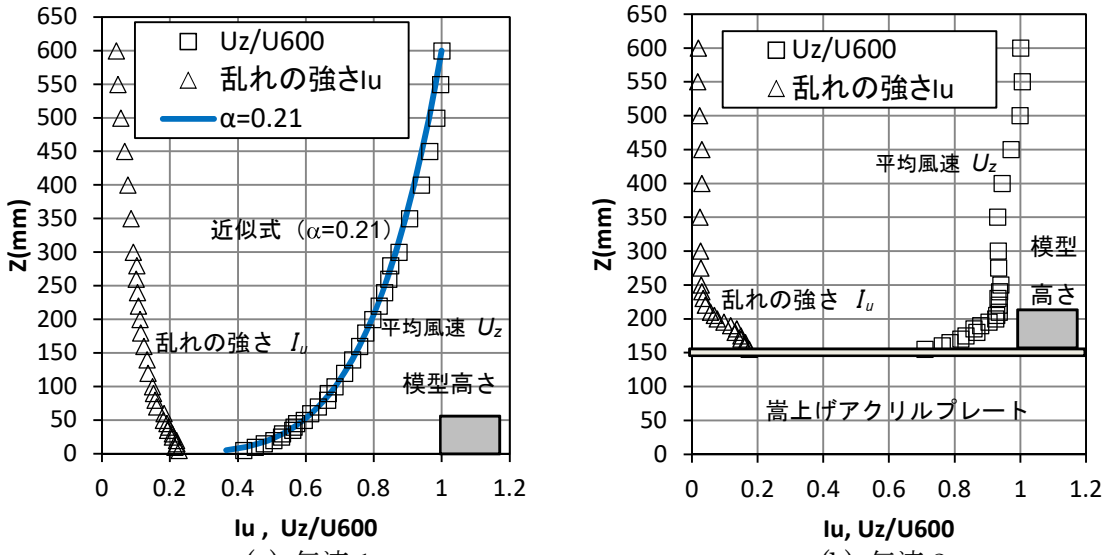


図 4.4.6　風洞に設置した模型

4.4.2.2　実験気流

実験に使用する風洞は，東北大学大学院工学研究科都市・建築学専攻所有のエッフェル型境界層風洞である。測定部の断面は幅 1.4m×高さ 1.0m×長さ 6.5m であり，ターンテーブルの直径は 1.2m である。測定洞の床面にスパイヤーやラフネスブロック等を適当に配置することにより，自然風をシミュレーションすることが可能である。

本実験では，気流の乱れの強さの影響が内圧変動性状に及ぼす影響を把握するために，2 種類の気流を用いた。用いた気流の平均風速 U_z および乱れ強さ I_u の鉛直プロファイルを**図 4.4.7**(a)および(b)に示す。ここに，平均風速 U_z は基準高さ Z_{ref}(= 600mm)における値 $U_{Z=600}$ によって無次元化されている。気流 1 は，日本建築学会「建築物荷重指針」(以下，「荷重指針」と呼ぶ)が定める地表面粗度区分Ⅲに概ね相当する気流であり，平均風速の鉛直プロファイルを表す「べき指数」は $\alpha \approx 0.21$ である。一方，気流 2 は，より乱れの小さい気流とするために，ラフネスブロック及びスパイヤーを取り外し，**図 4.4.8** に示すように模型測定部をアクリル板により風洞床面より 15cm 嵩上げしたものである。



(a) 気流 1　　(b) 気流 2

図 4.4.7　平均風速及び乱れの強さの鉛直分布

図 4.4.8 測定部の嵩上げ

4.4.2.3　風圧測定方法

図 4.4.1 に示した風圧測定孔に作用する風圧 p は模型の軒高 H(=50mm)における速度圧 q_H(=1/2ρU_H^2 ：ρ＝ 空気密度，U_H= 高さ H での平均風速)で基準化し，風圧係数(外圧係数，内圧係数)として表す。q_H は基準高さ(ピトー管設置高さ Z_{ref})での速度圧 q_{ref} と図 4.4.7 に示した平均風速のプロファイルより計算した。

4.4.2.4　実験条件

本実験では，「開口面積」，「乱れの強さ」，「風速」，「開口開放」の影響を把握するため，以下のように実験条件を設定する。

開口面積：図 4.4.1 に示したように，陸屋根模型において開口面積を変えることによって影響を把握する。

乱れの強さ：図 4.4.7 に示したように，気流の違いによって影響を把握する。また，乱れの強さの影響を検討する際には，窓面付近における風速を熱線風速計により同時測定する。

風速：「高風速」，「低風速」の 2 種類の風速を用いることで影響を把握する。

「高風速」のケースでは屋根平均高さにおける基本風速を U_0=32(m/s)，地表面粗度区分をⅢと仮定し，荷重指針に基づき U_{H_full}=25.4(m/s)と設定する。実験では，使用した風洞の性能より，風洞における屋根平均高さの風速を U_{H_model}=9 m/s と設定する。この場合，風速の縮尺率は λ_V=1/2.82 となり，幾何学的縮尺率 λ_L=1/100 より，時間の縮尺率は $\lambda_T = \lambda_L / \lambda_V \approx$ 1/35.5 となる。

「低風速」のケースでは，「高風速」のケースと同じ縮尺率を用いて，高風速の 1/3 程度となるように，風洞における屋根平均高さの風速を U_{H_model}= 3 m/s と設定する。

開口開放：測定開始時から開口が開放されている「開口常時開放」の状態と，測定開始時には開口が閉じられており，約 10 秒経過した後に開口を瞬間的に開放する「開口瞬間開放」の 2 種類の実験を行う。

1 回の測定時間は 45 秒とし，同一条件下で 5 回の測定を行う。サンプリング周波数は 800Hz である。したがって，34,000 個のデータが得られるが，そのうち 32,768 個のデータを用いてフルスケール換算でおよそ 20 分相当のデータを得る。風圧係数の統計値はそれら 5 回の結果のアンサンブル平均で評価する。

風向角は窓面に正対する風向を 0°として，15°，30°，45°，90°の 5 風向とする。実験ケースの詳細を**表 4.4.5** に示す。

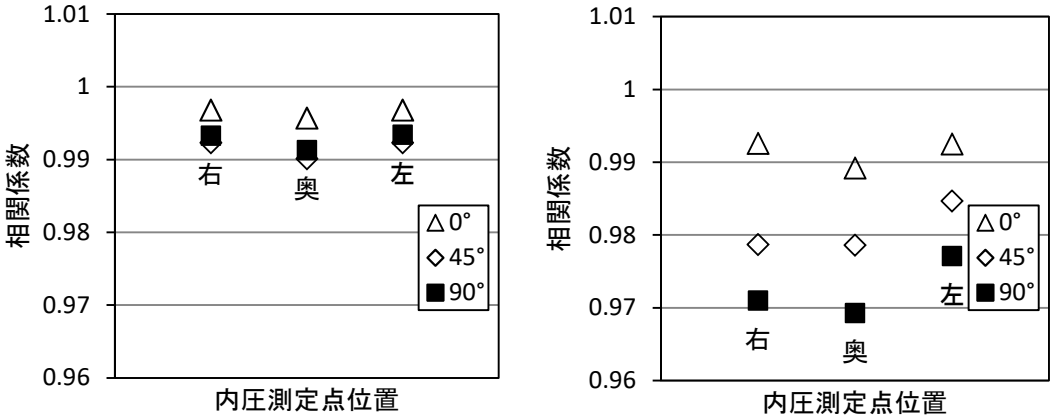
表 4.4.5　実験ケース

Case	模型	開口	開口状態	風速 (m/s)	気流	風向 (°)	備考
Case1	陸屋根	小開口	常時開放	9	気流 1（地表面粗度区分Ⅲ相当）	0,15, 30, 45,90	—
Case2			瞬間開放				
Case3				3			
Case4		大開口	常時開放	9			
Case5			瞬間開放				
Case6				3			
Case7	切妻屋根	妻開口	常時開放	9			
Case8			瞬間開放				
Case9				3			
Case10		桁開口	常時開放	9			
Case11			瞬間開放				
Case12				3			
Case13		妻開口	瞬間開放	9		0	
Case14				3			
Case15		桁開口		9			
Case16				3			
Case17		妻開口		9	気流 2		熱線風速計を用いて窓面付近の風速を同時測定
Case18				3			
Case19		桁開口		9			
Case20				3			

4.4.3　実験結果

4.4.3.1　内圧変動の相関

内圧の空間分布を検討する為，各内圧測定点で得られた内圧係数の時刻歴を用いて相関係数を計算した。内圧測定孔は，図 4.4.1，図 4.4.2 に示したように，各模型の壁面付近に 4 点設けられている。相関係数は，対象とする開口に最も近い内圧測定点を基準とし，その開口に向かって「右」,「奥」,「左」の壁面付近に設けられ測定点における内圧変動の相関係数を計算した。**図 4.4.9** に代表的なケースの計算結果を示す。斜め方向からの風の場合，開口が大きいと相関係数は 1 よりいくらか小さい値を示す。また，開口から離れた位置にある「奥」の壁面に近い測定点では他より小さい値を示す傾向にある。しかし，いずれの場合においても相関係数は 1 に近い値を示しており，内圧は室内全体でほぼ一体的に変動しているといえる。そこで，次節以降で内圧係数を示す場合には，4 点の内圧測定点のうち代表的な 1 点における値を用いて評価することとする。



(a) Case1（陸屋根, 小開口, 高風速）　　(b) Case4（陸屋根, 大開口, 高風速）

図 4.4.9　基準点（開口付近）と他の点における内圧変動の相関係数

4.4.3.2　瞬間的な開口開放が内圧上昇に及ぼす影響

瞬間的な開口開放が内圧に及ぼす影響を把握するため，各ケースについて開口開放前後の内圧係数の変動に着目する。**図 4.4.10** に，あるケースにおける内圧係数の時刻歴を例として，本報告における内圧係数の評価基準を示す。開口開放前後の最大内圧係数 $C_{pi_max_open}$ は，実時間で開口開放前後 1 分間の中で最大の内圧係数である。また，全時刻歴中の最大内圧係数 $C_{pi_max_all}$ は各ケースの各時刻歴中の最大内圧係数である。従って，$C_{pi_max_open}$ が $C_{pi_max_all}$ と等しい場合には，開口開放直後に全時刻歴中の最大内圧係数生じていることを意味し，開口の瞬間的な開放の影響が大きいものと考えることができる。また，定常状態における平均内圧係数 C_{pi_mean} は，開口開放後に定常状態となった内圧係数の 10 分間平均値である。開口開放直後の最大内圧係数 $C_{pi_max_open}$ と C_{pi_mean} の比に基づき，定常状態に対する開口開放直後の内圧変化の影響の大きさを評価する

図 4.4.11(a)～(h)は，各実験ケースについて，図 4.4.10 に示した評価基準に基づく $C_{pi_max_open}$ と $C_{pi_max_all}$ の風向角による変化を示す。ここに示した値は，各実験ケースにつき 5 回ずつ測定した結果のアンサンブル平均である。全体的な傾向として，「高風速」の場合，開口開放直後の最大内圧係数は全時刻歴中の最大内圧係数よりも小さく，瞬間的な開口開放の影響はほとんど見られない。一方，「低風速」の場合，開口開放直後の最大内圧係数値が全時刻歴中の最大内圧係数の値にほぼ一致しており，値自体も高風速の場合と比較して大きい。これは，**図 4.4.12** に一例として示した内圧係数の時刻歴を見てもわかるように，開口開放直後に Helmholtz 共鳴と考えられる過渡振動が発生しており，その影響によるものと考えられる。また，切妻屋根では，低風速時の最大内圧係数が陸屋根に比べて大きくなっている。既往の研究によれば，低風速時における過渡振動の大きさは，わずかな風速差でも大きく変化する。したがって，ここで見られた現象は模型形状に依存したものではなく，測定時の風速設定の細かな差異によるものと考えられる。

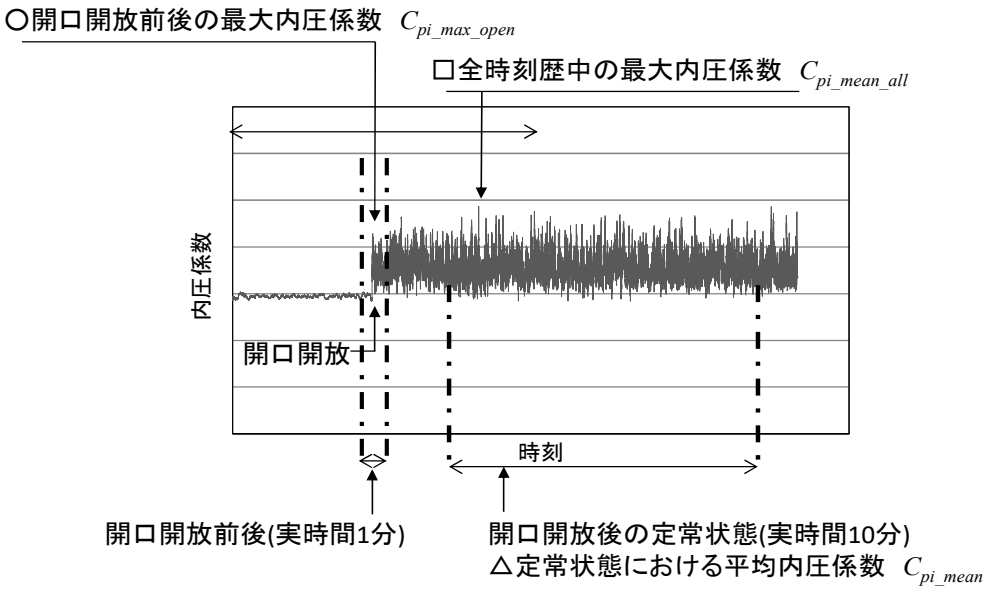
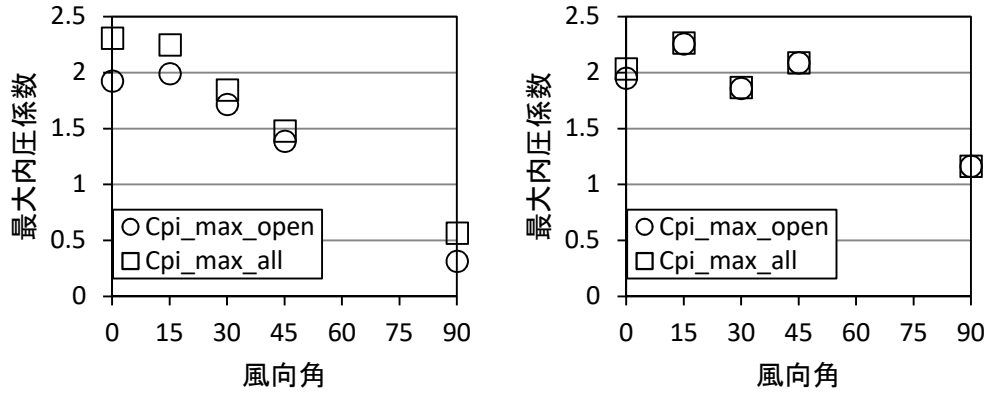
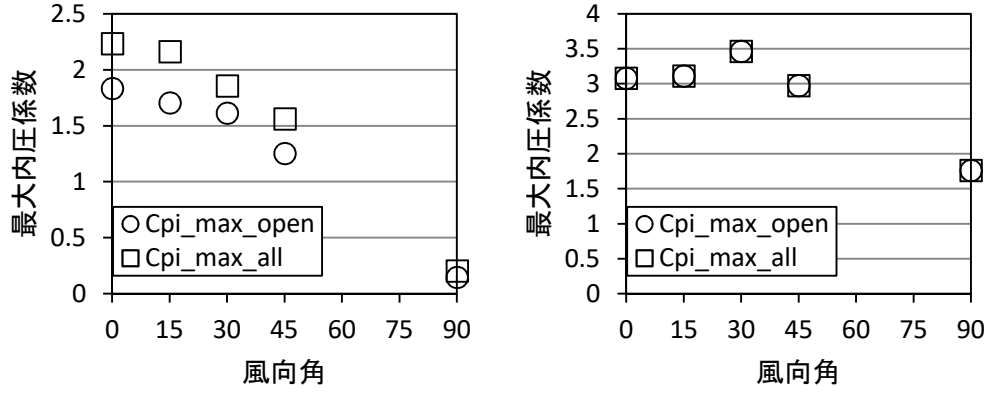


図 4.4.10　内圧係数の評価基準

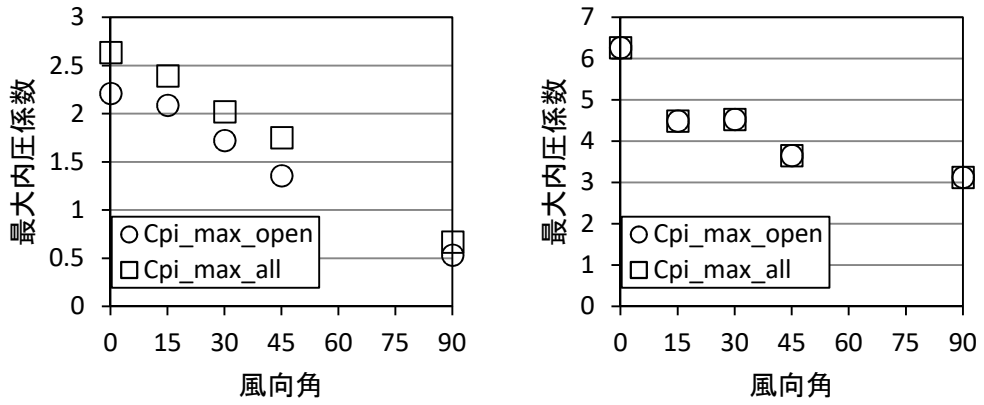


(a) Case2（陸屋根，小開口，高風速）　(b) Case3（陸屋根，小開口，低風速）

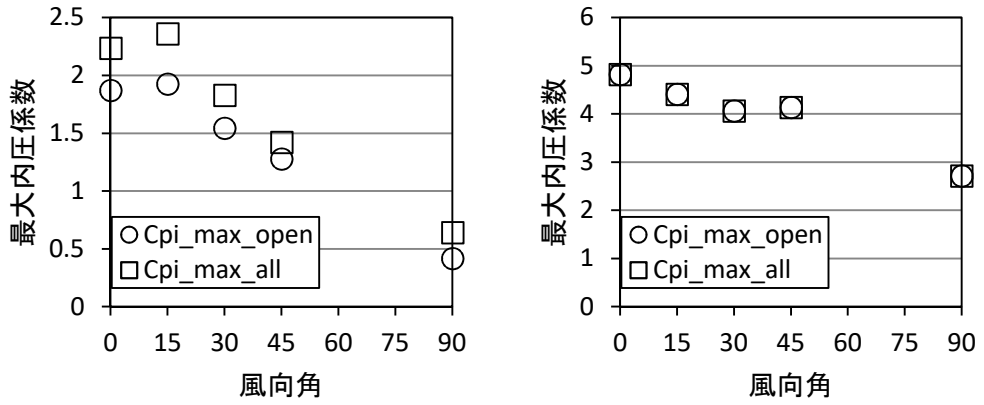


(c) Case5（陸屋根，大開口，高風速）　(d) Case6 陸屋根 大開口 低風速

図 4.4.11 (a)　実験ケース毎の最大内圧係数の風向角による変化



(e) Case8（切妻屋根，妻面開口，高風速）(f) Case9（切妻屋根，妻面開口，低風速）



(g) Case11（切妻屋根，桁行面開口，高風速）(h) Case12（切妻屋根，桁行面開口，低風速）

図 4.4.11 (b)　実験ケース毎の最大内圧係数の風向角による変化

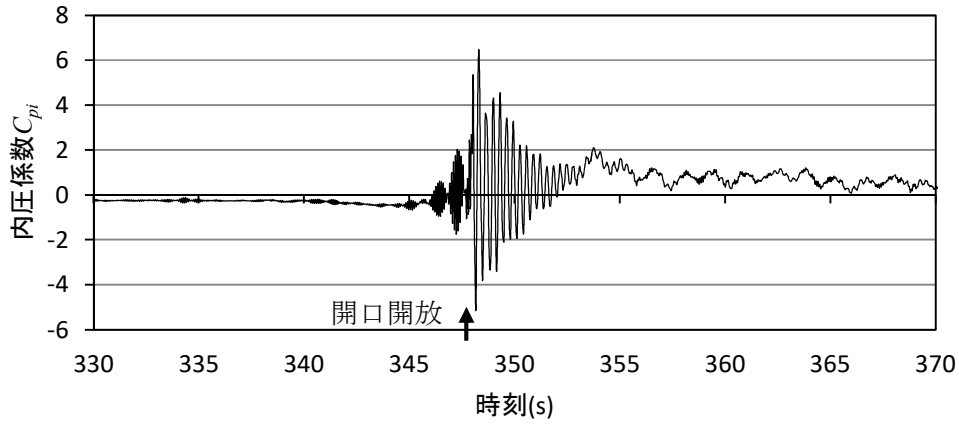


図 4.4.12　Case9（切妻屋根，妻面開口，低風速），風向角 0°の場合の内圧係数時刻歴

開口開放前後の最大内圧係数 $C_{pi_max_open}$ と定常状態における平均内圧係数 C_{pi_mean} の比を**図 4.4.13** に示す。風向角 0°から斜めの風向になるにつれて比は大きくなり，最大で 10 倍程度にも達している。θ=90°において値が負に転じているのは，平均の内圧係数が負圧になっていることによる。

大きな倍率が生じている原因としては，風向角が大きくなるにつれて平均内圧係数が小さくなる為であり，必ずしも内圧係数の大きさが大きくなっているという訳ではない。また，低風速時に特に大きくなるが，平均内圧係数の大きさが元々小さいので，設計問題となるものではない。しかし，外圧係数との組み合わせによっては，瞬間的に大きなピーク風力が作用する可能性もある。この問題については **4.4.3.3** で扱う。

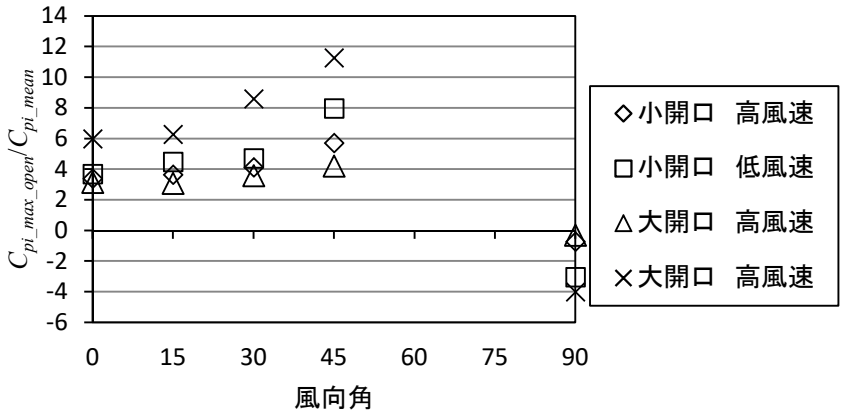


図 4.4.13　開口開放前後の最大内圧係数と定常状態の平均内圧係数の比（陸屋根）

4.4.3.3 内外圧の相関と風力

各部位にて測定された風圧係数時刻歴を用いて，内圧変動と外圧変動の相関を検討し，風力の検討を行う。検討する部位は，**図 4.4.14** に示す切妻屋根の屋根端部と隅角部である。対象とする開口は妻面内のものとする。

図 4.4.15 に検討対象部位におけるピーク風力係数，**図 4.4.16** に内圧と検討対象部位に作用する外圧の相関係数を示す。低風速時には過渡振動により大きな内圧が作用するために，開口開放直後の風力がピーク風力として生じている。その一例として，**図 4.4.17** に屋根端部に作用する風力の時刻歴を示す。これより開口開放直後に内圧の過渡振動の影響が風力にも現れていることが分かる。

一方，高風速時には，内圧と外圧に強い負の相関がある場合には，開口開放直後に限らず比較的大きな風力が生じている。よって，開口破壊時の風力の評価においては，開口が瞬間的に開放された場合の内圧上昇性状と内外圧の相関を考慮する必要があると考えられる。

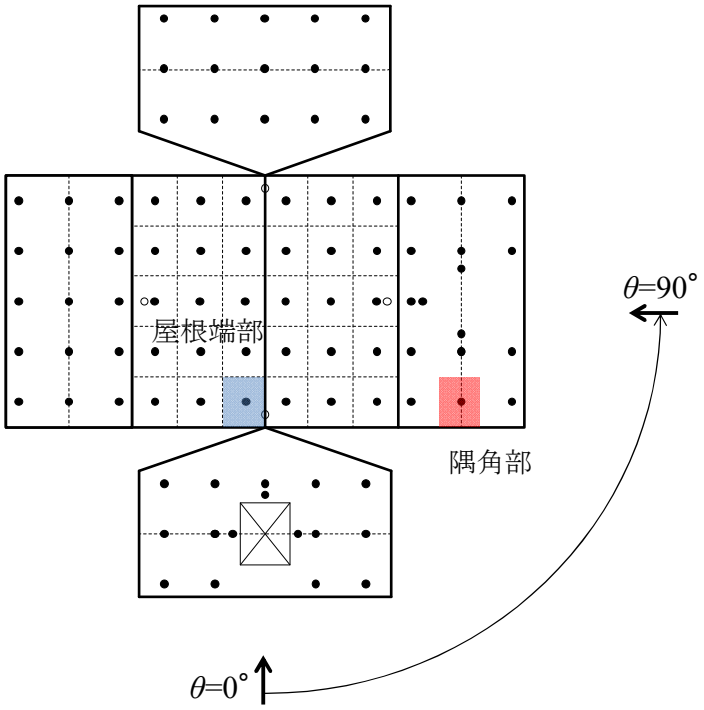
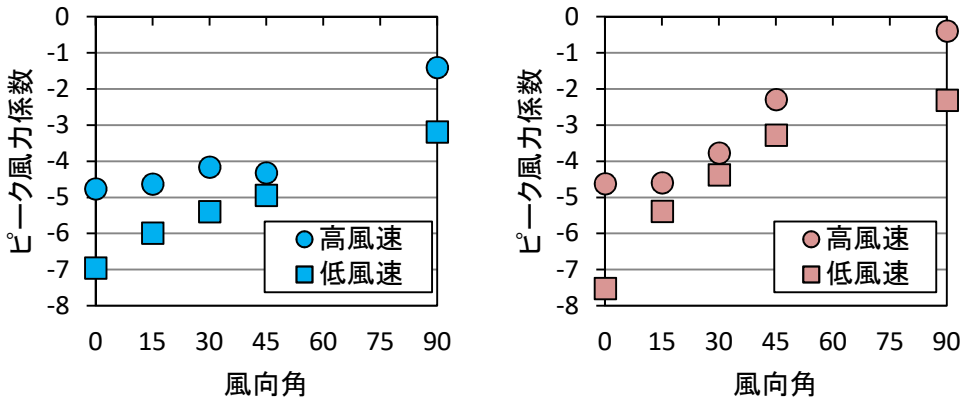
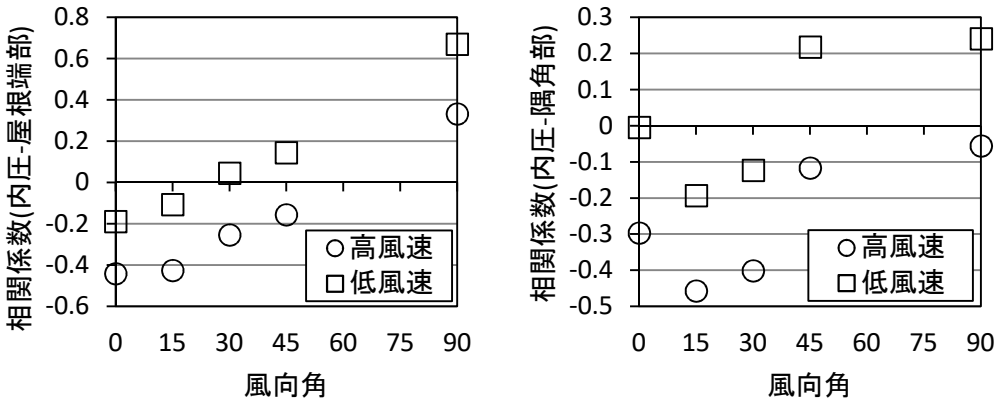


図 4.4.14　風力の検討対象とする部位（切妻屋根）



(a) 屋根端部　　(b) 隅角部

図 4.4.15　検討対象部位におけるピーク風力係数の風向角による変化



(a) 屋根端部　　(b) 隅角部

図 4.4.16　内圧－検討対象部位における外圧の相関係数の風向角による変化

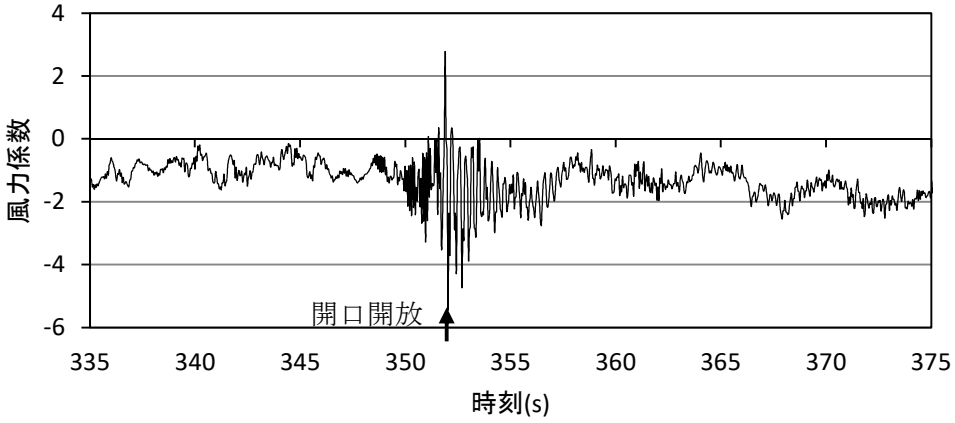


図 4.4.17　Case9 切妻屋根 妻開口 低風速　風向角 45°のケースの風力係数時刻歴の一例

4.4.3.4 乱れの強さが内圧上昇に及ぼす影響

気流の乱れの強さが，瞬間的な開口開放時の内圧上昇性状にどのような影響を及ぼすか検討するため，異なる気流を用いた実験ケースの比較を行う。**図 4.4.18** は，乱れ強さの異なる気流に対する最大内圧係数を示す。高風速，低風速，どちらの場合においても，地表面粗度区分Ⅲ相当の境界層乱流である気流 1 では，乱れの小さい気流 2 に比べて最大内圧係数が大きい。その原因を明らかにするために，気流の乱れ強さと，各ケース 5 回測定している最大内圧係数の統計値に着目する。**表 4.4.6** にそれぞれの統計値を示す。

気流 1 の場合には，最大内圧係数の変動係数が気流 2 の場合に比べて大きい。また，屋根平均高さにおける乱れ強さは，気流 1 では約 18%であるのに対し，気流 2 では 1～3%程度である。つまり，最大内圧係数のばらつきは気流の乱れ強さの影響を受けているものと

考えられる。**図 4.4.19** には，気流 1 の場合において最大内圧係数が大きかったケースと小さかったケースを抽出し，風圧と同時計測した屋根平均高さにおける風速と並べて描画したものを示す。最大内圧係数が大きかったケース(a)では，開口が開放された時点で接近流の風速がやや高い。一方，最大内圧係数が小さかったケース(b)では，風速がやや低くなっている。従って，瞬間的な開口開放による過渡振動の大きさは，開口開放時の風速の影響を強く受けるため，風速変動が安定している気流 2 よりも，乱れの大きい気流 1 の方が，最大内圧係数が大きくなったものと考えられる。

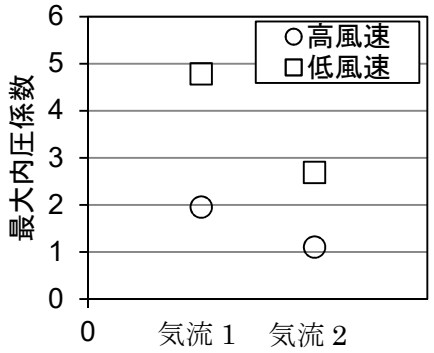


図 4.4.18 乱れ強さの異なる気流ごとの最大内圧係数の比較（切妻，妻開口，風向角 0°）

表 4.4.6　気流，風速別の最大内圧係数および風速の統計値（切妻，妻開口，風向角 0°）

			気流 1	気流 2
高風速	最大内圧係数	平均値	1.96	1.1
		変動係数	0.16	0.07
	屋根平均高さの風速の乱れ強さ		0.18	0.03
低風速	最大内圧係数	平均値	4.78	2.69
		変動係数	0.26	0.19
	屋根平均高さの風速の乱れ強さ		0.19	0.01

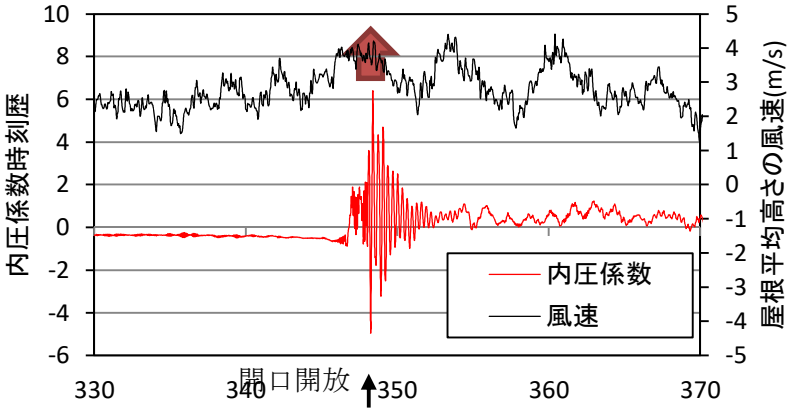
4.4.4　まとめ

開口の瞬間開放が可能な陸屋根建物模型および切妻屋根建物模型を用い，風洞実験により内外圧同時測定を行った。風洞実験模型は，式(4.4.1)に示す相似則を満たすような空気層付の建物模型である。得られた主な知見を以下に纏める。

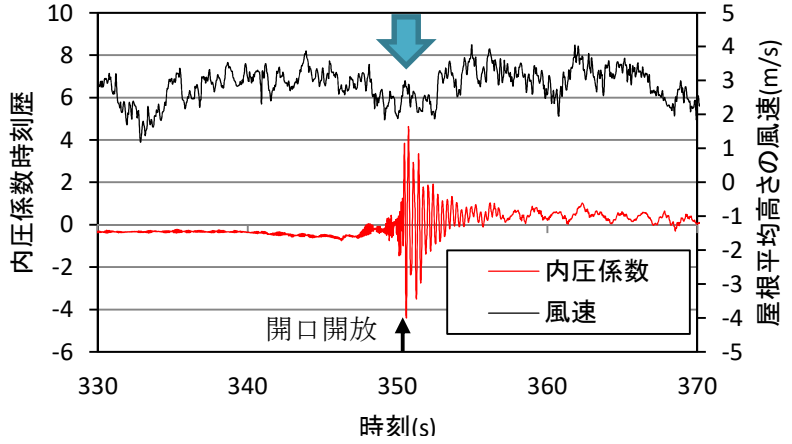
(1) 風洞風速の異なるケースの実験より，低風速の場合には開口開放直後に顕著な過渡振動（Helmholtz 共鳴）を生じ，非常に大きな内圧が発生する。

(2) 前述の内圧の過渡振動により，開口開放直後には各部位に作用する外圧との組み合わせにより，大きなピーク風力が生じる可能性がある。

(3) 瞬間的な開口開放による内圧の過渡振動の大きさは，開口開放時の接近流の風速の大きさに影響される。 その為，乱れ強さの強い気流を用いた場合には，より顕著な過渡振動が見られた。



(a) 最大内圧係数が大きかったケース



(b) 最大内圧係数が小さかったケース

図 4.4.19 開口開放前後の内圧係数時刻歴と風速時刻歴（切妻，妻開口，風向角 0°）

参考文献

4.4.1. J.D. Holmes: Mean and fluctuating internal pressures induced by wind, Department of Civil and Systems Engineering, James Cook University of North Queensland., 435-450, 1978

4.4.2. B.J. Vickery: Gust-factors for internal-pressures in low rise buildings. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, **23**, 259-271, 1986

4.4.3. 染川大輔, 川口彰久, 谷口徹郎, 谷池義人：内圧のオーバーシュートを考慮した外装材設計用風荷重. 日本建築学会構造系論文集, **73**(628), 867-873，2008.

4.4.4. 松井正宏, 田村幸雄, 吉田昭仁：強風時の建物内圧の非定常性に関する風洞実験. 理論応用力学講演会講演論文集, 54, 199-199，2005

4.4.5. 日本建築学会：建築物荷重指針・同解説，2015

4.5　外装材等に飛来物が及ぼす影響評価，実験手法の適用性の検討

4.5.1　外装材に対する衝撃試験装置の構成

図 4.5.1 に外装材に対する飛来物の影響を評価するための衝撃試験装置の概要を示す。衝撃試験装置は圧力チャンバー，砲身，バタフライ弁から構成される。

空気圧力容器に蓄えられた圧力を弁で開放することにより，質量 m の加撃体が砲身に沿って移動する間に加速され，砲身から放出される。

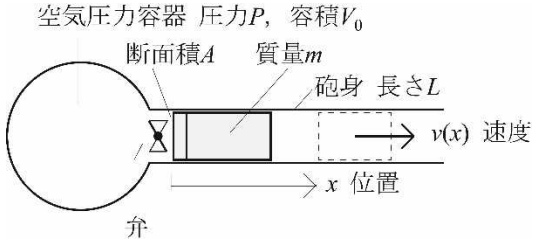


図 4.5.1　衝撃試験装置の構成

4.5.2 試験可能速度

図 4.5.1 に表される構成により射出される加撃体の放出速度を求める。

空気圧力容器の初期圧力 P_0，容積 V_0 とする。質量と砲身の摩擦力は

$$F_r = \mu mg \tag{4.5.1}$$

とする。

弁を開くと質量は圧力で押されて，x の正の方向へ移動を始める。質量が x の位置に移動している時の圧力のチャンバーの圧力を $P(x)$とすると，

$$P_0 V_0^{\gamma} = P_{(x)}\left(V_0 + AX\right)^{\gamma} \tag{4.5.2}$$

が成り立つ。ただし断熱過程を仮定した。γ は比熱比(=1.4)である。

一方質量 m は，砲身の断面積 A，圧力チャンバー～砲身の圧力 $P(x)$であるから，次の運動方程式に従う。

$$m\ddot{x} = F_{(x)} = P_{(x)} \cdot A - \mu mg \tag{4.5.3}$$

ここで(4.6.2)式の $P(x)$に(4.5.2)式を代入すると，

$$m\ddot{x} = \frac{P_0 V_0^{\gamma} A}{\left(V_0 + Ax\right)^{\gamma}} - \mu mg \tag{4.5.4}$$

が得られる。

両辺に $\dot{x}dt=dx$ を乗じて積分する。

$$\int_{t=0}^{t} m\ddot{x}\dot{x}dt = \int_{t=0}^{t} \frac{P_0 A}{\left(1+\frac{A}{V_0}\cdot x\right)^{\gamma}} - \int_{t=0}^{t} \mu mg \cdot \dot{x}dt \tag{4.5.6}$$

積分を実施すると，

$$\left[\frac{1}{2}m\dot{x}_{(t)}^2\right]_{t=0}^{t} = \left[\frac{P_0V_0}{1-\gamma}\left(1+\frac{A}{V_0}x_{(t)}\right)^{1-\gamma}\right] - \mu mg\left[x_{(t)}\right]_0^t$$

$$\frac{1}{2}mv^2 = \frac{P_0V_0}{1-\gamma}\left(\left(1+\frac{A}{V_0}x\right)^{1-\gamma}-1\right) - \mu mgx \tag{4.5.7}$$

ただし，初速度 v_0＝0 を仮定した。

最終的に，打ち出し速度(x=L での v)は，

$$v = \sqrt{\frac{2P_0V_0}{m\cdot(1-\gamma)}\left(\left(1+\frac{A}{V_0}x\right)^{1-\gamma}-1\right) - 2\mu gx}\Bigg|_{x=L} \tag{4.5.8}$$

となる。

4.5.3　加撃体速度試験

加撃体に 2×4 の木材を選択し, 加撃体の質量と空気圧力を変化させて最高速度 100m/s までの衝撃試験を実施した。

図 4.5.2 に射出時の速度の計測値と(4.5.8)式による予測値との比較を示す。射出速度が大きくなると計算速度は計測速度に近づく傾向がある。

実験に先立って実験条件を検討するために，放出速度をある程度予測しなければならない。そのために，図 4.5.2 の実験値を用いて計算値を補正する係数として換算した。計算値に対する実験値の比を図 4.5.3 に計算速度の比として示した。この結果を比較的単純な関数で近似した。

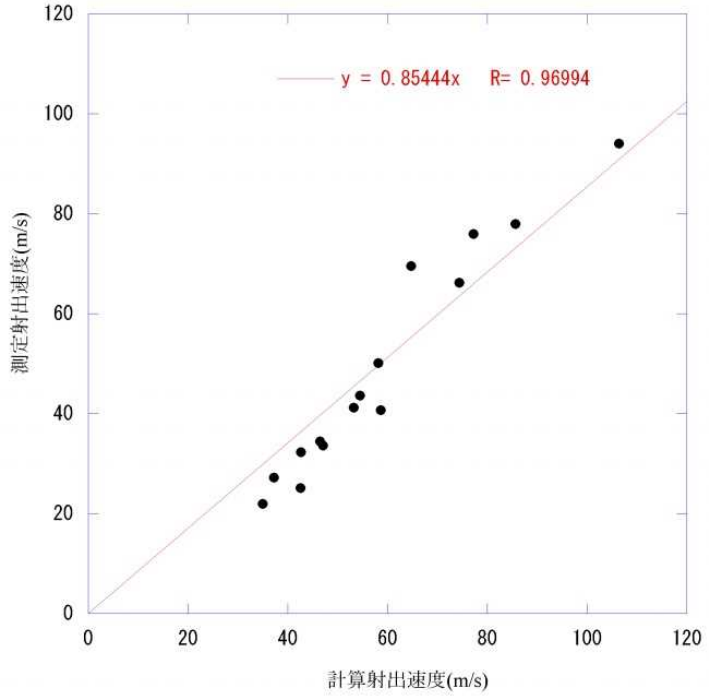


図 4.5.2　放出速度に関する実験値と理論式による予測値の比較

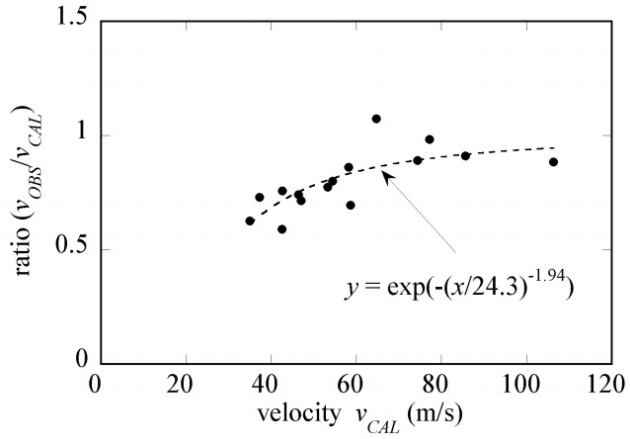


図 4.5.3　放出速度比(実験値／理論式による予測値)

4.5.4　外装材衝撃耐力評価試験

実験環境

図 4. 5. 4 に衝撃耐力試験装置の構成を示す。安全性確保のために，２か所人感センサーを設置した。人感センサーが反応した状態では，発射することが出来ない仕組みとなっている。発射ボタンを押したあとで反応した場合も緊急停止するようなっている。

発射された加撃体以外にも加撃体が試験体に衝突したときに発生する飛散物も危険なため，試験体周辺には囲いを設置し，飛散物が試験体周辺で留まるようにする。試験装置は遠隔操作により制御され，高速度カメラによる計測も遠隔で操作される。

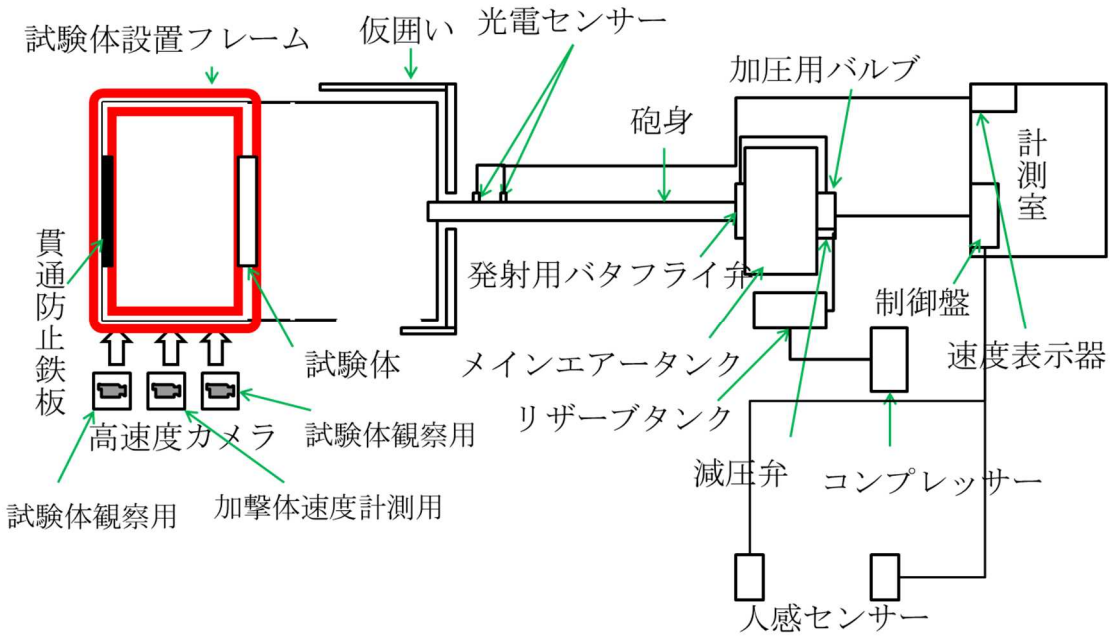


図 4. 5. 4 衝撃体力評価試験装置の構成

加撃体

ISO 規格に基づいた加撃体を使用し（表 4.5.1 参照）耐衝撃実験を行った。なお，今回の実験では，加撃体のレベル A（鋼球での実験）は，実施せず加撃体 B から順に加撃体 F までの実験を行った。加撃体 E 以上の実験ケースを実施する為には東京工芸大学で使用するエアーキャノンの砲身の長さが短いため ISO 基準に基づいた加撃体を砲身に収めることが出来ない。よって，今回の実験では ISO 基準の加撃体 E，F の運動エネルギーや運動量を参考に実験条件を近づけ独自に設定した加撃体 E’，F’を使用した。加撃体 E’，F’は質量と長さをエアーキャノンの砲身に収められるように小さく設定し，空気圧力と発射速度の調整により運動エネルギーや運動量をほぼ同一にした。これらの実験条件を表 4.5.2 に示した。さらに図 4.5.5 にこれらの実験条件を運動量と運動エネルギーで整理し相互の関係を示した。

加撃体は 2×4 角材を用い，長さを調整することにより設定の質量となるようにした。

表 4.5.1　試験に用いられるミサイル（ISO 16932）

ミサイルの種類	ミサイル質量	衝突速度 (m/s)
A	2g±0.1kg	39.7
B	2.05±0.1kg	12.2
C	4.1±0.1kg	15.3
D	4.1±0.1kg	24.4
E*	6.8±0.1kg	22.4
F*	6.8±0.1kg	35.5

表 4.5.2　独自に設定した試験体

ミサイルの種類	ミサイル質量	衝突速度 (m/s)
C”	2.04kg	41.5
D’	2.06 kg	33.9
D”	2.08 kg	48.0
E’	5.44 kg	24.6
F’	4.1 kg	45.7
F”	2.0 kg	65.0

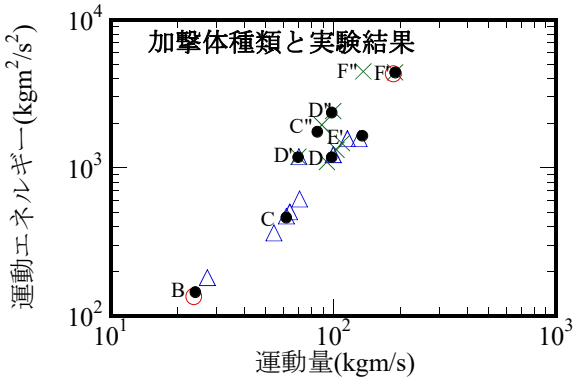


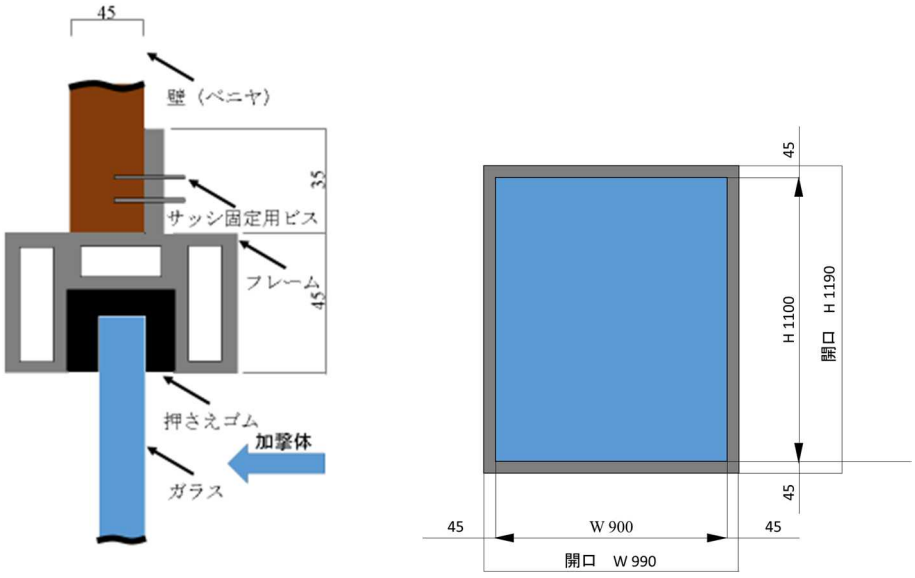
図 4.5.5　加撃体種類を運動量と運動エネルギーで分類

試験体

本研究では，表面と裏面で 2 枚の板ガラスの間に樹脂中間膜を挟み接着した合わせガラスを試験体ガラスとした。2 枚の板ガラスには強化ガラスとフロートガラスの 2 種類を用いた。板ガラスの厚みは 5mm と 10mm の厚さに設定し樹脂中間膜はガラスの厚みに対して

60mil と 90mil とした。以上の事から試験体ガラスの種類は 5mm+60mil+5mm のフロートガラスと強化ガラスの 2 種類及び, 10mm+90mil+10mm のフロートガラスと強化ガラスの 2 種類を用いた合計 4 種類の試験体ガラスとした。

図 2 に示すように，試験体サッシはフレーム幅が 45mm で，ガラスを押さえゴムで固定する。さらにサッシをベニヤの壁にビスで固定した。サッシの寸法は，W900mm×H1100mm のガラスの寸法に合わせて W990mm×H1190mm とした。



(a) 断面図　　(b) 立面図

図 4.5.6　試験体サッシ

衝撃試験結果

図 4.5.7 に強化ガラスを用いた合わせガラス(5mm　+60mil+5mm)の実験結果を示す。この図で○，△，×はそれぞれ○損傷なし，△ひび，亀裂は生じたが開口はなし，×開口が生じたとする。(以下同様)加撃体 B の発射でガラスの損傷はなく，加撃体 C の発射でひびが生じたが貫通はしなかった。加撃体 D の発射ではガラスを貫通した。加撃体 D'として，加撃体 D の運動エネルギーとほぼ同一で質量と運動量が小さい実験ケースを実施したが加撃体 D と同じ結果(貫通)となった。

図 4.5.8 に強化ガラスを用いた合わせガラス(10mm　+90mil+10mm)の実験結果を示す。加撃体 C，D，E'の発射ではひびが生じたが貫通はしなかった。この内，加撃体 E'は ISO 規格の加撃体 E と運動エネルギーは同一だが質量と運動量が小さく発射速度を高めた実験ケースである。次に加撃体 F'として ISO 規格の加撃体 F の運動エネルギーとほぼ同一で質量と運動量が小さく発射速度を高めた実験ケースを実施したが実験結果は貫通となった。加撃体 F"として ISO 規格の加撃体 F の運動エネルギーとほぼ同一で質量を加撃体 F'の半分に発射速度を更に高く設定した実験ケースを実施したが実験結果は貫通となった。

図 4.5.9 にフロートガラスを用いた合わせガラス(5mm　+60mil+5mm)の実験結果を示す。加撃体 B，C の発射ではひびが生じたが貫通はしなかった。加撃体 D の発射では貫通した。図 4.5.10 フロートガラスを用いた合わせガラス(10mm　+90mil+10mm)の実験結果を示す。加撃体 C の発射ではひびは生じたが貫通はしなかった。加撃体 C”として運動量を加撃体 C に近づけ質量を小さく発射速度を高めた実験ケースを実施した。実験結果は加撃体 C の結果と異なり貫通する結果となった。加撃体 D の発射では貫通となった。加撃体 D’として加撃体 D の運動エネルギーとほぼ同一で質量と運動量が小さく発射速度を高めた実験ケースを実施したが実験結果は加撃体 D と異なりひびが生じたが貫通はしない結果となった。加撃体 D”として 加撃体 D の運動量とほぼ同一で質量が小さく発射速度と運動エネルギーを高めた実験ケースを実施した。実験結果は加撃体 D と同じ結果(貫通)となった。

図 4.5.11(a)に強化ガラスを用いた合わせガラスの割れ方の一例を示す。ひびはガラス全体が粉々になるように入り衝突部周辺は同心円状に波打っている。飛び散ったガラスの破片は細かく目でとらえることがやっとの大きさだった。図 4.5.11(b)にフロートガラスを用いた合わせガラスの割れ方の一例を示す。ひびは放射状と円周状に入り蜘蛛の巣状のひび割れとなった。飛び散ったガラスの破片は細かいが手に取る事が出来る程度の大きさだった。

4.5.5 まとめ

ISO 規格に基づいて，木材による，窓ガラスの衝撃試験方法を明らかにした。試作した試験システムは，ISO 16932 のミサイル B～D および，独自に設定した加撃体を使用し，さらに大きな運動エネルギーの衝撃実験が可能である。試作したエアーキャノンによる衝撃実験は，安全面に配慮した上で，実験を行い，加撃体の最大射出速度 66.5m/s を含む実験を行うことができた。試験体と加撃体の動きを高速度カメラで撮影することができ，動きの詳細の確認と加撃体の発射速度を計測した。これらの加撃体による実験は，高速度カメラによる動画の解析により精度よく発射速度の測定をすることが出来た。強化ガラスとフロートガラスを用いた合わせガラスの損傷の状態から見た実験結果により合わせガラスの厚さやガラスの種類による衝撃耐力の違いなどを明らかにした。

謝辞

本実験にあたり，風工学研究センター寺林徹氏ならびに風技術センター吉田智哉氏，小宮山工務店，ワイジーオーからご協力賜りましたことを厚く御礼申し上げます。実験の一部は東京工芸大学 鈴木一也君，山口彰太君，堀内勇利君により卒業研究として実施された。

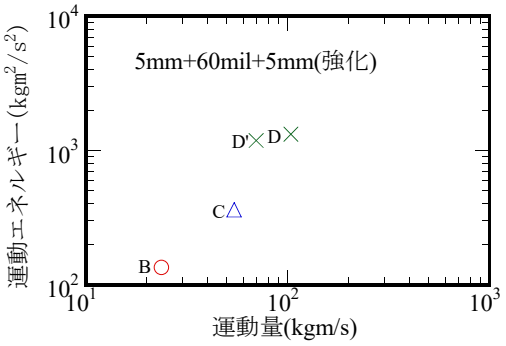


図 4.5.7 強化ガラス実験結果
(5mm+60mil+5mm)

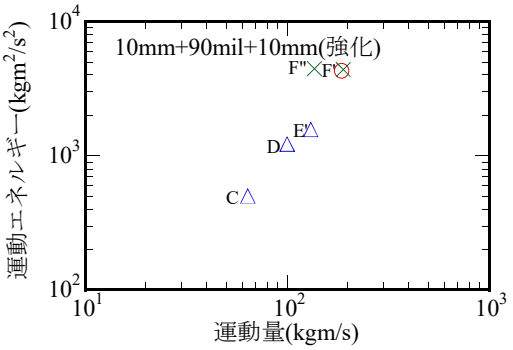


図 4.5.8 強化ガラス実験結果
(10mm+90mil+10mm)

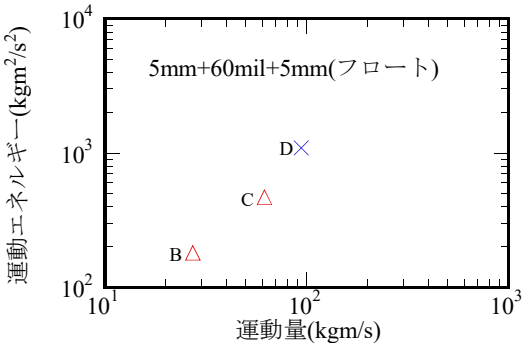


図 4.5.9 フロートガラス実験結果
(5mm+60mil+5mm)

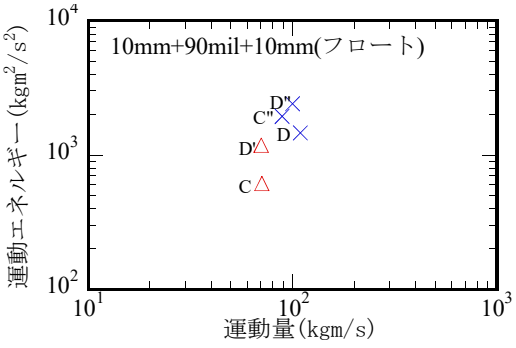


図 4.5.10 フロートガラス実験結果
(10mm+90mil+10mm)

(a) (b)

加撃体 D, 強化ガラス 加撃体 D, フロートガラス
5mm+60mil+5mm 10mm+90mil+10mm

図 4.5.11 合わせガラス損傷状況

4.6　瞬発的噴流が建築物にもたらす非定常風力に関する実験

4.6.1　研究の背景と目的

近年，日本国内においてダウンバーストや竜巻などの突風による被害や観測事例が増加している。2015 年 6 月 15 日には，群馬県伊勢崎市においてダウンバーストが発生し，**図 4.6.1** に示すような，住宅の屋根やソーラーパネルの飛散，倉庫の転倒など大きな被害をもたらした[4.6.1]。気象学分野では，突風の発生予測に関する研究が進んでいるが，突風内部の風の性状や突風が建築物へ及ぼす影響に関する研究はほとんど行われておらず，実態がよく分っていない。加えて，これらの突風は発生が局所的で，設計対象としての建築物がそれらによって被害を受ける確率が極めて低いため，現行の耐風設計における風荷重評価には一般に考慮されていない[4.6.2]。しかし，**図 4.6.1** に示したように，これらの突風によって大きな物的，人的被害が発生しているのは事実であり，地球温暖化の影響で突風の大型化，頻発化も懸念されている。このような被害を低減するためには，突風内部における風の挙動および建築物に作用する風荷重への影響を詳細に把握し，耐風設計を行うことが重要である。これら突風のうち竜巻に関する研究は世界各国で盛んに行われるようになり，トルネードシミュレータを用いた実験も試みられている（例えば喜々津ら[4.6.3]）。一方，ダウンバーストに関する研究は少なく，不明な点が多い。

(a)住宅被害[4.6.1]　　(b)太陽光発電システムの被害(写真提供：奥地建産㈱)

図 4.6.1　2015 年 6 月 15 日群馬県伊勢崎市で発生したダウンバーストによる被害

ダウンバーストとは，上空の冷たい空気の落下によって起こる円筒状の吹き降ろしが地表面に衝突し，放射状に広がることで発生する突風である。1975 年 6 月 24 日にニューヨークのケネディ空港で発生した航空機墜落について，シカゴ大学の Fujita[4.6.4]によってこの事故の原因が積乱雲からの強い下降気流であることが明らかになり，これによってダウンバーストが広く注目されるようになった。ダウンバーストは瞬間的な吹き降ろしであるこ

と，風速のピークが地表面付近で発生すること，積乱雲の移動に伴ってダウンバーストも移動することなど，台風などスケールの大きい大気境界層とは大きく異なる非定常的な性質をもっている。そのため，建築物に作用する風荷重についても，現行の設計で想定されているものとは大きく異なると考えられる。

本研究では，ダウンバーストの非定常性をもたらす「親雲の移動」と「瞬発的な噴流」を同時に再現できる装置(「ダウンバーストシミュレーター」と呼ぶ)を開発し，それを用いた系統的な実験によって，ダウンバーストによる気流の特性やダウンバースト内に置かれた建築物に作用する風圧・風力の特性を明らかにする。あわせて境界層乱流中での実験も行い，両者を比較することによって，ダウンバーストがもつ非定常性が建築物の風圧・風力特性に及ぼす影響を明らかにするとともに，ダウンバーストによる風荷重の評価手法について検討する。

4.6.2　実験装置

4.6.2.1 ダウンバーストシミュレーター

本研究では，まず上述したダウンバーストの非定常性を再現できるダウンバーストシミュレーターを独自に作製した(**図 4.6.2**)。これは，一定速度で移動しながら瞬発的な噴流を発生する装置である。この装置では，天地を逆とし，送風機からの吹き上げが装置上部に設置天井板に衝突することで，ダウンバーストの特徴である「地表面に衝突する下降流」を模擬している。天井板は 2.5 m × 2.5 m および 2.5 m × 1.25 m の集成材を用いて製作した。本装置を用いた既往の研究[4.6.5][4.6.6]から，天井板の高さ(吹き出し口と地表面までの距離)は地表面付近における風速の鉛直プロファイルに大きな影響を及ぼさないことが示されているので，本実験では天井板の高さを 1000 mm とした。天井板の模式図を**図 4.6.3** に示す。

以下，噴流発生装置と移動装置の概要を述べる。

(a) 全　景　　(b) 噴流発生装置

図 4.6.2　ダウンバーストシミュレーター

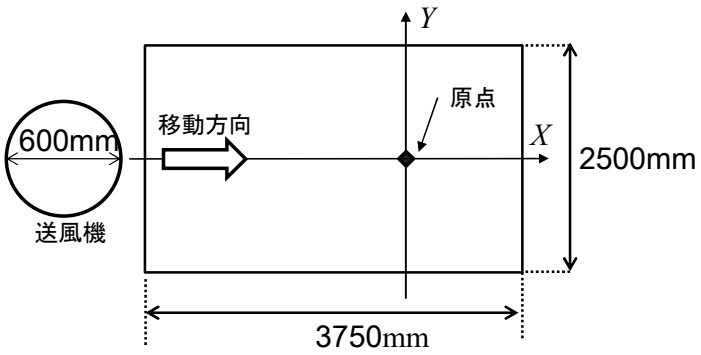
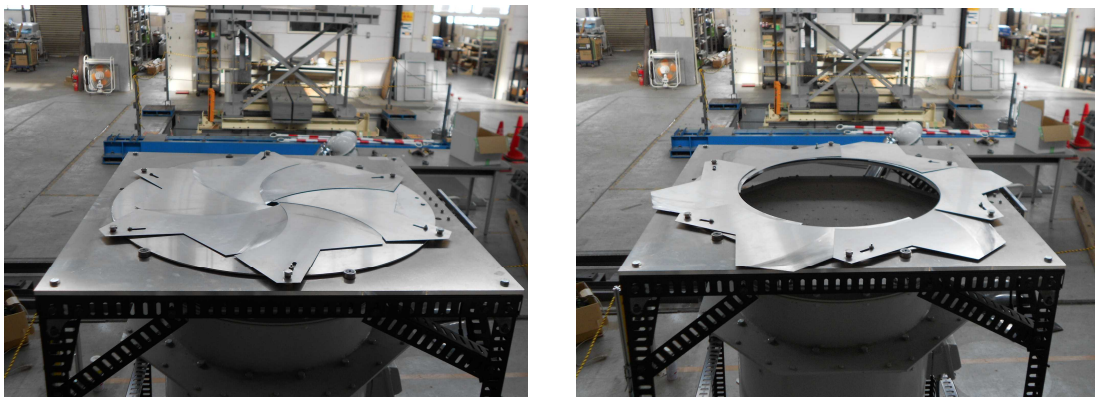


図 4.6.3　天井板の模式図と座標系

(1) 噴流発生装置

送風機からの気流は吹き出し口手前に取り付けられたハニカムとメッシュにより整流され，乱れの小さな気流が吹き出される。送風機の直径 D は 600mm であり，本報告ではこれを代表長さとして無次元化に用いる。インバーターを用いてファンの回転数を制御することで吹き出し口での風速を変化させることができる。インバーターの出力周波数は 0～60Hz であり，60Hz のときファンの回転数は 1730rpm，風量は約 200m^3/min である。我が国で発生するダウンバーストの幅は 700～2000m 程度と言われている。その平均的な値として 1200m を想定すると，この装置で生成される噴流の幾何学的縮尺率は 1/2000 となる。

ダウンバーストの特徴である瞬発的噴流を再現するため，本装置ではシャッター型の開口を送風機上部に取り付け，シャッターを瞬間的に開くことによって下降流の瞬間的な噴出を再現する。**図 4.6.4** にシャッター部分の写真を示す。これはカメラのシャッターの原理を応用したものであり，シャッターが閉まった状態から完全に開くまでの時間(以下,「シャッター速度」と呼ぶ)は最速 0.2 秒である。シャッターに使用しているモーターのパワーを調整することにより，シャッター速度を 0.2～0.3 秒の範囲で任意に設定可能である。



(a) 閉まった状態　　(b) 開いた状態)

図 4.6.4　瞬発的噴流を再現するためのシャッター

(2) 移動装置

ダウンバーストのもう 1 つの特徴である「親雲に伴う移動」を再現するため，本装置はレール上を一方向に移動可能となるよう製作した。移動方向は**図 4.6.3** に示した X 方向である。移動速度 V_{tr} は最速で 2m/s であり，移動用のモーターのパワーを調整することで 0.5～2m/s の範囲で任意に設定することができる。また，装置の移動は，**図 4.6.5** に示すように，「加速域」，「定速域」，「減速域」で構成され，測定部となる天井板の下は「定速域」となっている。

レールには送風機の通過を検知するセンサーが取り付けられており，送風機がその点を通過した瞬間にシャッターが開く。センサーの位置は定速域の範囲で任意に設定することが可能である。また，センサーからの信号を取り出すことで，シャッターが開いた時刻を特定することが可能である。

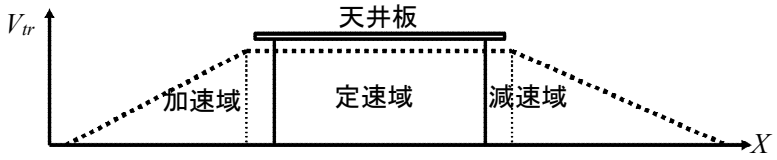


図 4.6.5　送風機の移動速度の変化

4.6.2.2 境界層風洞

境界層乱流実験は，東北大学大学院工学研究科都市・建築学専攻所有のエッフェル型境界層風洞で行った。この風洞の測定部の断面は，幅 1.4m×高さ 1.0m×長さ 6.5m であり，ターンテーブルの直径は 1.2m である。助走部にスパイヤーとラフネスブロックを適当に配置することで自然風を模擬した境界層乱流を生成することができる。

実験に用いた気流の平均風速 U_Z および乱れの強さ I_u の鉛直プロファイルを**図 4.6.6** に示す。平均風速のプロファイルを表す「べき指数」は $\alpha \approx 0.21$ であり，日本建築学会「建築物荷重指針・同解説(2015)[4.6.2]」(以下，「荷重指針」と呼ぶ)が定める地表面粗度区分Ⅲの値に近いが，**4.6.3** に示す建物模型の頂部高さ(20mm)での乱れの強さはやや小さく，地表面粗度区分Ⅱの値に近い。平均流方向の乱れのスケール L_{ux} は，高さ z = 20mm で約 0.12m，z = 40mm で約 0.18m であった。風洞実験での幾何学的縮尺率 λ_L を 1/2000 とすると，乱れのスケールは z = 40m および 80m で，それぞれ約 240m および 360m となる。乱れのスケールは，荷重指針によれば $L_{ux} = 100(z/30)^{0.5}$ (m) で与えられる。これより，z = 40m および 80m での値を計算すると，L_{ux} = 115m および 163m となり，風洞気流の値は指針値に比べて約 2 倍になっている。しかし，この程度の乱れのスケールの不一致は，構造骨組用風力係数には大きな影響を及ぼさないと考えられる[4.6.7]。

設計風速は荷重指針に基づいて設定する。基準高さ H を **4.6.3** に示す陸屋根モデルの軒高(実スケールで 40m)とする。また，基本風速 U_0 は，特に強い風の吹く南西諸島等を除いてほぼ日本全土に適用できる値として，U_0 = 35 m/s と仮定する。地表面粗度区分をⅢ(α = 0.2,

Z_G = 450 m) とすると，設計風速は U_H = 36.7 m/s となる。実験風速は U_H = 6 m/s とする。従って，風速の縮尺率は $\lambda_V \approx 1/6$ となり，幾何学的縮尺率 $\lambda_L = 1/2000$ より，時間の縮尺率は $\lambda_T \approx 1/327$ となる。我が国の気象官署における風速の評価時間は 10 分であるから，本実験においても風速や風圧等の統計量の評価時間は 10 分とする。従って，$\lambda_T \approx 1/327$ より実時間 10 分は風洞実験では 1.84 秒に相当する。風圧測定においては，サンプリング周波数を 1/800Hz とし，実時間 10 分のデータを 10 組得る。各種統計量はこれら 10 組のデータのアンサンブル平均で評価する。

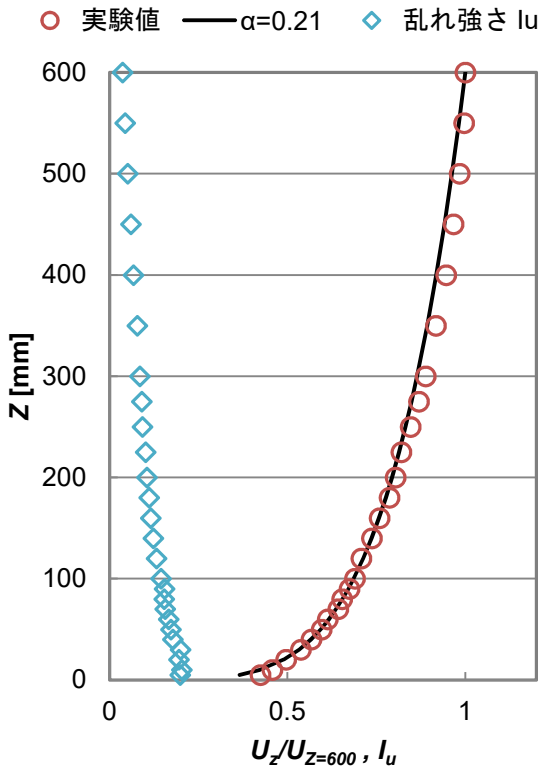


図 4.6.6　実験に用いた境界層乱流のプロファイル

4.6.2.3　対象建物と実験模型

本実験の対象建物は，幅（B）×奥行（D）×高さ（H）= 40m×40m×20m の陸屋根建物であり，模型はアクリル板を用いて幾何学的縮尺率 1/2000 で作製した剛模型である（**図 4.6.7**）。模型表面には，**図 4.6.8** に示すように，各壁面に 12 点，屋根面に 25 点（合計 73 点）の圧力測定孔（0.8mmϕ）が設けられており，各点に作用する風圧は，内径 1mm，長さ 1m のビニールチューブを介して圧力変換器で測定される。なお，チュービングによる風圧の歪みは，計測システムの周波数応答関数を用いて補正を行う。

図 4.6.7　実験模型

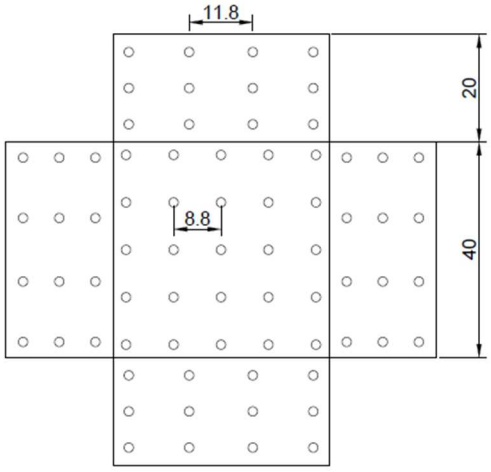


図 4.6.8　圧力測定孔配置

4.6.3　ダウンバースト内の流れ場の測定

4.6.3.1 実験概要

地表面付近の風速鉛直プロファイル測定のため，以下に示す 3 種類の実験を行う。

① 噴流ダウンバースト実験：送風機を固定し，シャッターを用いて瞬間的な噴流を発生させる。

② 移動ダウンバースト実験：送風機から連続的に気流を吹き出した状態で送風機を移動させる。

③ 移動・噴流ダウンバースト実験：送風機を移動させながら所定の位置でシャッターを開き瞬間的な噴流を発生させる。

風速測定位置は**図 4.6.3** に示す原点（$X = 0$）であり，熱線風速計（I 型プローブ）を用いる。プローブを鉛直方向に 5mm ピッチ（5mm~ 60 mm の範囲）あるいは 10mm ピッチ（70mm～200 mm の範囲）で移動させながら計 27 か所で測定する。測定のサンプリング周波数は 1000 Hz，測定時間は，移動ダウンバーストおよび移動・噴流ダウンバーストで 15 秒，噴流ダウンバーストで 30 秒である。

既往の実験結果[4.6.5][4.6.6]に基づき，噴流ダウンバースト実験おける送風機の位置は X=–1.0D とする。この位置で最も大きな瞬間風速が発生することが明らかにされているからである。吹きおろし風速を V_j = 3.81 m/s，シャッタースピードを 0.2 秒とする。移動ダウンバースト実験での移動速度は 2m/s とする。移動・噴流ダウンバースト実験における噴流の発生場所は，**図 4.6.9** に示すように，測定点の前方 X = –600～–1800 mm の範囲の 7 ヶ所である。以下，シャッター開放位置を–X_0 と表す。よって，本実験では，移動ダウンバースト，噴流ダウンバーストに移動・噴流ダウンバースト 7 種類を加えた計 9 種類について測定を行う。なお，移動ダウンバースト実験においては測定点に影響のない無限遠方で噴流が発生したとみなし，シャッター開放位置を X_0 = ∞と表記する。測定は，各条件について 10 回とし，各種統計量は 10 回の測定結果のアンサンブル平均で評価する。

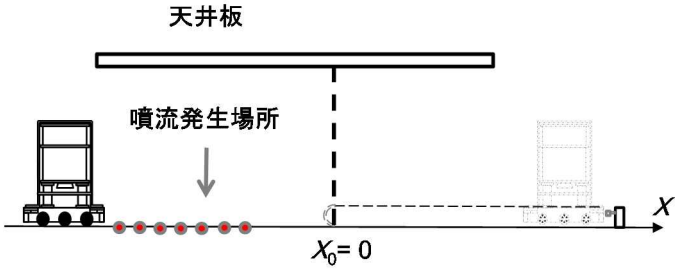


図 4.6.9　移動・噴流ダウンバースト実験における噴流発生位置と測定点

4.6.3.2 実験結果

(1) 風速の鉛直分布

図 4.6.10 および図 4.6.11 は，それぞれ噴流ダウンバースト実験および移動ダウンバースト実験で得られた最大瞬間風速の鉛直プロファイルを示す。図中の●印は 10 回の測定結果の平均値を，｜印は平均±1σ (標準偏差) を表している。移動を伴う実験の場合は噴流のみの実験と比較して，高い位置で風速が高くなる。これは模型上部を装置が通過するためである。噴流ダウンバーストの場合，地表面 (実際には天井面) に近い高さ約 20mm で最大値を示し，高さが高くなると急激に低下している。このような分布は，Hjelmfelt による実測結果 (図 4.6.12，横軸は最大風速 V_{max} で，縦軸は V_{max} を与える高さ Z_{max} で基準化) に概ね一致している。移動ダウンバーストでは，地表面近傍での風速値は噴流ダウンバーストの場合にほぼ等しいが，上空での風速値が大きくなっているのが特徴である。

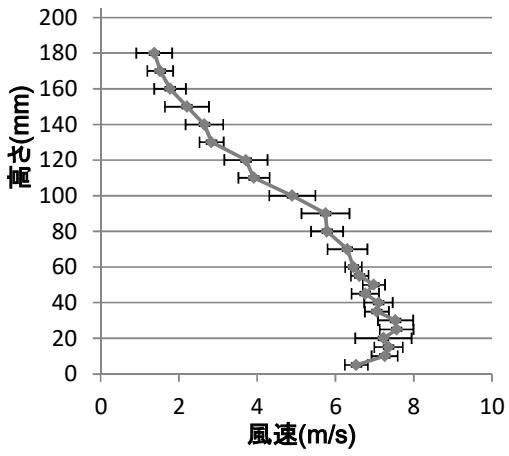


図 4.6.10　噴流ダウンバーストによる最大瞬間風速のプロファイル

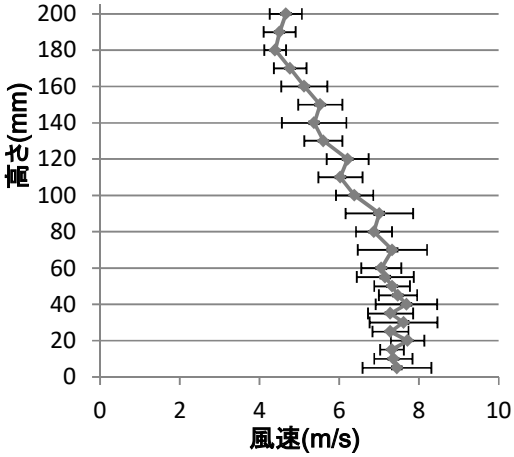


図 4.6.11　移動ダウンバーストによる最大瞬間風速のプロファイル

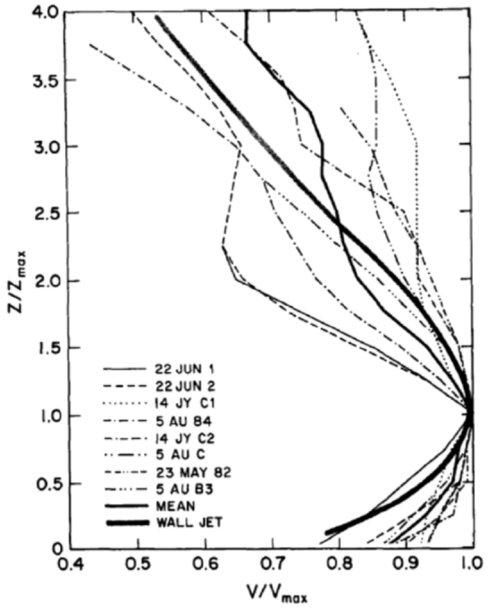
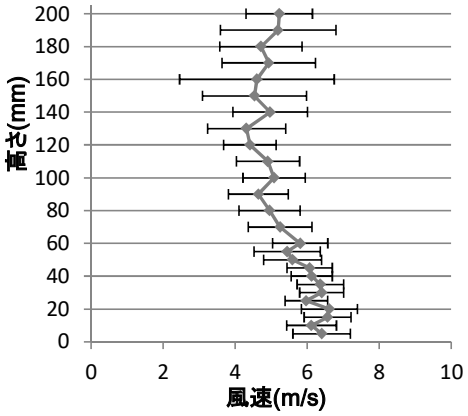


図 4.6.12　Hjelmfelt[4.6.8]による実測結果

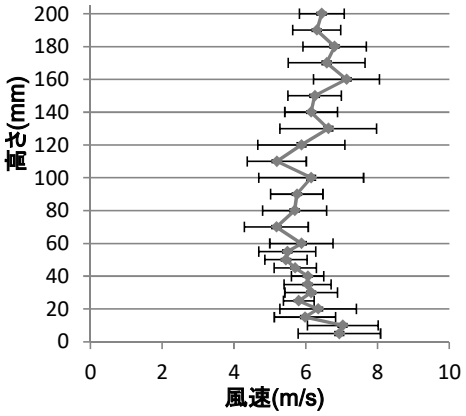
次に，移動・噴流ダウンバーストによる最大瞬間風速のプロファイルの例を**図 4.6.13** に示す。X_0 は移動中にシャッターを開放した位置であり，X_0 の値が大きいほど測定位置より離れた場所でシャッターが開いたことを表している。X_0 の値によって，プロファイル形状は大きく変わる。噴流ダウンバーストに比べると，鉛直方向の変化は小さく，地表付近の比較的低い位置で最大値を示している。$X_0 = 3D$ の結果は移動ダウンバースト($X_0/D = \infty$)とほぼ同じである。$X_0/D = 2$ の時に最大値を示すが，その値は噴流ダウンバーストによる最大値と同程度あるいはやや小さい値となっている。また，噴流ダウンバーストや移動ダウンバーストに比べて，データのばらつきが一般に大きい。

(2) 風速の時刻歴

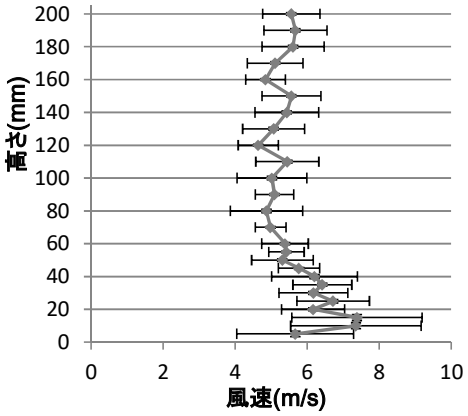
噴流ダウンバースト実験において，$X_0/D = 1$ の位置に送風機を固定した場合の高さ 18mm における風速の時刻歴を文献[4.6.5]から引用すると**図 4.6.14** のようである。図中の実線は 10 回の測定結果のアンサンブル平均であり，破線は Fujita ら[4.6.9]による観測結果で，最大瞬間風速 67m/s を記録したダウンバーストの記録である(米国の Andrew Air Force Base の滑走路で観測されたもの)。実験結果と直接比較するため，縦軸，横軸ともダウンバーストの下降速度 V_j と(送風機の中心で吹き出し口から 100mm 離れた位置で測定)とダウンバーストの径 D で無次元化を行っている。これより，実測結果と実験結果でピークの波とその前後の波の形状に似た傾向が見られ，本実験装置で実際のダウンバーストの性状をよく再現しているといえる。実験ではピーク発生後も一定の風が吹いているので定常状態に達するが，実測では時間の経過とともに風速は低くなっている。実測では定常的な吹き出しがないことや移動の影響によるものと考えられる。



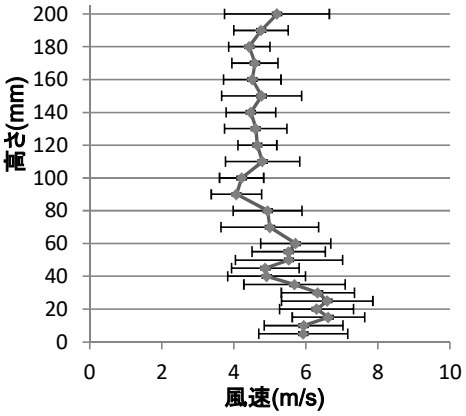
(a) X_0/D = 1



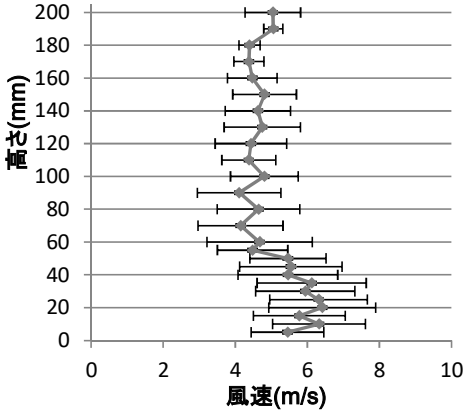
(b) X_0/D = 1.67



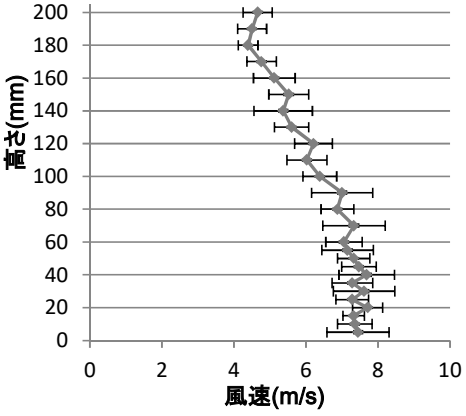
(c) X_0/D = 2



(d) X_0/D = 2.33



(e) X_0/D = 2.67



(f) X_0/D = 3

図 4.6.13　移動・噴流ダウンバーストによる最大瞬間風速のプロロファイル

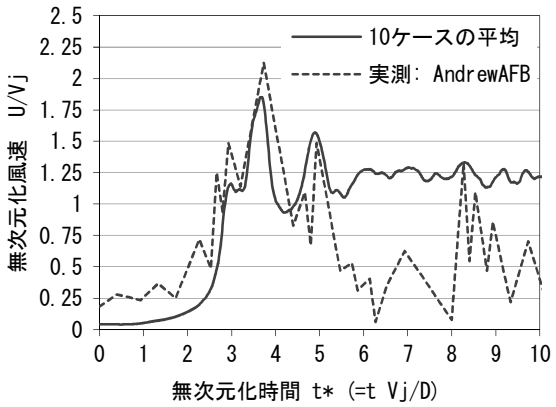
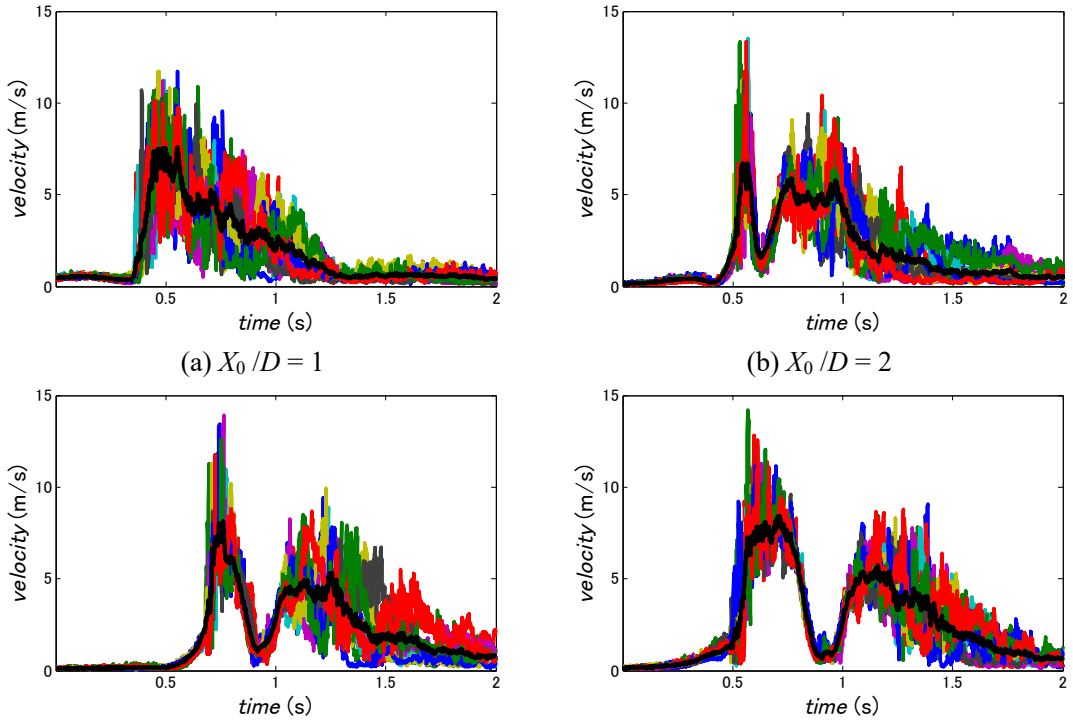


図 4.6.14　噴流ダウンバーストによる地表付近の風速の時刻歴[4.6.5]



(a) $X_0/D = 1$　(b) $X_0/D = 2$

(c) $X_0/D = 3$　(d) $X_0/D = \infty$

図 4.6.15　風速の時刻歴

次に，噴流・移動ダウンバースト実験より得られた風速の時刻歴の例を図 4.6.15 に示す。ここで，測定高さは 20mm，吹きおろし風速は $V_j = 5.18$ m/s である。10 回の測定結果をそれぞれ細線で，その平均値を太線で示している。X_0 の値にもよるが，移動・噴流ダウンバーストにおいては，移動ダウンバースト($X_0/D = \infty$)よりも風速の立ち上がりが急になっていることがわかる。$X_0/D = 2$，3，∞の場合には 2 つのピークが見られる。これは送風機が模型上部を通過する際にいったん風速が低くなるため(「ダウンバーストの目」と呼ばれているで

あり），このような現象は実現象においても観測されている。$X_0/D=1$ の場合には，送風機が模型下を通過した時点で下降気流が到達しているため，ダウンバーストの目は観測されていない。

4.6.4　ダウンバーストにより建物に作用する風圧・風力の測定

4.6.4.1 実験概要

4.6.3 に示した建物模型を用い，噴流ダウンバースト，移動ダウンバースト，移動・噴流ダウンバーストにより，建物に作用する風圧を測定する。

実験気流の平均風速(吹き降ろし風速)は，送風機の吹き出し口から 100 mm の位置で V_j= 5.18 m/s である。なお，この位置での乱れの強さは約 4.4%であった。また，噴流ダウンバーストにおいては，$X_0/D=1$，高さ 20 mm の位置における平均風速は 7.12 m/s，乱れの強さは 2.9 %であった。

いま，我が国で発生するダウンバーストによる屋根高さの風速として 36 m/s 程度を想定し，風速の縮尺率を $\lambda_V=1/5$ と仮定する。従って，幾何学的縮尺率 λ_L = 1/2000 より，時間の縮尺率は λ_T = 1/400 となる。ダウンバーストの平均的な継続時間は，Hjelmfelt[4.6.8]によれば 13 分程度である。この 13 分は，実験のスケールでは 1.95 秒に相当する。従って，実験でダウンバーストを再現するには約 2 秒以上の測定が必要になる。本実験では，サンプリング周波数を 1000 Hz とし，15 秒間の測定を 10 回行い，各測定において最大ピーク値が発生する時点の前後数秒のデータを用いて検討を行う。

図 4.6.7 に示した風圧測定模型は，天井板の中心位置($X=0$)に下向きに取り付けられている。模型の設置角度θ(風向に相当する)および建物に固定された局所座標系(x,y,z)は**図 4.6.16** に示すように定義する。すなわち，$\theta=0°$はダウンバーストによる気流が一壁面に垂直に当たる場合であり，θは模型を 0～45°の範囲(15°ピッチ)で回転することで変化させる。

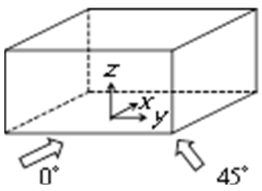


図 4.6.16　風向および局所座標系の定義

圧力変換器で測定された圧力 p は次式で定義される風圧係数 C_p として表される。

$$C_p=\frac{p-p_s}{\hat{q}_H} \tag{4.6.1}$$

ここに，

p_s：基準静圧（Pa）

$\hat{q}_H$ ：基準速度圧（= $\frac{1}{2}\rho\hat{U}_H^2$）（Pa）

$\hat{U}_H$ ：模型中心位置（$X=0$），高さ H（20mm）における最大瞬間風速（m/s）

ρ ：空気密度（kg/m^3）

ダウンバーストの場合，いわゆる定常状態は存在しないため，境界層乱流のように平均風速を定義することはできないので，風圧係数を定義する際に用いる基準速度圧は最大瞬間風速$\hat{U}_H$で定義する。なお，$\hat{U}_H$は，模型を設置しない状態で，模型中心位置（$X_0=0$），高さ20mmの位置に設置された熱線風速計で測定した値である。また，基準静圧p_sには風の影響を受けない遠方での室内圧を用いる。

図 4.6.16 に示した x，y，z 方向の風力 F_x，F_y，F_z は各圧力測定点に作用する風圧と荷重負担面積，並びに面の向きを考慮して算定することができる。これらの風力は次式に示すように無次元化され，風力係数として表される（**図 4.6.17** 参照）。

$$C_{Fx}=\frac{F_x}{\hat{q}_H\cdot B\cdot H},\quad C_{Fy}=\frac{F_y}{\hat{q}_H\cdot D\cdot H},\quad C_{Fz}=\frac{F_z}{\hat{q}_H\cdot B\cdot D} \tag{4.6.2}$$

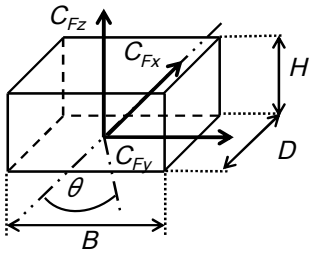


図 4.6.17　風力係数の定義

4.6.4.2 実験結果

(1) 風力係数

模型の設置角度θ =0°，15°，30°，45°について，風力係数 C_{Fx}，C_{Fy}，C_{Fz} の最大値（添え字「max」）および最小値（添え字「min」）と X_0/D の関係を**図 4.6.18**～**4.6.20** にそれぞれ示す。いずれも 10 回の測定結果のアンサンブル平均値である。図中，「jet」は噴流ダウンバースト実験の結果を，「ABL」は境界層乱流中での値である。なお，境界層乱流中での結果は建物高さでの平均速度圧で定義されているので，最大瞬間速度圧で定義されたダウンバースト実験の結果と直接比較することはできない。そこで，境界層乱流についても，最大瞬間速度圧に基づく値に換算する必要があり，ここではASCEのDurst Curve[4.6.10]を参考に補正

を行った。

噴流・移動ダウンバースト実験での C_{Fxmax} は，θ = 0°のとき X_0/D = 2 で最大値 1.42 を示す。これは境界層乱流(ABL)中の値の約 2 倍であり，噴流ダウンバーストや移動ダウンバースト実験での値に比べていくらか大きい。噴流のみや，移動のみの場合に比べて C_{Fxmax} が多少大きくなっているのは，移動と噴流を同時に再現したことによる非定常渦による影響や，屋根高さ以下の範囲での風速が噴流ダウンバーストや移動ダウンバーストに比べて移動・噴流ダウンバーストの方が高いことが影響しているものと考えられる。

また，上向きの風力 C_{Fzmax} は，X_0/D = 1 または∞の時に最大値を示し，最大で境界層乱流の値の約 1.6 倍となっている。X_0/D = 1 で最大値を示したのは，シャッターの開放によって生じた噴流が遠ざかり急激に渦が拡大することによって負圧を生じるためであると考えられる。

C_{Fzmin} は X_0/D = 1.67 で最小値(負で絶対値が最大)を示す。つまり，下向きの大きな力が作用することを意味する。これは屋根面に瞬間的に生じていた負圧が装置の移動により瞬間的に正圧へと変化するためである。

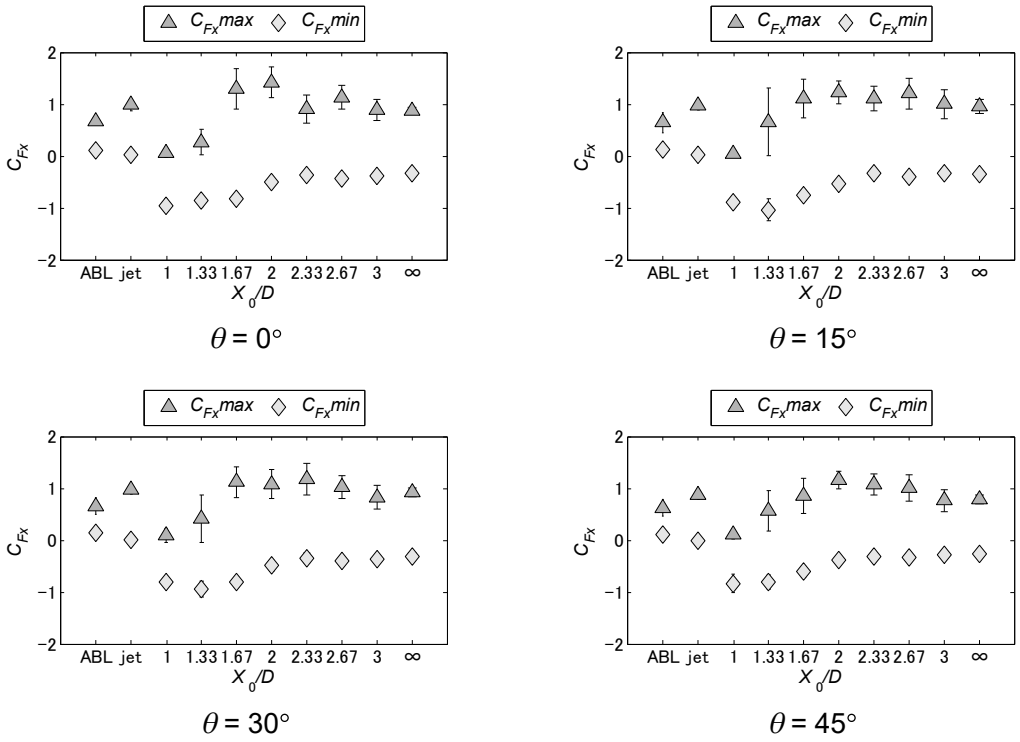
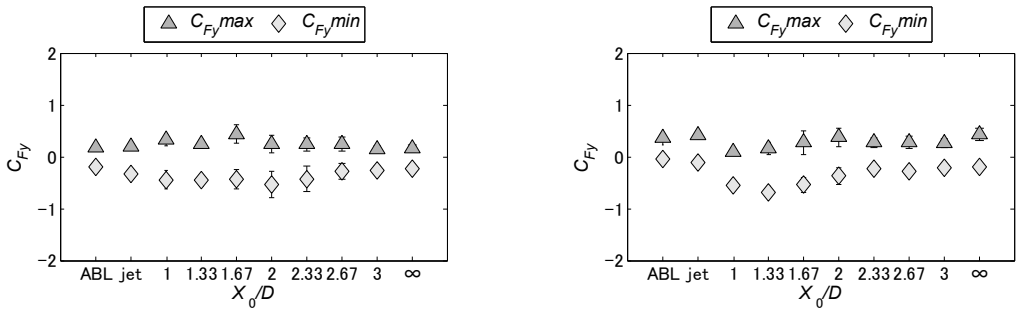
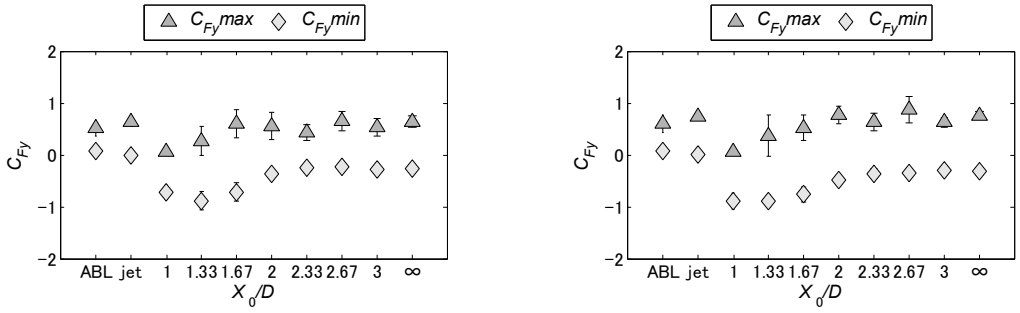


図 4.6.18　風力係数 C_{Fx}



θ = 0°

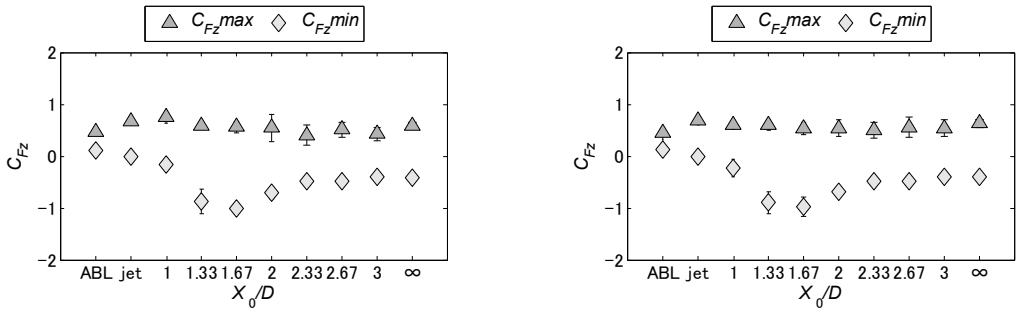
θ = 15°



θ = 30°

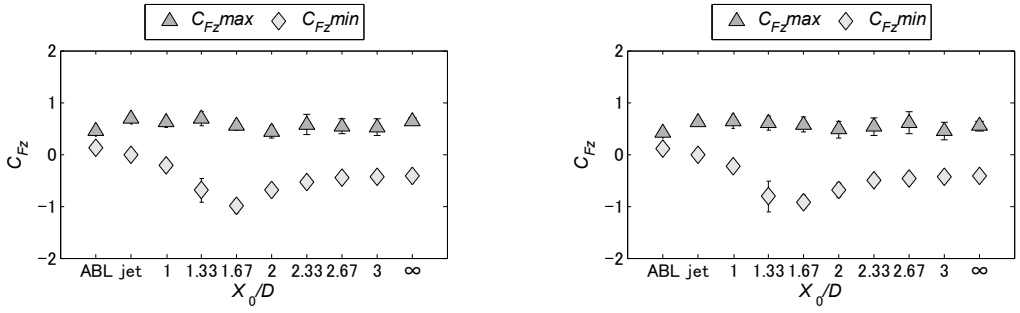
θ = 45°

図 4.6.19　風力係数 C_{Fy}



θ = 0°

θ = 15°



θ = 30°

θ = 45°

図 4.6.20　風力係数 C_{Fz}

(2) 風圧係数分布

θ= 0°，15°，30°，45°の場合について，最小ピーク外圧係数および最大ピーク外圧係数の分布を**図 4.6.21～4.6.28** にそれぞれ示す。ここに示された値は，各測定点において測定された最小(負)および最大(正)ピーク外圧係数であり，同時性はない。また，いずれも 10 回の測定結果のアンサンブル平均値である。図中「ABL」は境界層乱流中での結果である。

最小ピーク風圧分布に着目すると，全体的にダウンバーストの方が境界層乱流よりも広い範囲で負圧が発生している。また，移動・噴流ダウンバースト実験で X_0/D = 1 ， 1.33 および∞(移動ダウンバースト)の場合，並びに，噴流ダウンバースト実験において局所的に大きな負圧が生じている。θ= 0°のとき，境界層乱流に比べてダウンバーストの方が，風上屋根端部に大きな負圧が生じる傾向にある。これは，噴流によって生じた瞬間的な突風による非定常渦の影響であると考えられる。またθ= 45°のとき，境界層乱流では風上隅角部に円錐渦による大きな負圧が見られるのに対して，ダウンバースト中ではそのような大きな負圧は生じていない。円錐渦はある程度定常的な流れの場合に生じるものと考えられる。

最大ピーク外圧分布に着目すると，全体を通して移動を伴うダウンバーストの場合に，境界層乱流より広い範囲に正圧を発生させていることがわかる。特に，屋根面に着目すると，ダウンバースト中では広い範囲に大きな正圧を生じている。これは装置が移動することによって模型の上を装置が通過するためである。特に X_0/D = 1.67 の場合，境界層乱流中の値の 5 倍程度もの大きな正の外圧係数が生じている。

次に，壁面に着目すると，境界層乱流中では位置が高くなるほど正の外圧係数が大きくなっている。一方，移動・噴流ダウンバーストの場合，X_0/D ≦ 2.67 の範囲では低い位置で大きな正圧が発生している。これは低い位置で風速が高くなりことに関連している。特に X_0/D = 1.67 においては，風上側壁面の広い範囲で正圧を生じており，地表面近くの低い位置において境界層乱流中の値の 3 倍程度にもなっている。

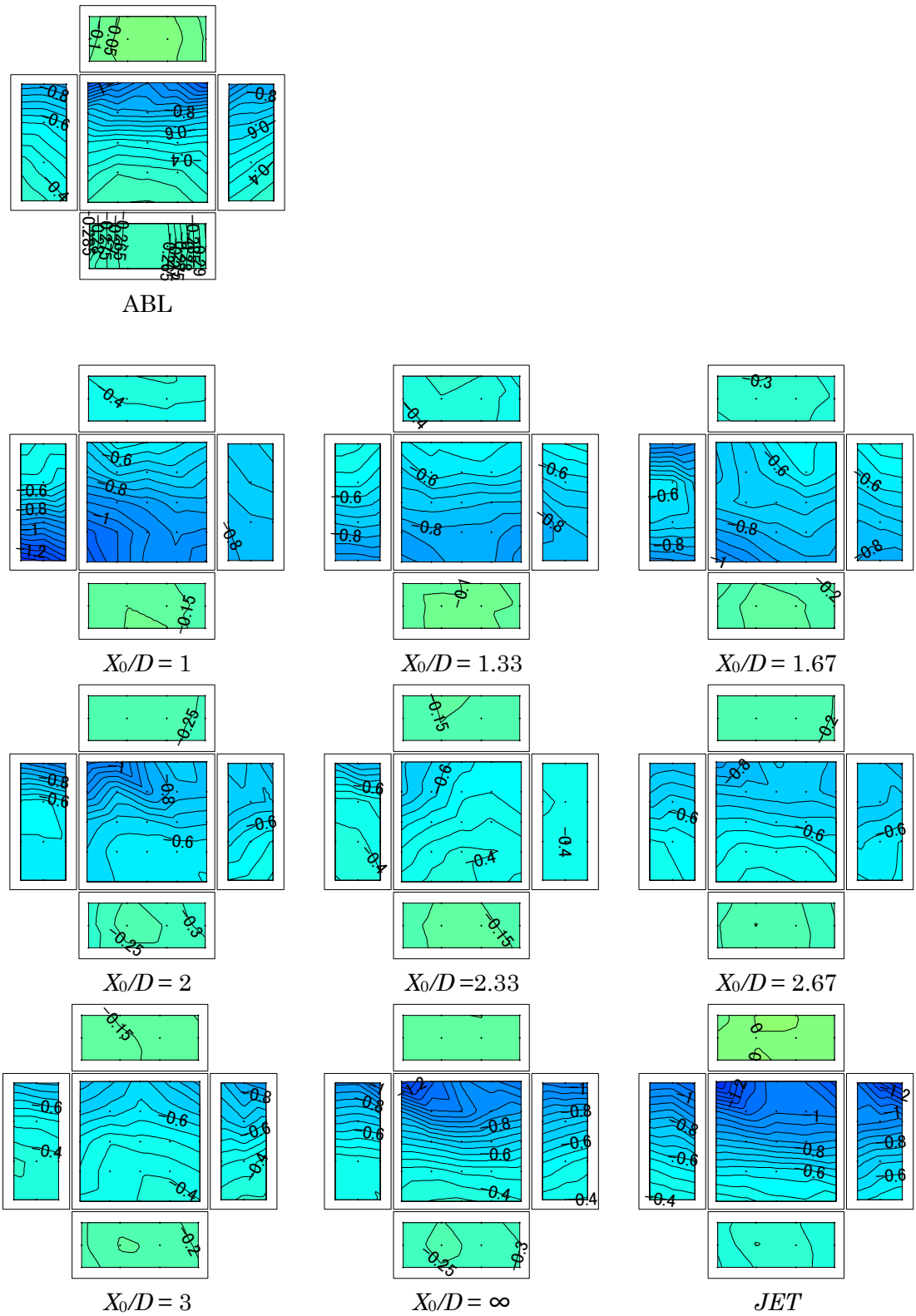


図 4.6.21　最小風圧係数分布（θ = 0°）

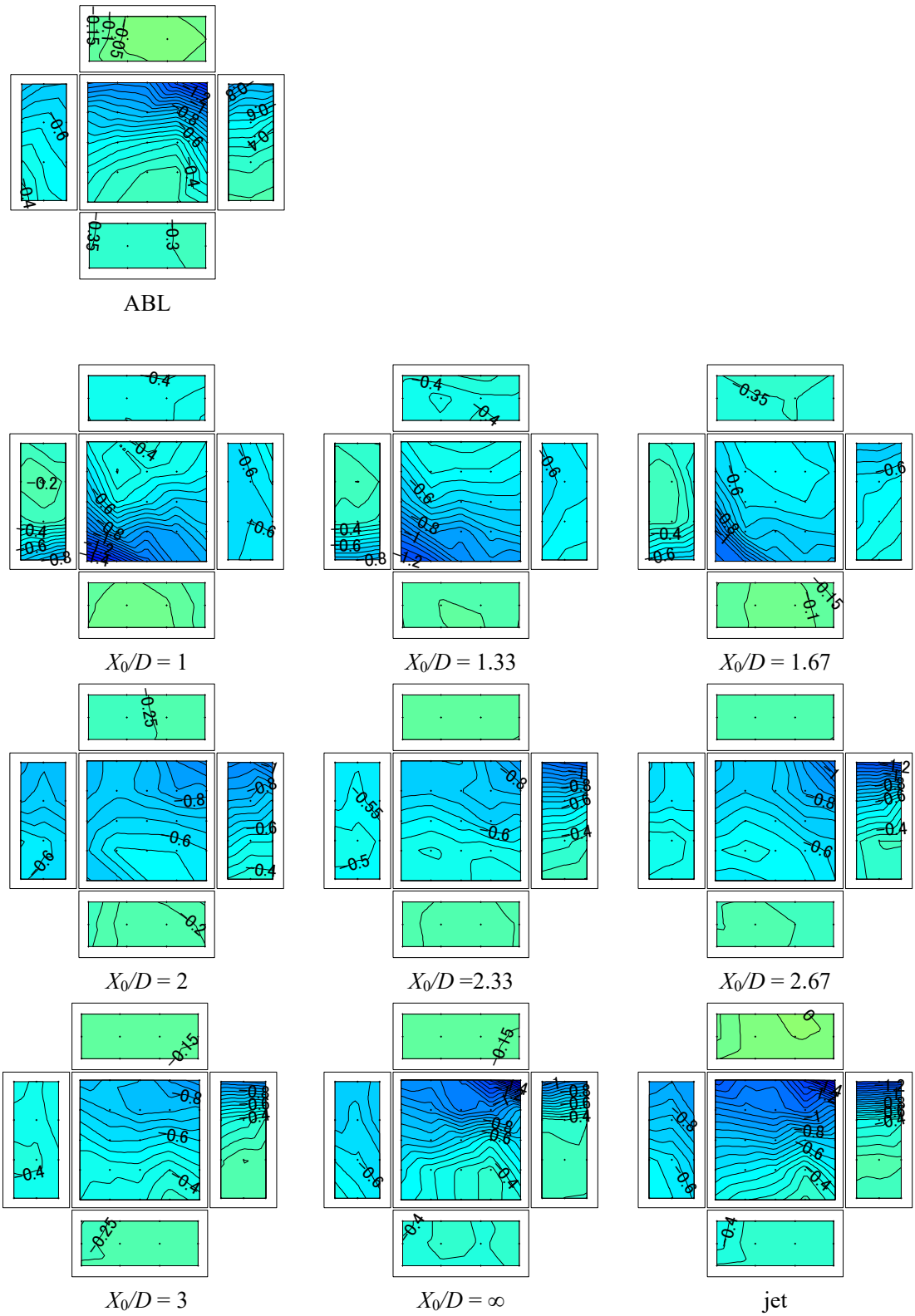


図 4.6.22　最小風圧係数分布(θ = 15°)

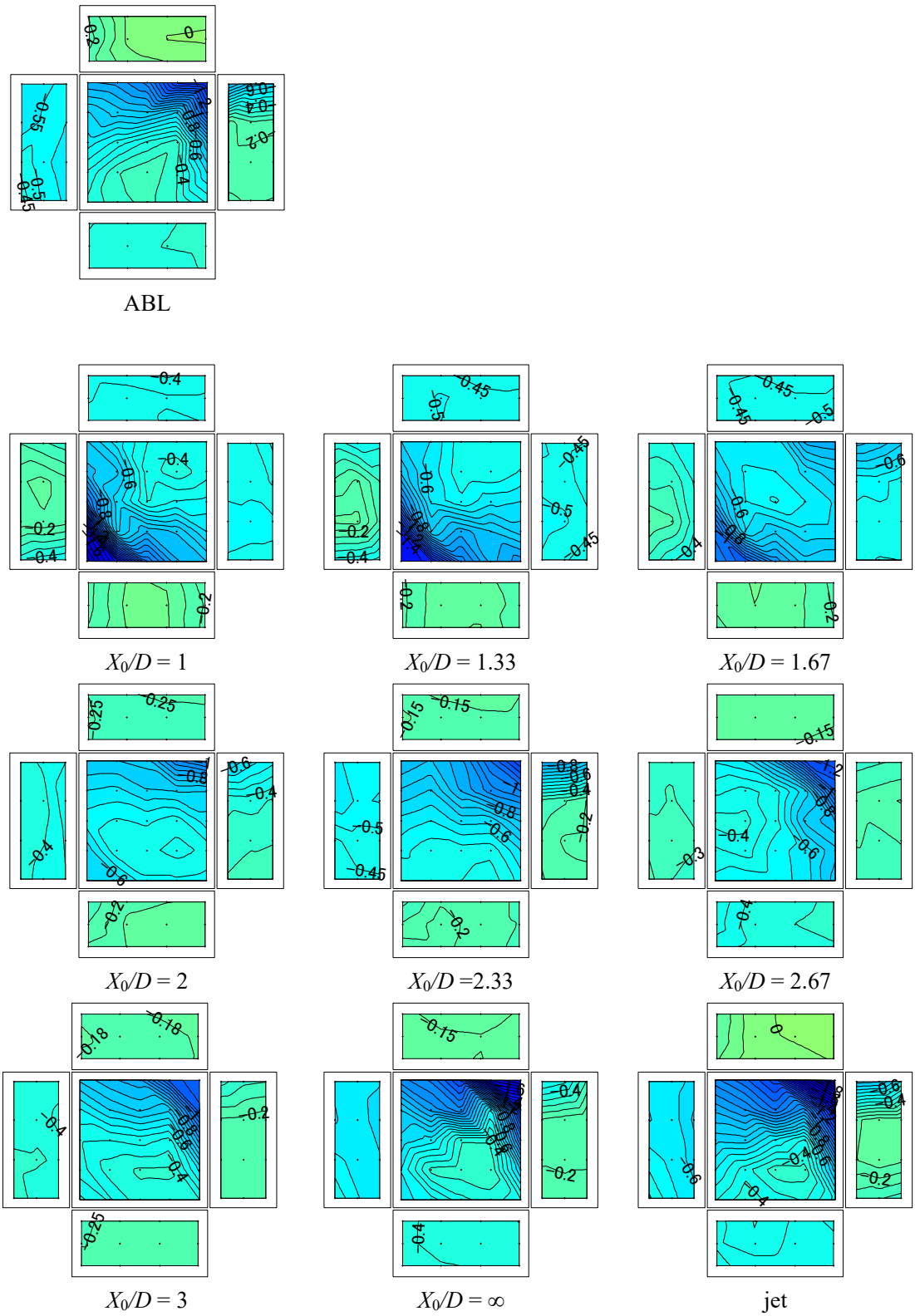
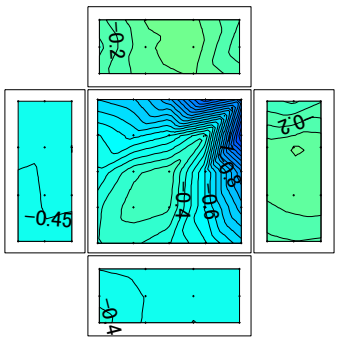
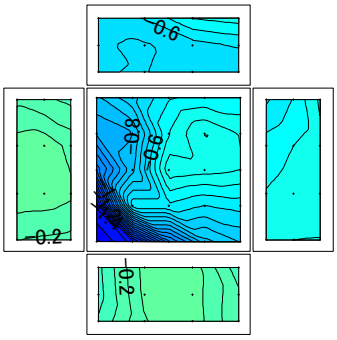


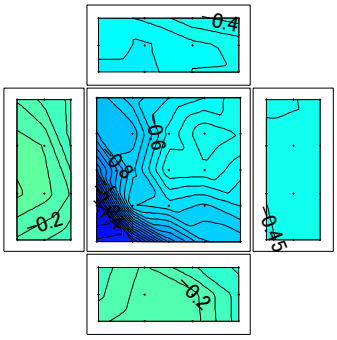
図 4.6.23　最小風圧係数分布(θ = 30°)



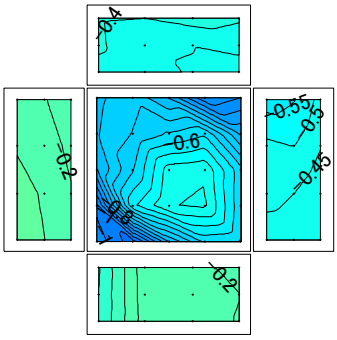
ABL



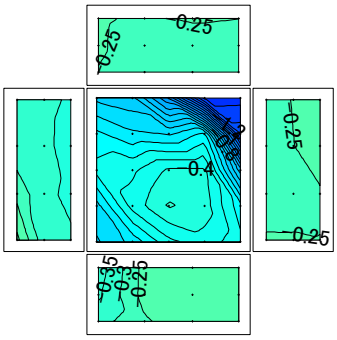
X_0/D = 1



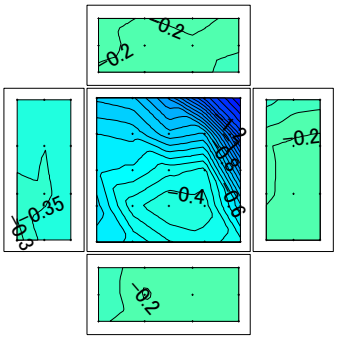
X_0/D = 1.33



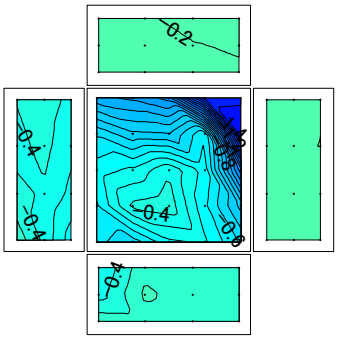
X_0/D = 1.67



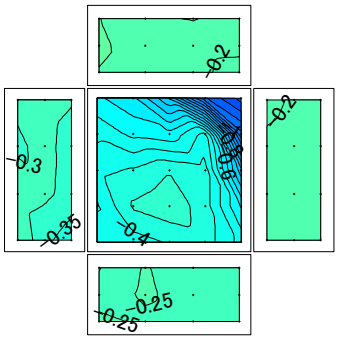
X_0/D = 2



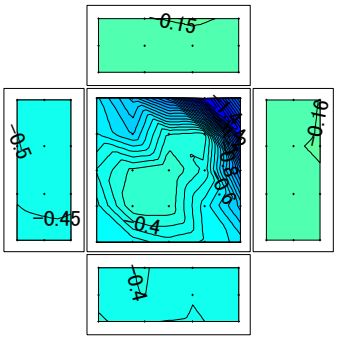
X_0/D =2.33



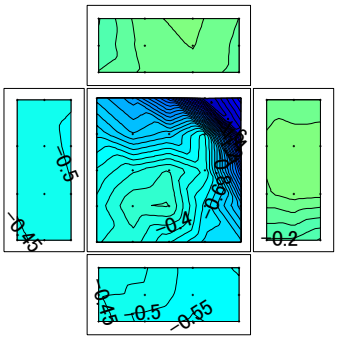
X_0/D = 2.67



X_0/D = 3



X_0/D = ∞



jet

図 4.6.24　最小風圧係数分布(θ = 45°)

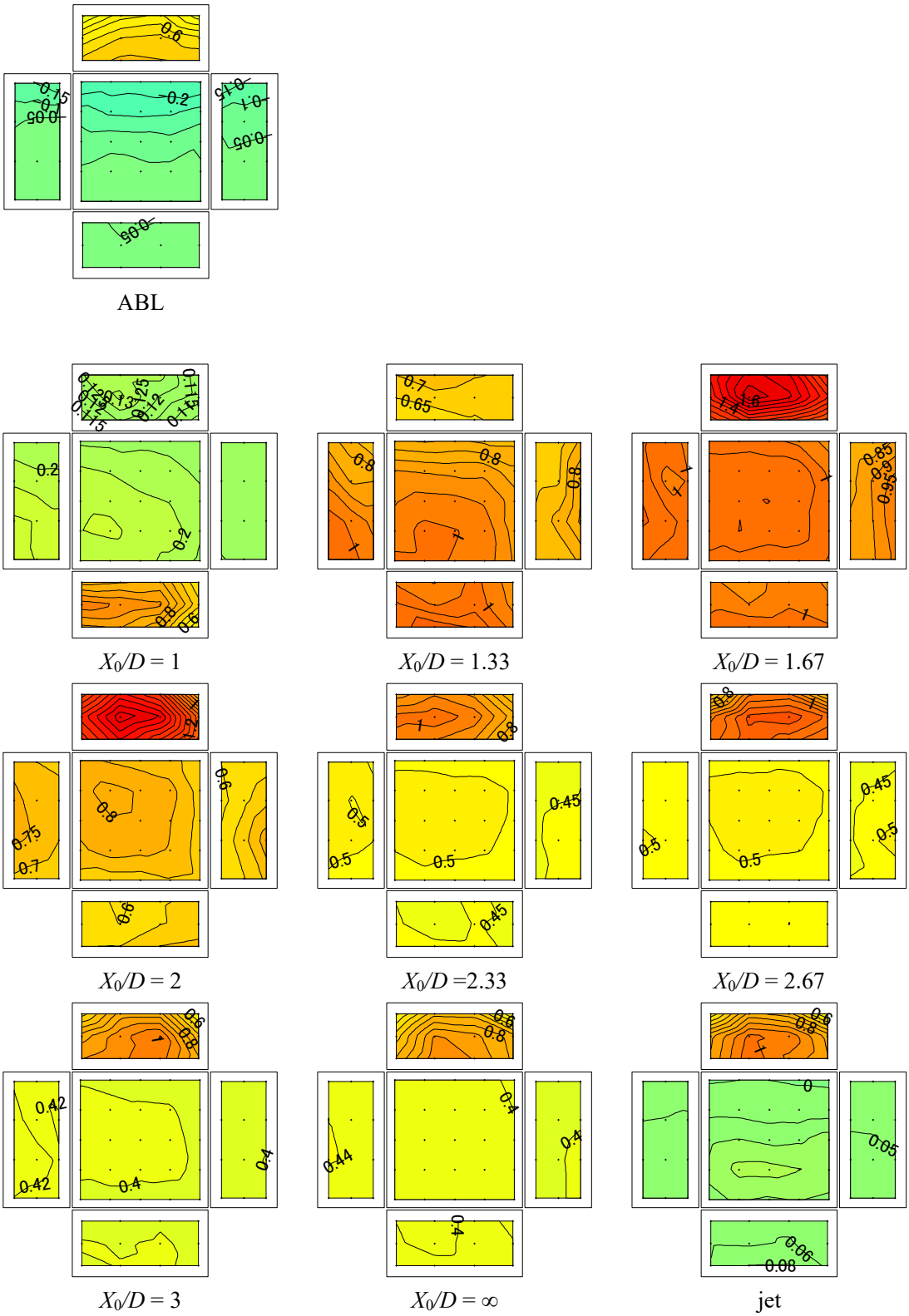
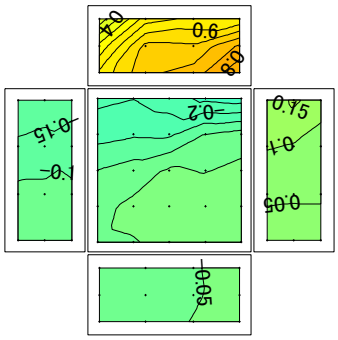
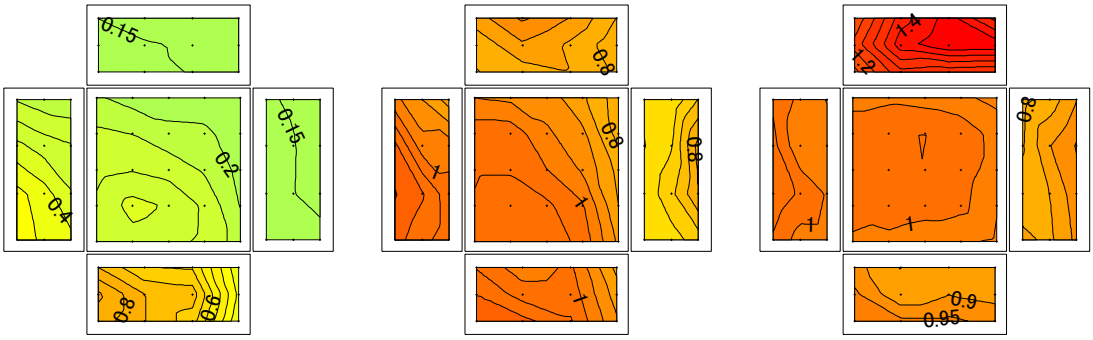


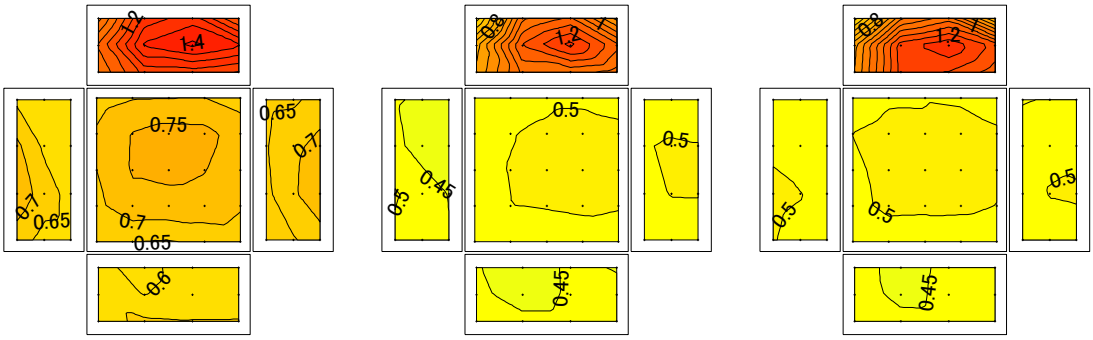
図 4.6.25　最大風圧係数分布(θ = 0°)



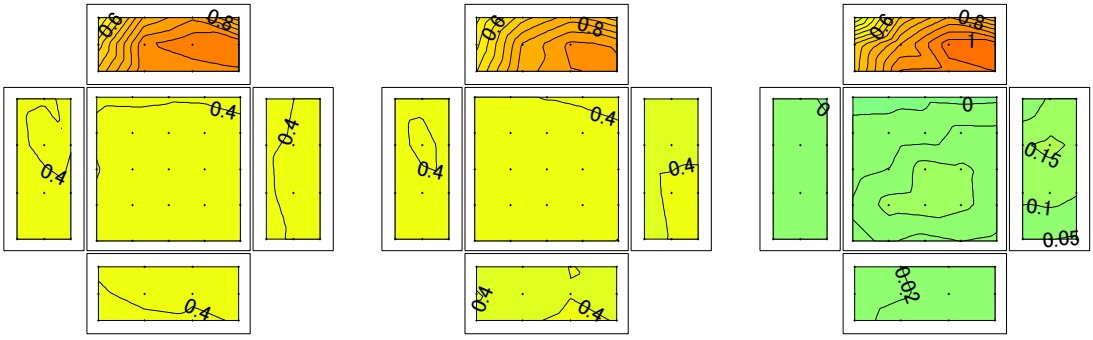
ABL



X_0/D = 1　　X_0/D = 1.33　　X_0/D = 1.67



X_0/D = 2　　X_0/D =2.33　　X_0/D = 2.67



X_0/D = 3　　X_0/D = ∞　　jet

図 4.6.26　最大風圧係数分布(θ = 15°)

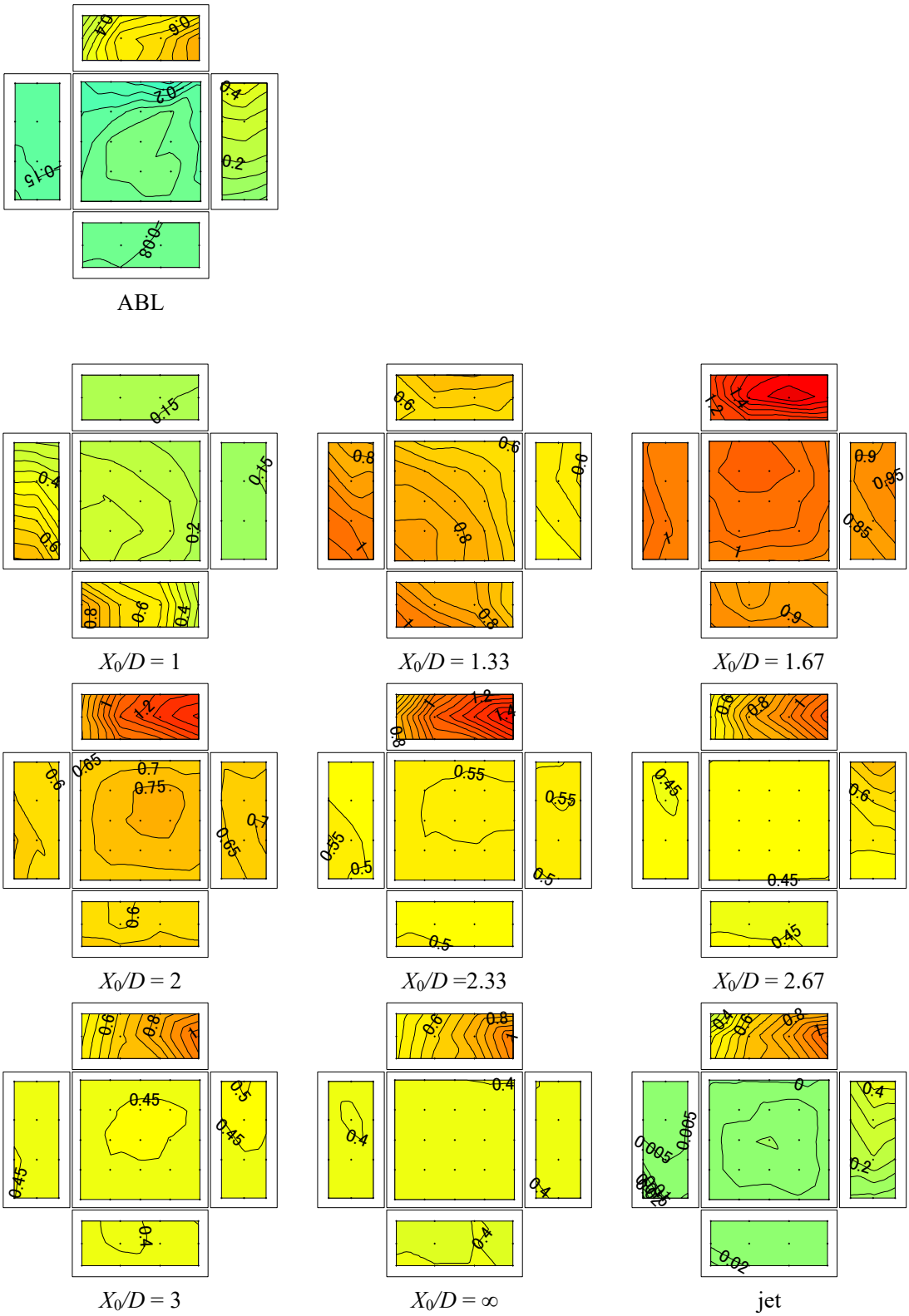


図 4.6.27　最大風圧係数分布(θ = 30°)

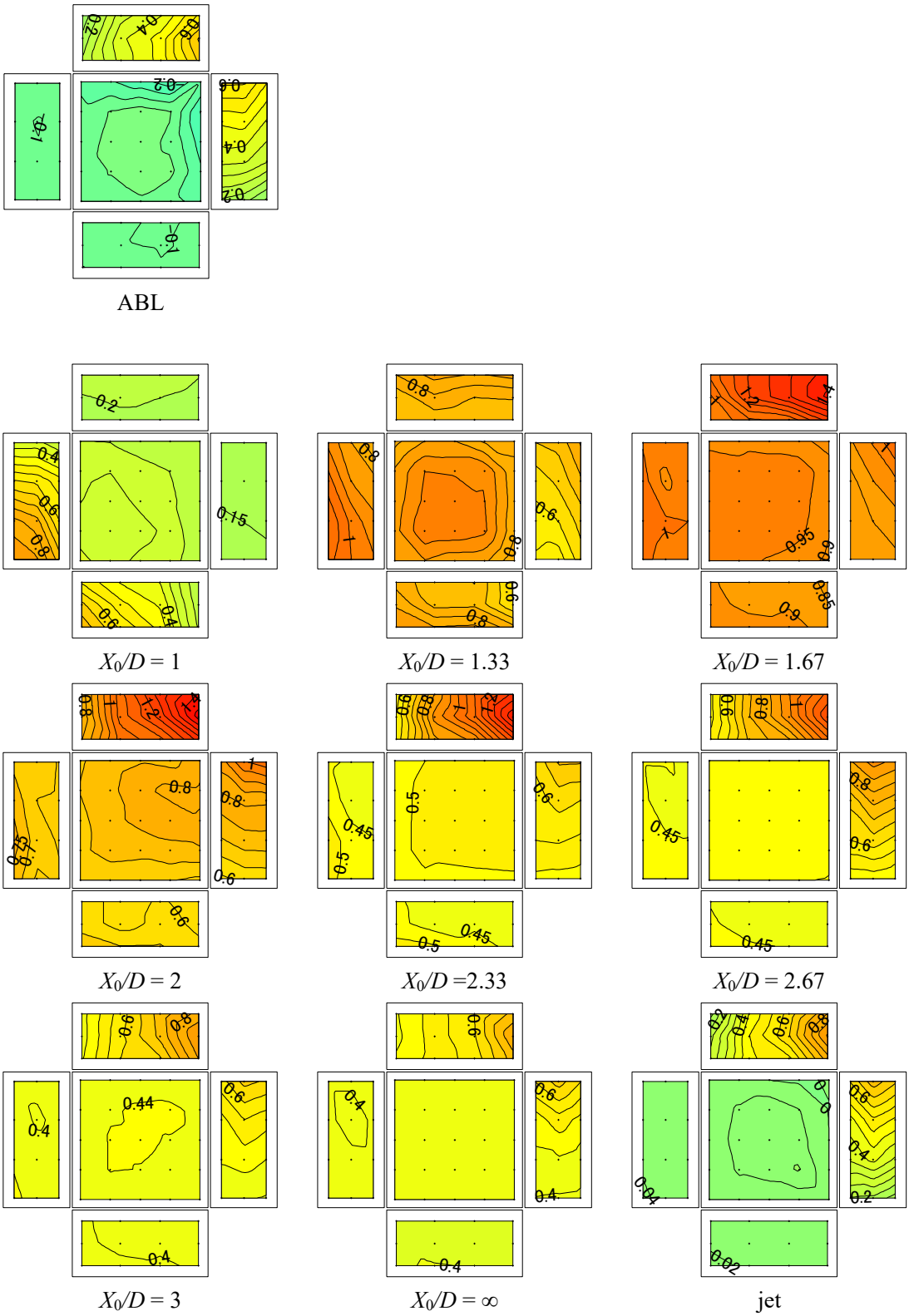


図 4.6.28　最大風圧係数分布(θ = 45°)

4.6.5　風荷重評価手法の検討

4.6.4 より，C_{Fx} について，移動・噴流ダウンバーストによる値を境界層乱流中での値を比較すると，$X_0/D=2$ の場合に最大で 2.1 倍になる。また，C_{Fz} については，境界層乱流よりダウンバースト中の方が大きい値を示している。つまり，ダウンバーストにより建築物には境界層乱流中よりも瞬間的に大きな風力が働くといえる。このため，速度圧を最大瞬間風速に基づく値で評価するとしても，境界層乱流を用いた風洞実験結果に基づく現行の風圧・風力係数を用いると，設計荷重をかなり過小評価する可能性がある。

また，**4.6.4.2** に示したように，境界層乱流中とダウンバースト中ではピーク外圧係数の分布も大きく異なる。ダウンバースト中では，屋根の広い範囲で局所的に大きな負圧が発生する。ただし，斜め方向の風に対して円錐渦は発生しない。正圧に関しては境界層乱流中では生じないような大きな値を風上側壁面と屋根面にもたらされる。また，特に移動・噴流ダウンバーストにおいては，壁面の低い位置で大きな正圧を発生させるといった特徴を有している。

以上より，境界層乱流とダウンバーストでは外圧分布や風力特性が大きく異なっていることより，ダウンバーストに対する耐風設計においては，現行の方法では設計荷重を正しく評価することはできない。建物形状によって，風圧分布は異なるので，他の形状についても同様の実験を行い，データを充実させることが重要である。

4.6.6　4.6 節のまとめ

移動可能なダウンバースト発生装置を用いた風速測定実験並びに風圧測定実験を行った。これによりダウンバーストの特徴である親雲の移動に伴う移動と瞬間的な気流の噴出が建物に作用する風圧・風力特性に及ぼす影響が明らかになった。

以下，本研究で得られた主な知見を纏める。

(1) 移動・噴流ダウンバーストでは，移動ダウンバーストや噴流ダウンバーストに比べて，低い位置で最大ピーク風速が発生する傾向にある。ただし，最大ピーク風速の値は移動ダウンバーストや噴流ダウンバーストの値と同程度か，いくらか小さい。

(2) 移動・噴流ダウンバーストの場合，噴流発生位置が建物より風上側に $2D$ 程度離れたときに大きなピーク風力係数が生じ，その値は境界層乱流による値の 2 倍程度にも達する。また，移動に伴い，屋根面には負圧だけでなく，大きな正圧も発生させる。

(3) 風上側壁面の比較的低い位置で大きな最大ピーク外圧が発生する。境界層乱流中では壁面の高い位置で大きな正圧が作用するのと大きな違いである。また，屋根面の広い範囲に大きな正圧が作用する。

参考文献

4.6.1　産経フォト：群馬･伊勢崎で突風被害 車横転，住宅の屋根飛ぶ, 2015 年 6 月

(http://www.sankei.com/photo/story/news/150615/sty1506150009-n1.html)，アクセス日時：2016 年 2 月 1 日

4.6.2 日本建築学会：建築物荷重指針・同解説(2015)，2015年2月

4.6.3 喜々津仁密，P.P. Sarkar, F.L. Haan： 竜巻状気流発生装置を活用した低層建築物に作用する風力特性に関する基礎的研究，第 21 回風工学シンポジウム論文集，149-154，2010

4.6.4 T.T. Fujita： Downbursts: Microburst and Macroburst, University of Cjicago Press, II, 122pp, 1985

4.6.5 飯田有未，植松　康，ガヴァンスキ江梨：ダウンバーストによる建築物の風荷重に関する研究，日本風工学会論文集，**40**(2)，40-49, 2015

4.6.6 星野菜紡，飯田有未，植松　康：ダウンバーストの非定常性が建築物の風荷重に与える影響に関する研究，日本風工学会論文集（投稿中）

4.6.7 T. Stathopoulos, D. Surry: Scale effects in wind tunnel testing of low buildings, J. Wind Eng. Ind. Aerodyn., **13**, 313-326, 1983

4.6.8 M.R. Hjelmfelt: Structure and life cycle of microburst outflows observed in Colorado, J. Appl. Meteor., **27**, 900-927, 1988

4.6.9 T.T. Fujita: DOWNBURSTS: Meteorological Features and Wind Field Characteristics, J. Wind Eng. Ind. Aerodyn., **36**, 75-86, 1990

4.6.10 American Society of Civil Engineers: Minimum design loads for buildings and other structures, 7-10, third printing, 2013

5. 竜巻等の突風による被害シナリオと影響評価

5.1 竜巻による原子力発電施設被害例

文献[5.1.1]より，米国内の原子力発電所で発生したトルネードによる被害状況を以下に示す。

・Enrico Fermi 発電所（ミシガン州）

2010 年 6 月 6 日午前 2 時 33 分にトルネード発生（touch down）。最大瞬間風速 49m/s（EF1），被害幅は 460m。発電所最接近距離 710m。送電施設被害のため近隣住民役 30,000 人に対し約 1 日間電力供給停止。

GE 社製沸騰水型原子炉。1972 年運転開始。出力 1,100MW。米国原子力規制委員会（NRC）による重大事故（メルトダウン）発生時の被ばく危険地域（発電所を中心に半径 16.1km 円内。Plume Exposure Pathway（PEP）Emergency Planning Zone）内居住者 92,377 名。

・Browns Ferry 発電所（アラバマ州）

2011 年 4 月 27 日午後 2 時 5 分に発生（touch down）。3 日間に 358 個発生したトルネードのひとつ。発生初期の樹木, 植生被害幅は 800～1,200m。敷地内の最大瞬間風速 63m/s（EF3）。最大規模は EF5。発電所最接近距離 4.8km。GE 社製沸騰水型原子炉（3 基）。1973 年～1976 年運転開始。出力 1,113MW～1,155MW。PEP 内居住者 39,930 名。

同日午後 4 時 1 分，外部電源喪失により 3 基の原子炉が hot standby 状態。後刻バックアップ電源により電力供給。出力低下 15 分超過のため，NRC 非常事態（Unusual event，最も軽いクラス）宣言。物理的被害や放射能漏れは無く，冷却機能が作動。送電網に大きな被害が発生したため，米国南西部に深刻な停電（black out）が発生。サイレン音が続き，警察や救急隊は携帯電話や拡声器を使用。近隣住民の生活にも深刻な影響。

・Surry 発電所（バージニア州）

2011 年 4 月 16 日午後 6 時 45 分にトルネード発生（touch down）。最大瞬間風速 56～74m/s（EF3）。発電所最接近距離 350m。Westings 社製加圧水型原子炉（2 基）。1972 年，1973 年運転開始。出力各 80MW。PEP 内居住者 127,05.2 名。被害幅は 180～800m。

バックアップ電源用の燃料貯蔵タンクに深刻な被害。

・Davis-Besse 発電所（オハイオ州）

1998 年 6 月 24 日午後 8 時 45 分から 9 時の間に発電所の西方でトルネード発生。最大瞬間風速 51m/s～70m/s（F2）。被害（と思われる）幅 91m，5.6km を移動。発電所内の複数の作業員の目撃談によれば，漏斗雲が冷却塔の直近で発生したが，被害は無し。午後 8 時 43 分，開閉所と送電線に被害が発生したため，運転が自動停止。2 日間停止状態が続く。非常電源が作動し安全システムに電源を供給。2，3 の倉庫全壊，居住棟に深刻な被害。

Babcock & Wilcox 社製加圧水型原子炉。1978 年運転開始。出力 879MW。PEP 内居住者

18,635 名。全米で最も危険な 5 つの事故のうち 2 件が発生した発電所。

・Quad Citites 発電所（イリノイ州）

1990 年 3 月 13 日発電所より 3.9km の位置でトルネード発生。EF3。安全柵に大きな被害。所内建物の屋根が飛散し，放射性廃棄物エリアと排気塔を結ぶダクトに落下したが，放射性物質の放出は報告されていない。

GE 社製沸騰水型原子炉。1972 年運転開始。PEP ない居住者約 34,350 名。

なお，現在までにトルネードの影響を受けた米国内のすべての原子炉は，自然現象に由来する安全閉鎖（safe shut down）に関する NRC（米国原子力規制委員会）の設計基準を満たしている。

参考文献

5.1.1 D.O. Prevatt, D. Agdas, A. Thompson, Y. Tamura, M. Matsui and R. Okada, “Tornado Damage and Impacts on Nuclear Fascilities in the United States”，日本風工学会論文集，第 40 巻第 3 号（通算 144 号），平成 27 年 7 月

5.2 竜巻被害リスク検討に必要な情報の整理

5.2.1 設計と深層防護

日本の原子力発電所の竜巻影響評価ガイド[5.2.1]（以下「竜巻影響評価ガイド」）によれば，竜巻防護施設およびこれに波及的影響を及ぼし得る施設の設計とは，

- 基準竜巻，設計竜巻および設計竜巻荷重（風圧力，気圧差による圧力，飛来物の衝撃荷重）を適切に定め，設計竜巻荷重に対して，設計対象施設の安全機能が維持される方針であることを確認すること。
- 燃料タンクや貯蔵所の倒壊による火災，使用済燃料プール等の水の流出，屋外給水タンク等の倒壊による水の流出等の溢水，雷・雹等，あるいはダウンバースト等により送電網に関する施設が損傷する外部電源喪失等の竜巻随伴事象については，その発生の可能性について検討を行い，必要に応じてそれら事象が発生した場合においても安全機能が維持される方針であることを確認すること。

と定められており，竜巻による設計の範囲とその具体的内容を指すものと捉えることができる。

また，原子力安全確保は「深層防護（Defense in Depth）」すなわち多段の安全対策を用意する考え方に立脚している。IAEA では防護レベルを 5 層に分類し，各層で想定される事象が発生した場合の対策をまとめている。（図 5.2.1 参照）竜巻による設計は，図の第 3 層までをその範囲とし，事故の発生と拡大の防止を目的とするものと捉えることができる。その具体的内容と対象施設は，[5.2.1]および事例として平成 27 年度報告書[5.2.2]にまとめられており，今後の研究の進展とともに，継続的な竜巻に対する設計とリスクの検討が望まれる。

5.2.2 竜巻随伴事象

竜巻による直接影響を想定した対象施設の設計のほかに，竜巻の襲来に伴い発生が想定される事象（竜巻随伴事象）に対する配慮も必要である。「JNES 竜巻影響評価ガイド（案）」[5.2.3]「補足２」によれば，竜巻荷重（風圧力，気圧差による圧力，飛来物の衝撃荷重）に対する原子炉施設の健全性の確認において，自然現象で生じる外的荷重を適切に組み合わせる必要性が指摘されており，竜巻発生の随伴事象として発生する自然現象についても，その組み合わせを検討する必要があるとしている。各自然現象については以下の記述がある。

雷：　落雷による電気系統等のシステムへの影響について，安全性の検討を行う事象として挙げられるが，耐雷設計等の対策が施されていれば，ガイド案における組み合わせ自然現象の対象として除外でき，竜巻荷重と組み合わせて評価する外的荷重は考え難い。

大雨：　雨水設計における条件の設定に依存するものであり，台風や竜巻の過去記録等に基づき，適切な排水設備の採用により，雷と同様に組み合わせるべき自然現象からは除外できると考えられる。

雪：　竜巻発生時に原子炉建屋の積載荷重として過去の記録等に基づき，考慮する必要がある。例えば，北海道の佐呂間では 2006 年 11 月 7 日に低気圧に起因した F3 スケールの竜巻が発生している。したがって。冬季の竜巻を想定する場合には，少なくとも竜巻荷重と過去の記録等に基づく積雪荷重の組み合わせによる検討は必要である。

雹：　竜巻の現象が起因して過去に大規模な降雹の記録がある場合には，冬季の竜巻に対して積雪と同様の荷重の組み合わせを検討するだけでなく，雹を飛来物として勘案することも検討する必要がある。

また，ダウンバーストが発生した区域と竜巻が発生した区域の重畳の影響，竜巻による大雨による斜面健全性への影響などの事象については，深層防護評価として次段階での検討（シビアアクシデント評価）の範疇で扱うことが考えられる。

上記より，竜巻随伴事象は設計上の想定範囲内であり，ダウンバーストと竜巻の発生区域の重畳，竜巻による大雨による斜面安定は想定を超える事象として区別されていると理解できる。

5.2.3 重大事故*（文末注参照）

本節では設計上想定された範囲（第 3 層）を超える，竜巻に由来する重大事故のシナリオに焦点を当て，可能性のある発生事象をなるべく多く挙げ，シビアアクシデントのシーケンスや破損形態（モード）の検討の参考資料とする。

実用発電用原子炉及びその付属　施設の位置，構造及び設備の基準に関する規則（設置許可基準規則）には，第 2 章「設計基準対象施設」に 26 種類の施設，設備を挙げ，さらに地震，津波，外部からの衝撃（竜巻作用を含む），火災，溢水，等による損傷の防止と不法侵入，誤操作の防止が掲げられている。竜巻については第 6 条「外部からの衝撃による損傷の防止」に要求事項が定められている。さらに第 3 章「重大事故等対処施設」にはシビアアクシデントに対する検討対象として 21 種類の施設，設備を挙げ，さらに重大事故等の拡大防止，重大事故等対処施設の地盤，地震，津波，火災による損傷の防止が定められている。（図 5.2.2 参照）

ただし，竜巻による損傷の防止については独立した条項が無く，設置許可基準規則第 3 章「重大事故等対処施設」第 37 条（重大事故等の拡大の防止）において検討される。すなわち「炉心の著しい損傷の防止」を確認するために，損傷に至るシーケンスを検討し，安全性を評価するとしている。具体的には，実用発電用原子炉に係る炉心損傷防止対策及び格納容器破損防止対策の有効性評価に関する審査ガイド[5.2.4]（以下「有効性評価審査ガイド」）において，必ず想定する事故シーケンスグループが表 5.2.1 のように定められている。表の事故シーケンスグループは，地震起因事象に基づくものであり，竜巻起因事象は必ずしもこれらと同一，あるいは包含されるものではない。

JNES 竜巻影響評価ガイド（案）では，表 5.2.2 に示すように，竜巻起因の設計事象を超える事故シナリオと評価事象の一例を示している。この評価例は，表 5.2.1 に定められた想定を必須とする事故シーケンスグループより，竜巻由来の可能性が想定されるものとして，

・原子炉補機冷却系喪失（BWR）
・補機冷却水の喪失（PWR）

を抽出し，他のシーケンスが合理的に除外できるとしている。さらに竜巻固有の起因事象として，炉心損傷直結，SFP（使用済核燃料貯蔵施設）損傷直結，屋外施設の損傷の 3 項目を別途抽出し，炉心損傷直結は原子炉建屋（格納予期を含む）で防護され，事象は発生しないとして除外し，結果，

・SFP 損傷直結（BWR，PWR）
・屋外施設の損傷（BWR，PWR）

を，前述の冷却機能喪失と併せ，竜巻起因事象としている。

一方，竜巻由来で発生するシビアアクシデントは，竜巻の移動を考慮すれば地震のように複数の安全施設が同時に影響を受ける可能性のみならず，移動にしたがって順次複数の安全施設が影響を受ける可能性も考慮すべきと考えられる。さらに，個々の発電所の建屋・施設の配置や形状に大きく依存するため，想定されるイベントとその後の事故シーケンスは発電所ごとに様々なものになる。

ここではレベル 3 を超えるシビアアクシデントを中心に，竜巻通過時に想定される起因事象をいくつか挙げる。

A. 塔状構造物（排気塔，送電鉄塔など）の倒壊→竜巻防護施設を内包する外殻施設の損傷→防護機能喪失
B. 塔状構造物の倒壊あるいは飛散物による送配電設備の重大な損傷→電源喪失
C. 燃料タンク，貯蔵タンク，構内駐車車両（電源車，タンクローリー）等設計で想定されない重量物の飛散→竜巻防護施設を内包する外殻施設の損傷→防護機能喪失

D. 急激な大気圧変化による空調系，ダクト・給排気系，タンク・ポンプ・配管系統の損傷→原子炉運転への影響
E. 発電機，海水ポンプ，復水タンクなど竜巻防護施設の外殻施設外に設置された設備の損傷→原子炉運転への影響
F. 同一防護施設に対する複数の飛散物衝突
G. 複数の竜巻の来襲
H. 火災竜巻
I. その他

また，以下の各項目についても検討を要するものと考えられる。
ｱ) 屋外作業員の安全確保（緊急避難場所の確保）
ｲ) 設計竜巻を超える強度の竜巻襲来（設計上の余裕度）
ｳ) 屋外配管群など近接配置による風荷重の増加
ｴ) 特殊形状を有する構造物の風力係数
ｵ) その他

設計において想定される範囲を超える事象が生じた場合，バックアップ機能もしくは復旧対策（アクシデントマネジメント，AM）により事故の収束を図る。（図 5.2.3）AM は事故のレベルにより時間を要する場合もあるものと思われる。さらに，格納容器の破損等 AM による収束が不可能となる場合は，防災対策により周囲への影響軽減が図られ，最終的には公衆へのリスクが残る。AM 中もしくは防災対策中の施設，設備が保有する耐力は，設計に要求されるレベルを必ずしも満足するものではなく，竜巻および竜巻随伴事象を含む外的要因に対する脆弱性にも目を向ける必要があるものと考えられる。

（注）
* 重大事故は過酷事故，シビアアクシデントと同義とする。

表 5.2.1　必ず想定する事故シーケンスグループ[5.2.2]

BWR（沸騰水型原子炉）	PWR（加圧水型原子炉）
・高圧・低圧注水機能喪失 ・高圧注水・減圧機能喪失 ・全交流動力電源喪失 ・崩壊熱除去機能喪失 ・原子炉停止機能喪失 ・LOCA*時注水機能喪失 ・格納容器バイパス（インターフェイスシステム LOCA）	・２次冷却系からの除熱機能喪失 ・全交流動力電源喪失 ・原子炉補機冷却機能喪失 ・原子炉格納容器の除熱機能喪失 ・原子炉停止機能喪失 ・ECCS**注水機能喪失 ・ECCS 再循環機能喪失 ・格納容器バイパス（インターフェイスシステム LOCA，蒸気発生器伝熱管破損）

* LOCA：冷却材喪失事故（Loss of Coolant Accident）

** ECCS：非常用炉心冷却装置（Emergency Core Cooling System）

表 5.2.2　竜巻起因事象と設計（評価）内容の例

BWR		PWR	
竜巻起因事象	設計（評価）内容	竜巻起因事象	設計（評価）内容
補機冷却系の喪失	配置設計によっては，補機冷却系の損傷による事象影響を評価する。	補機冷却系の喪失	海水冷却系のうち，海水ポンプの構造および機能健全性を，最大荷重で評価する。
SFP*の損傷	竜巻等による建屋の鉛直向の風荷重や飛来物の衝突について，原子炉建屋天井の構造強度を最大荷重で確認する。	SFP の損傷	建屋天井の構造強度を最大荷重で確認する。
屋外施設の損傷	屋外に設置されている S クラスの設備について，構造及び機能の健全性について，最大荷重で確認する。排気筒について，最大荷重で健全性を確認する。検討の結果，破損が想定される場合は，その他設備に波及的影響がないことを確認する。	屋外施設の損傷	S クラス設備について，構造および機能の健全性について，最大荷重で確認する。

SFP：使用済核燃料貯蔵施設

図 5.2.1　深層防護の考え方

（http://www.enetalk21.gr.jp/kouenroku/20131106_energy_02.html）

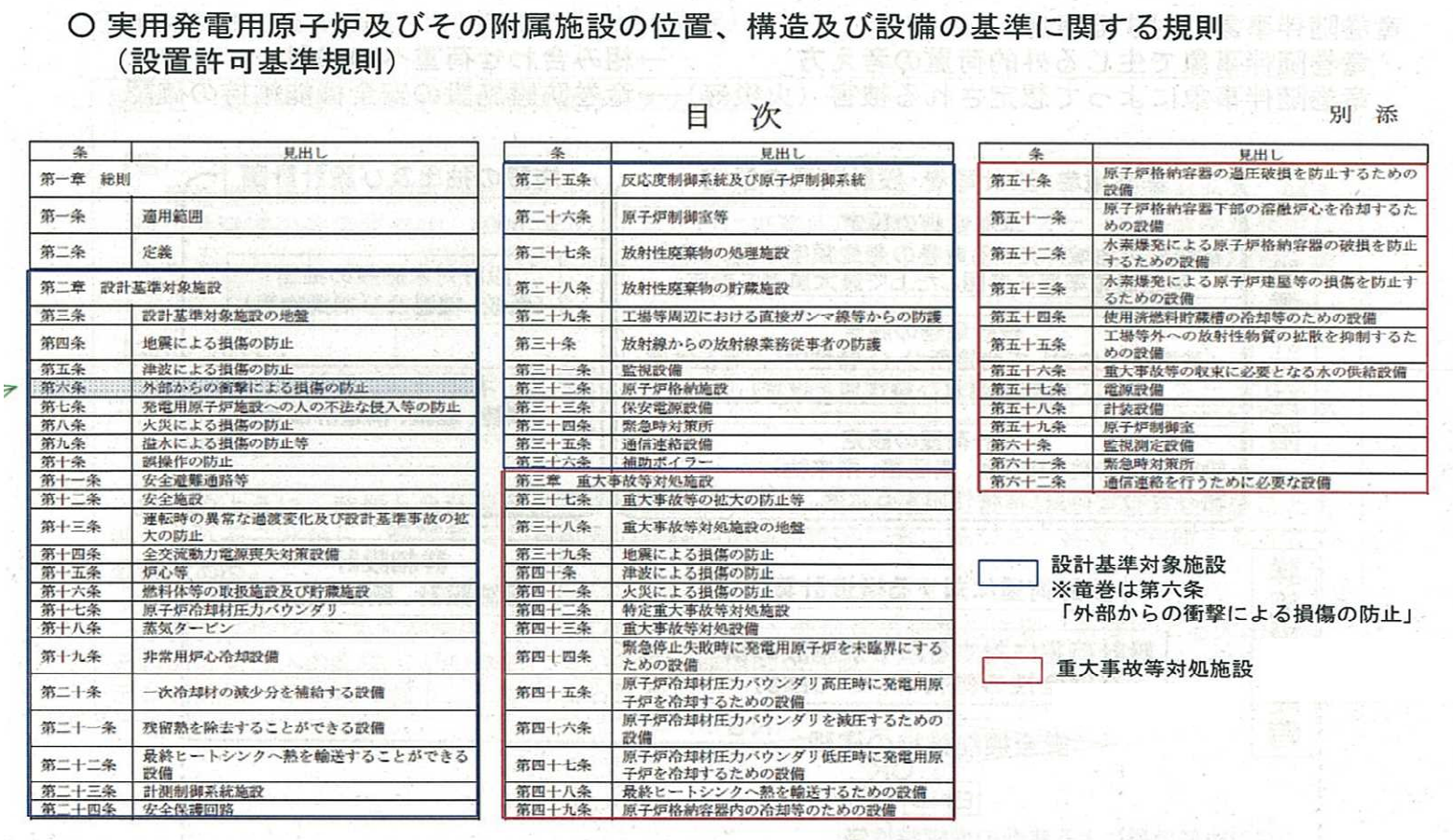


図 5.2.2　設計基準対象施設および重大事故等対処施設

（実用発電用原子炉及びその付属　施設の位置，構造及び設備の基準に関する規則（設置許可基準規則）目次）

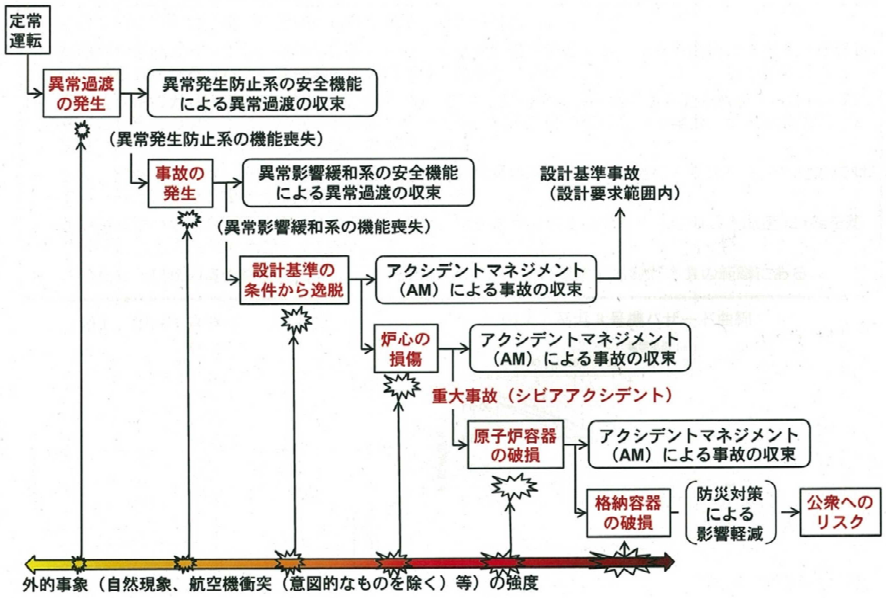


図 5.2.3　外的事象と事故進展の関係

参考文献

5.2.1 原子力規制庁，原子力発電所の竜巻影響評価ガイド，平成 25 年 6 月

5.2.2 平成 27 年度 N 竜巻研究会報告書

5.2.3 原子力発電所の竜巻影響評価ガイド（案）及び解説　JNES－RE－2013－9009 独立行政法人　原子力安全基盤機構

5.2.4 原子力規制委員会，実用発電用原子炉に係る炉心損傷防止対策及び格納容器破損防止対策の有効性評価に関する審査ガイド，平成 25 年 6 月

5.3 竜巻および随伴事象による複合的な外乱

5.3.1 気象学的観点におけるマルチハザードのシナリオ

竜巻は親雲である積乱雲に伴う現象であるため，竜巻の被害を考える際，付随する他の現象～豪雨，豪雪，降雹，ダウンバースト，落雷などの“極端気象”～も併せて考慮する必要がある。竜巻をもたらす親雲は，水平スケールが数 10 km～数 100 km を有する「スーパーセル」であり，スーパーセルはその内部構造としてダウンバースト，降雹，豪雨，落雷を形成するため，「サンダ―ストーム（注 1)」，「トルネードストーム」，「ヘイル（雹）ストーム」ともよばれている。

また，竜巻の親雲は，さらに大きな大気現象（～1000 km）の中で形成されることが多く，大きな擾乱内で発生する現象が同時に発生することから，マルチハザードを想定すべきである。1997 年～2006 年にわが国で報告された 250 個の竜巻に関して，竜巻をもたらした大気現象を分類すると，約半数が低気圧（前線を含む），1/4 弱が台風に伴い，停滞前線（梅雨前線）と冬型（モンスーン）を含めると大部分の竜巻が大規模な大気現象に伴っている（図 5.3.1)。換言すれば，原子力施設内で竜巻が発生した場合，その周辺地域でも嵐の中でさまざまな被害に見舞われるといえる。竜巻は瞬発性であるが，大規模な大気現象に伴う，豪雨・豪雪，強風，落雷等は広範囲にわたり長時間継続するため，時空間スケールの異なる防災対策も考慮する必要がある。

さらに，トルネード多発地帯であるアメリカ中西部と日本とでは気候が大きく異なり，ストームをもたらす大規模な環境場や付随現象も大きく異なっている。梅雨前線やウィンターストームなど，大気擾乱に関してもアメリカ中西部では見られない現象があり，豪雨や豪雪，あるいは落雷特性も異なるため，独自の対策を考慮する必要がある。つまり，竜巻に前後して，集中豪雨・豪雪や“スーパーボルト（注 2）”など，わが国固有といえる現象が付随する可能性がある。

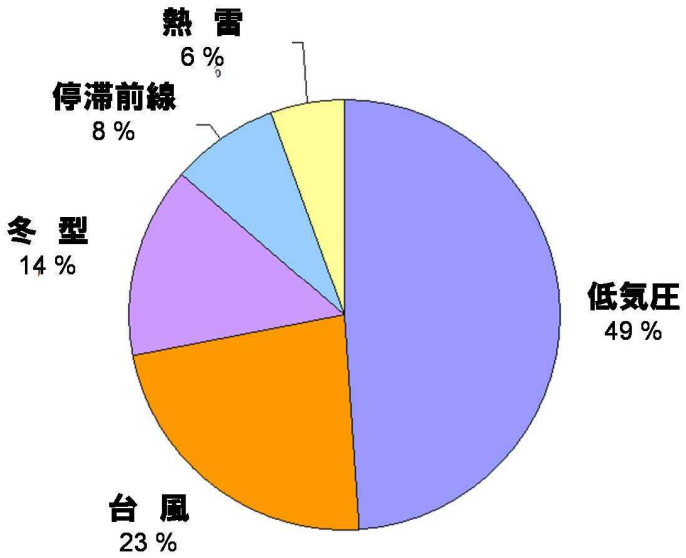


図 5.3.1　1997 年～2006 年に報告された 250 個の竜巻の気象要因[5.3.1]

竜巻に付随する大気現象の具体的な値（観測極値）に関しては，竜巻をもたらす親雲は最も発達した積乱雲であることから，これまでの観測極値に達する可能性がある。降雨については，台風や梅雨前線時には，時間雨量で 100 mm/h，1 日雨量で 500 mm/日，数日間で 1000 mm を超える雨量がしばしば観測される。このような統計的な極値に近い雨量が観測されると，敷地内の浸水，斜面崩壊，周辺地域における土砂災害が頻発する。暴風雪は断続的に数日から 1 週間続き，1 m を超える積雪，視程障害，ギャロッピングによる停電などが発生する。また，落雷も 1 個のスーパーセルで数 1000 回と短時間で落雷の集中が観測される一方で，冬季の擾乱では長期間にわたり断続的な落雷が継続する。

以下，竜巻をもたらす水平スケールが 1000 km 程度を有する大規模な大気現象として，特に重要と考えられる，台風，梅雨前線，ポーラーロウ（寒気内低気圧），爆弾低気圧（bom）の具体的な 4 事例を取り上げ，竜巻および竜巻付随現象との関係を示す。

1) 台風：台風やハリケーンに伴う竜巻（typhoon induced tornado）は，台風の東側（危険半円），特に進行方向の北東象限で発生しやすく，台風のレインバンド内で形成された積乱雲に伴い発生することが多い（図 5.3.2，図 5.3.3）。熱帯起源の台風のレインバンドを構成する積乱雲は水雲（氷晶過程を含まない”暖かい雨”）であり，雲頂が 5～8 km 程度で，個々の積乱雲の水平スケールも 10 km 以下と比較的小さい。そのため，落雷（注 3）を伴わない事例も多い。降雨は，レインバンド（あるいは近傍の前線）と台風の眼周辺の発達した積乱雲（壁雲）からもたらされる。一方，台風中心付近で形成される壁雲とよばれる鉛直方向に発達した積乱雲に伴う竜巻はその実態がよくわかっていない。

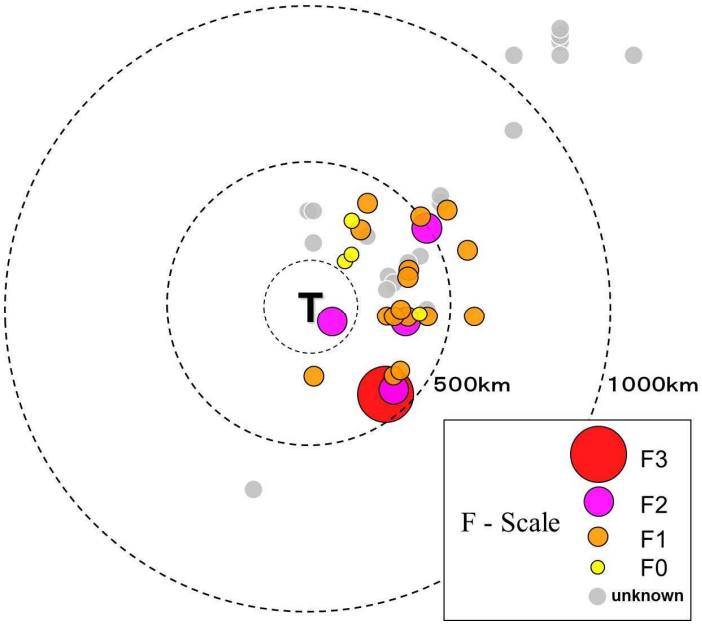


図 5.3.2　台風に伴う竜巻の発生分布[5.3.1]

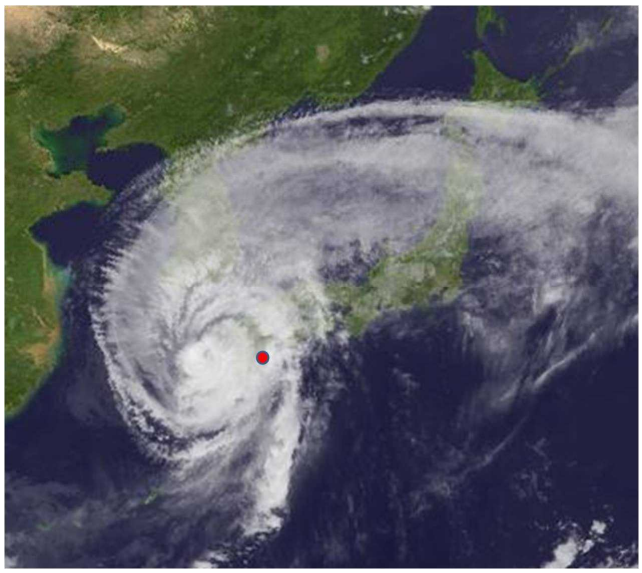


図 5.3.3　2006 年 9 月 17 日 14 時のひまわり赤外画像と竜巻（延岡竜巻）発生地点

2)　梅雨前線：停滞前線である梅雨前線の周辺（前線上あるいは前線の南側）で積乱雲が発達することが多い。海洋上で発生した積乱雲群（クラウドクラスター）が東進して豪雨をもたらす。竜巻やダウンバーストが発生することも珍しくない。梅雨前線に伴う集中豪雨は，クラスターを形成する複数の積乱雲が寄与し，さらに複数のクラスタ

ーが前線に沿って同じ場所に上陸することで長期間にわたり降水が続くことになる。このような特徴は，東シナ海で発生したクラスターが上陸する九州に限ったことではなく，梅雨前線は北上して日本海で形成されたクラスターが上陸する，山陰地方から東北地方にかけも同様である（図 5.3.4）。

図 5.3.4　2004 年 7 月 13 日 08 時のひまわり赤外画像（新潟・福島豪雨）

3) ポーラーロウ：寒気場内で形成される低気圧性擾乱は，温帯低気圧（extra-tropical cyclone）の一種であるが，前線を持たずに台風のような構造を示すこともあり，ポーラーロウ（polar low：寒気内低気圧）とよび区別される。冬季季節風卓越時に日本海上ではさまざまなスケールの渦（気象レーダーで観測される”渦状エコー”や衛星画像で確認される”小低気圧”）が観測されるが，これらも広義のポーラーロウといえる。狭義には，水平スケールが数 100 km 程度の比較的大規模なものがポーラーロウと定義される。ポーラーロウは，寒気内で発生する台風のような構造を有し，明瞭な渦が確認され，長時間の暴風雪，豪雪，落雷をもたらすことが知られている。ポーラーロウと竜巻の関係については不明な点が多いが，日本周辺で発生した 166 事例のポーラーロウに関して，竜巻の発生（気象庁データベースによる）を調べたところ，少なくとも 10%のポーラーロウで竜巻の発生が確認された（図 5.3.5）。

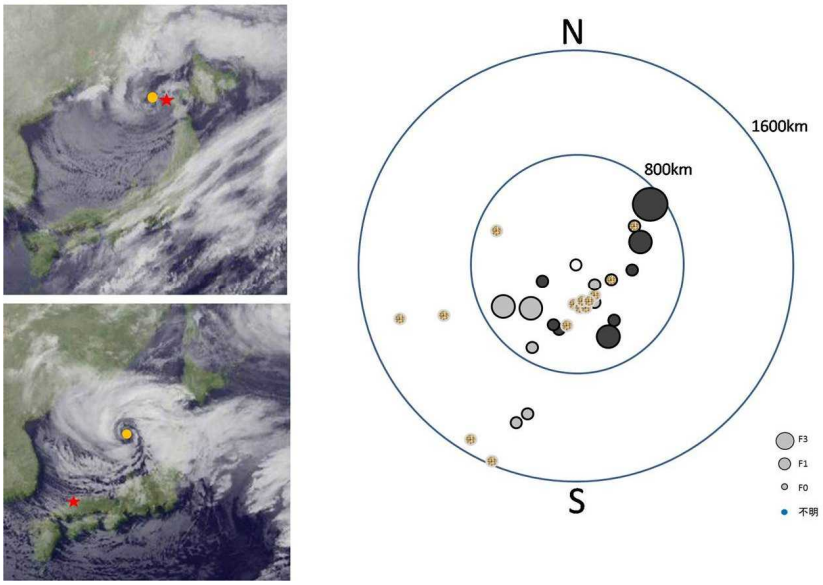


図 5.3.5　ポーラーロウの実例（左）とポーラーロウに伴う竜巻の発生地点（右）[5.3.2]

4) 爆弾低気圧：温帯低気圧の中で急速に発達する低気圧は，爆弾低気圧（bomb）とよばれる。緯度 φ において低気圧の中心気圧が 24 時間に，24(sinφ/sin60) hPa 以上降下した温帯低気圧として定義され，日本付近の北緯 45°では，約 20 hPa の気圧降下する低気圧となる。爆弾低気圧は，1 日に数 10 hPa の気圧降下を示し，台風並みに発達することから，広範囲で強風を伴うことが多く，交通の障害や山岳遭難，沈没や座礁などの海難事故の原因となる。日本周辺では主に冬季に観測され，日本海上や関東沖太平洋上などで急発達するため，正確な予測は困難である。2012 年 4 月 3 日の低気圧のように，半日で約 20 hPa の気圧降下を示す稀な事例も報告されている（図 5.3.6）。

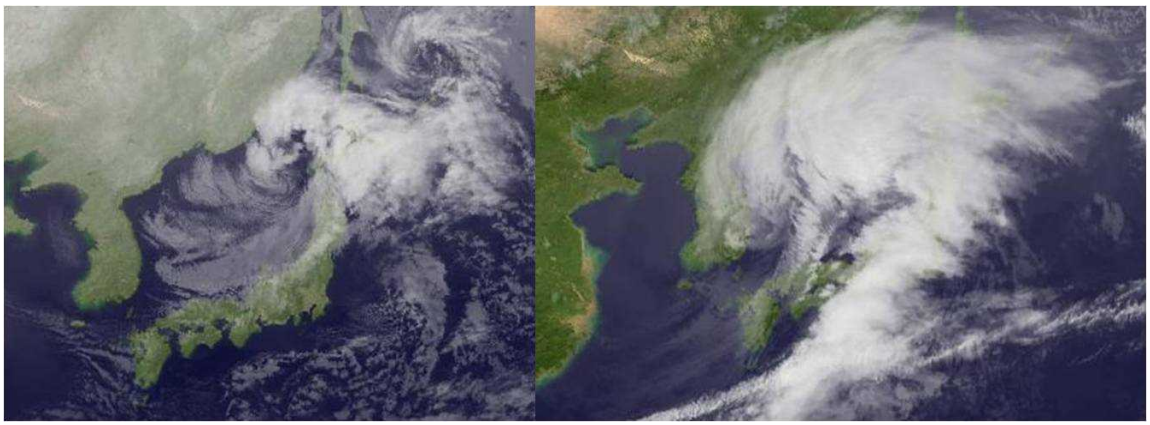


図 5.3.6　2005 年 12 月 25 日 21 時(左) と 2012 年 4 月 3 日 12 時(右) のひまわり赤外画像

注1）　米国におけるサンダーストーム（thunderstorm）は，公式には次の一つ以上が当てはまったときに“激しい（severe）”と判定される。すなわち，「直径 2 cm 以上の雹」，「時速 93 km/h（58 mile/h）以上の風」，または「竜巻」。

注 2）通常の 10 倍以上のエネルギーを有する大エネルギーの雷撃を指す。雷撃観測値からは，雷電流値が 200 kA 以上の大電流雷撃，あるいは雷電流継続時間が 1 ms 程度の継続時間の長い第 1 雷撃を指すことが多い[5.3.3]。

注 3）積乱雲内の電荷分離は霰（あられ）粒子が重要であり，霰が形成される雲内の気温が－10 ℃のレベルで活発に行われる。夏季の地上気温は 30 ℃前後で対流圏界面は－55 ℃程度であるため，高度 10 km 位まで鉛直方向に発達した積乱雲は－10 ℃レベルは必ず雲内に存在することから，発雷を伴う雷雲といえる。一方，雲頂高度が 10 km 未満の夏季積乱雲や，雲頂高度が 3～4 km 程度の冬の積乱雲（雪雲）は，－10 ℃のレベルが雲内に存在しない場合があり，その場合は落雷が発生しない，あるいは不活発な雷活動が観測されることになる。厳冬期の北海道では落雷がほとんど観測されなくなるのはこの理由からである。また，夏季の発達した積乱雲では，数 100 回から数 1000 回におよぶ活発な雷活動が観測されるが，スケールの小さな雪雲からの落雷数は極端に少なくなり，雪雲からの落雷は「一発雷」とよばれる。

以上のように，積乱雲（スーパーセル）より 1 オーダー大きな水平スケール（数 100 km）を有する顕著な大気現象は日本列島周辺でしばしば観測され，竜巻および竜巻付随現象を伴う（表 5.3.1）。台風，梅雨前線，ポーラーロウ，爆弾低気圧はいずれも特定の時期に発生するために，各随伴現象の頻度も異なる。また，集中豪雪による被害やスーパーボルトなど，米国では観測されないわが国固有の付随現象も考慮する必要がある。

表 5.3.1　竜巻付随現象と大気現象との関係

	ダウンバースト	降雹	豪雨	豪雪	落雷
積乱雲	○	○	○	○	○
スーパーセル	◎	◎	◎	○	◎
台　　風	○	△	◎ （暴風雨）	×	○
梅雨前線	○	△	◎	×	○
ポーラーロウ	○	◎ （雪霰）	×	◎ （暴風雪）	◎
爆弾低気圧	○	○	○ （暴風雨）	○ （暴風雪）	◎

（注）各大気現象に関して，随伴頻度により◎（高頻度で随伴），○（随伴可能性あり），
△（随伴頻度稀），×（随伴の可能性なし）と記述。

5.3.2 短時間予測による竜巻等シビアストーム監視

わが国では，年間を通じてさまざまな大気現象に伴い竜巻が発生している。アメリカで長く議論されてきたような，スーパーセルに伴い発生するトルネード（tornado）と比較的弱い竜巻であるスパウト（waterspout, landspout）のような明瞭な区別は難しく，わが国における竜巻の構造はよくわかっていない点も多い。竜巻の親雲内で形成されるメソサイクロン／マイソサイクロンの構造については，実際に観測された構造は複雑であり，高分解能のレーダーを用いた高精度の観測から竜巻の親渦を捉える必要がある。2008 年から気象庁が発表するようになった，竜巻注意情報も予報精度の向上のために課題が残されている。

防災面では竜巻や局地的な豪雨などリードタイムが極めて短い現象の対策が大きな課題である。わが国では，数 10 分前から上空に明瞭なメソサイクロンが先行して存在する竜巻の事例は少なく，マイソサイクロンと竜巻がほぼ同時に観測される事例が多い。さらに，積乱雲の発生とほぼ同時にマイソサイクロン／竜巻が形成されることもある。マイソサイクロンの寿命は 10 分未満のものが多く，レーダー観測においてボリュームスキャンの仰角を絞って，3 分から 5 分間隔のスケジュールで観測しても時間分解能は不十分である。ドップラーレーダーで観測されたメソサイクロン／マイソサイクロンの情報をどのように伝達するかが，竜巻ナウキャスト（nowcast）の課題でもある。竜巻のような局所的な現象に対しては，気象庁の予報（警報，注意報，竜巻ナウキャスト）だけでなく，独自に情報を入手して対応することも必要である。例えば，レーダー情報に関しては，気象庁レーダーに加えて，国土交通省のレーダー（XRAIN）や電力会社の所有するレーダー等を活用して，より精度の高いナウキャストを試みることが考えられる。

最近の事例をみても，これまで竜巻が発生しにくいとされてきた北海道東部で冬季に F3 竜巻の発生（佐呂間竜巻），時間雨量が 50 mm を超えるような“ゲリラ豪雨”の増加，年間 10 個の台風の上陸（2004 年），台風の上陸記録がなかった東北太平洋岸への上陸（2016），1 ヶ月間で 4 個の台風が上陸，接近した北海道（2016）など，これまで経験したことのない災害のパターンが観測されている。最悪のマルチハザードのシナリオを想定するのも現実の備えといえる。

参考文献

5.3.1　小林文明，菅原祐也，松井正宏，最近 10 年間のわが国における竜巻の統計的特徴，日本風工学会誌，32, 155-156, 2007

5.3.2　小林文明，竜巻観測の現状と課題，天気，63，966-969, 2016.

5.3.3　Kobayashi, F., T. Shimura, A. Wada and K. Shinjo, Radar Echo Structures of Winter Thundercloud with Large Lightning Current Observed at Hokuriku Coast, Japan, J. Atmos. Electr., 26, 95-104, 2006

6. まとめ

本研究で明らかになった事項をまとめる。

1. 竜巻規模の設定方法

1.1 新観測資料や審査資料等に基づく竜巻検討地域及び竜巻規模の評価手法

日本国内での 10 地点の原子力発電所について，竜巻検討地域の設定を比較した。竜巻検討地域の面積は，6～85×10^3km^2 とさまざまである。また，設定された面積に応じて，竜巻の記録が変化し，面積が小さい場合には，頻度の低い竜巻の発生個数が 0 になってしまうなどの傾向も見られた。これは，基準竜巻を設定する際に，過去最大竜巻の風速を一つの拠り所にしていることに影響を及ぼす。また，竜巻の記録は基本的に Web 公開されている気象庁のデータベースに基づいているが，統計の方針が歴史的に変更されてきていることは考慮されていたが，記録の不完全性に対応したものはなかった。これは，竜巻の局所性，非定常性を考えると捕捉に限界があり，何らかの形で補っていく必要がある。竜巻影響評価ガイドの竜巻集中地域は，このデータベース不完全性を補う一つの工夫であり，安全性確保に役立っていることが明らかとなった。

1.2 突風関連指数を用いた竜巻発生地域及び強度分布予測への適用性検討

突風関連指数に関する最近の検討結果に基づき，竜巻発生地域，強度分布予測への適用性を考察した。その結果，以下のことが明らかとなった。

1) メソスケール領域における突風関連指数の分析は，スーパーセル型竜巻（F3）発生の地域性を議論するのに有効である。
2) 季節によらず，茨城県以西の太平洋側および九州の沿岸域で頻度が顕著に高い。
3) F2 規模以下の非スーパーセル型竜巻は適用の範囲外である。
4) 過去事例の再現結果をもとに対象とする F スケール竜巻に対する閾値を設定し， SReH と CAPE に対する両閾値，または EHI に対する閾値を超える頻度を（暖候期と寒候期に分けて）解析することにより地域性を把握しうる。
5) 各グリッドの CAPE 値ではなく，設定した影響領域内の CAPE 値の最大を採用する方が妥当な結果が得られる。

1.3 日本版改良藤田スケールへの対応

2016 年 4 月から運用が始まった「日本版藤田スケール（JEF スケール）」の被害風速（DOD 風速）は，台風被害では見られないような特異な状況の誘因とされる竜巻突風の非定常効果を含めて，実際の被害に相当する定常風速に置き換えた，いわば「相当風速」であって，場合によっては，実際の竜巻風速に一致しない場合がある。短時間に立ち上がる突風による非定常効果は，上述のような風力の増大効果を生成する構造物の空力アドミッタンスの変化

や竜巻の移動に伴う急激な気圧低下による室内外の大きな気圧差力を発生させることが知られているが，これをどのように「相当風速」に反映すべきかは十分には検討されていない。また，JEF スケールの各被害指標(DI)の DOD 風速は，各種設計基規準に従った設計強度が建物の強度で実現していることや風洞模型実験による結果を前提にしている。実際の施工強度や経年劣化による強度のバラツキなどを被害現場でどの程度反映されているかの確認は今後の運用の中で解決すべき課題である。

2. 竜巻解析モデルの構築

2.1 各種竜巻評価モデルの文献整理と各モデルの比較

これまでに提案されている竜巻状の渦を表現できるモデルを比較した。その種類と取り扱い可能な風速の成分，理論式・経験式の区別等について，以下のようにまとめられる。

表 2.1.1 竜巻評価モデルの比較

	風速成分	経験式/理論式	風速場の変数
ランキン渦モデル	1 (V_T のみ)	経験式	2 (R_C, $V_{T,\max}$)
修正ランキン渦モデル	1 (V_T のみ)	経験式	3 (R_C, $V_{T,\max}$, α)
ビヤクネス渦モデル	1 (V_T のみ)	経験式	2 (R_C, ΔP_0)
フジタ DBT-77 渦モデル	3	経験式	2 (R_o, $V_{T,\max}$)
バーガース-ロット渦モデル	3	理論式	2 (R_C, $V_{T,\max}$)
サリバン渦モデル	3	理論式	2 (R_C, $V_{T,\max}$)
クオ-ウェン渦モデル	3	経験式	3 (R_{Co}, $V_{To,\max}$, δ_∞)
ウッド-ホワイト渦モデル	1 (V_T のみ)	経験式	5 (R_C, $V_{T,\max}$, η, κ と λ)
ベイカー渦モデル	3	経験式	4 (Z_m, R_m, $V_{R,\max}$, S)

2.2 竜巻通過経路周辺の観測値を用いた気圧降下の推定例

竜巻通過時の圧力低下について，実測結果を収集し，その大きさと特徴を検討した。日本，米国の事例では，数 10hPa～100hPa の圧力低下が確認されていることが明らかとなった。今後も，同様な事例を収集し，竜巻強さとの相関性等を検討する必要がある。

2.3 地上稠密気象観測データを用いた竜巻モデルの検討

実際に被害をもたらした竜巻について，超高密度地上観測網で捉えた地上気圧データを用いて，竜巻の気圧分布を表現する渦モデルを検討した。実際の被害分布から，最大風速半径と最大風速を仮定（R0=50 m，Vmax=40 m/s）して，ランキン渦，修正ランキン渦，ビヤクネス渦，フジタモデルを比較した結果，係数 α を変化できる修正ランキン渦が最適であった。近似曲線から求めた修正ランキン渦の係数は $\alpha = 0.5$ 以下となり，先行研究の報告例（α

= 0.6〜0.7）と比較すると小さい値となった。本事例では，竜巻の被害域から 10 km 離れた観測点でも 0.3 hPa 以上の気圧降下が観測され，上空の親渦（マイソサイクロン）の影響が地上の気圧データに現れたものと考えられた。マイソサイクロン（最大風速半径 R=1 km, Vmax=20 m/s）を仮定して，観測された気圧分布を包含する修正ランキン渦の α は，$\alpha = 0.35$〜0.75 の範囲で，最適の曲線は $\alpha = 0.51$ であった。このような，竜巻渦とマイソサイクロンの係数の違いが何を表しているかは興味深い。今回の結果は，竜巻の工学モデルを構築する際，竜巻渦と同時にメソサイクロンあるいはマイソサイクロンを考慮したモデルを考える必要があることを示唆している。仮に，竜巻渦と親渦（マイソサイクロン）が同じ修正ランキン渦モデルで表現でき，同じ係数の値で表すことができれば，シンプルなモデルで竜巻全体を表すことができる可能性を意味している。

2.4 ＬＥＳによる竜巻状流れ場の生成

竜巻による飛来物の計算を行う上で，計算結果に影響を及ぼす竜巻の気流性状について検討した。LES による非定常乱流場の計算を行って，境界条件を変化させることにより，種々の性状を持った竜巻状の渦を発生させ，それぞれが持つ特徴を明らかにした。発生させた渦の解析を行う際に，解析領域で時空間平均操作を行って統計量を求め，それらの値によって気流性状を評価した。発生させた渦は，低圧領域の圧力等値面の形状により，1 セルタイプ，2 セルタイプ，多重渦タイプ，らせん状の渦，紡錘状の渦の５つのタイプの渦に分類した。また，2 セルタイプの渦に関しては，解析領域内の仕切り板がある場合とない場合。2 セルタイプで仕切り板がない場合と多重渦タイプ，らせん状の渦に関しては，地面に粗度がある場合とない場合の合計 9 ケースの計算を行い，それぞれの渦の特徴を明らかにした。

水平シアによって生成した竜巻状流れの流れ場について，その非定常性を考慮しつつ，比較的時間的に安定した 1,000 秒間の瞬間流れ場について検討を行った。その結果，各高さにおける圧力中心を基準にして半径毎のアンサンブル平均を施すことで，バーガース vortex で比較的良好な近似が可能な接線風速分布を確認することができた。一方，圧力中心に対する非対称性および非定常性のため，圧力中心を基準にしても各半径における平均値に対するばらつきが大きい特徴が明らかとなった。また，バーガース vortex の近似パラメータにしても非定常性を有しており，さらに地表面粗度の影響によって高さ方向にも分布を持つ複雑な性質を有している。

3. 竜巻による飛来物に関する検討

3.1 飛来物の類型化分析

学術文献，報道資料などから飛来物になりうる物体の調査を行った。
また，過去の原子力発電所の現地調査結果や最新の審査資料から，現在の原子力発電所の敷地内での状況を明らかにした。

3.2 非定常気流中における飛来物の飛翔性状に関する検討

飛来物の飛翔性状について検討する際に仮定する流れ場の性状について，代表的な渦モデルとして，ランキンモデル，フジタモデル，数値的に発生させた風速場を取り上げて，それぞれの特徴を概観した。また，定常流れ場としてランキンモデル，非定常流れ場としてLES により発生した竜巻状の乱流場を用いた飛翔計算例を引用し，それぞれの流れ場による飛散性状の違いを比較した。それによると，飛びやすい物体は LES による非定常流れ場を飛散するほうが最大飛散速度が大きくなり，飛びにくい物体では，ランキンモデルのほうが最大飛散速度が大きくなる結果となった。

次に，LES により生成された２セル型の非定常流れ場を用いて，飛散条件を変化させた計算例を引用し，物体の飛び易さを示す空力パラメータや，最大接線風速，最大接線風速半径，渦の移動速度の違いによる飛散性状を比較した。それによると，飛び易い物体ほど，最大接線風速や最大接線風速半径，さらには渦の移動速度が大きいほど飛散中の対地最大速度は大きくなる．また，飛来物の対地最大速度は渦の回転と移動速度が加わり風速が大きくなる領域で大きくなり，対地最大速度の発現位置は最大接線風速半径の 3 倍以内に見られ，放出高さに伴って上方に広がる．飛来物の対地最大速度は渦の回転と移動速度が加わり風速が大きくなる領域で大きくなり，対地最大速度の発現位置は最大接線風速半径の 3 倍以内に見られ，放出高さに伴って上方に広がる結果となることが分かった．

3.3 飛散物の飛行特性に関する検討

ここでは，LES で生成した水平シアによって生じる 1 セル型竜巻状流れを使って，空力パラメータの異なる飛散物の飛行特性を検討した。また，1 セル型，2 セル型，マルチセル型の各竜巻状流れを使って，最大接線風速を変化させた場合の飛散物の飛行特性について検討した。その中で，いずれのケースにおいても飛散物は飛行時間の長いグループと短いグループに分けることができ，それぞれのグループが示す飛散開始半径，最大到達半径，着地半径，最大到達高度，最大速度，着地速度の発現頻度分布がいずれもほぼ正規分布で表すことができることを確認した。このことは，飛散物の衝突速度などを正規分布によって表現し，確率論で取り扱うことが可能であることを示している。また，それぞれの飛散物の飛行特性に対する空力パラメータおよび最大接線風速の影響については，それぞれの流れの状態によって傾向は異なるが，遠心力の作用と地表付近の収束流の存在が飛散物の挙動を大きく支配していることが示された。そして，特に重要と考えられる水平速度については，法線速

度と接線速度の合成による特性を示し，流れ場の種類によってその影響の仕方が異なるため，少なくとも渦の形態に応じて，飛散物の特性を検討することが必要であり，飛散物の空力パラメータの影響についても検討することが必要と考えられる。さらに，非対称な流れ場となる移動竜巻についての飛散物の挙動はここで示したものとは大きく異なることが予想され，詳細な検討が必要になると考えられる。

4. 竜巻等突風による施設への荷重の影響

4.1 竜巻の非定常効果が及ぼす突風荷重の多角的視点

佐賀市(2004), JR 羽越線脱線事故(2005，山形県庄内町)，宮崎県延岡市(2006)，北海道佐呂間町(2006)，等での竜巻あるいは突風による被害が続き，これまでの境界層風洞による準定常風下に基づく空気力理論では扱えないような報告がされている。その後のつくば市を中心とする北関東での竜巻による広域被害（2012）や埼玉県越谷市(2013)の竜巻被害に至って，突風に起因する非定常な風力・風圧力は風工学研究者の注目する研究課題の一つになった。気象現象の解明や流体力学理論による周辺圧力場の解明だけでなく，“突風による荷重（突風荷重)”の体系化が要望される状況になっており，過去の研究を概観して論点を整理した。

4.2 竜巻の移動速度を考慮した竜巻モデルによる構造物変形量の違い

竜巻モデルによっては，同じ最大接線風速でも，高風速域の継続時間が異なるために，同じ風速ランクの竜巻でも構造物の変形量に差が見られる。近くを通過する竜巻によって送電鉄塔に生じる変形量を 3 つの竜巻モデル（ランキン渦モデル，フジタ DBT-77 モデル，バーガースモデル）で試算した結果を紹介した。竜巻移動中心位置と鉄塔塔体中心位置との最短距離をパラメータとした，F2 クラスの竜巻が通過する場合（最大接線風速 64.5m/s，移動速度 11.6m/s）を想定したときの 500kV 懸垂型鋼管鉄塔の応答特性の比較を行ったところ，送電鉄塔に対する竜巻中心との距離や使用する竜巻モデルによって，鉄塔変位に大きな差が見られることがわかった。最大風速に加算される竜巻の移動速度については 1 例しか算定していないが，その影響は大きい。各竜巻モデルの風速分布を比較すると，バーガースモデル，ランキン渦モデル，フジタ DBT-77 モデルの順に高風速となる領域が大きい。風速の作用時間に強く影響する高風速域の影響は時刻歴応答解析の視点が必要なことがわかった。今回の試算では，いずれの竜巻モデルを用いた場合でも，鉄塔位置が竜巻進路の右側で，竜巻移動中心位置と鉄塔塔体中心位置との最短距離が 40m のときに変位量は最大となる。また，竜巻の最大変位量を比較すると，いずれのパラメータでもバーガースモデル，ランキン渦モデル，フジタ DBT-77 モデルの順に値が大きくなった。

4.3 気圧降下による建物差圧力の実験的検討

竜巻通過時の急激な気圧降下に建物内圧がどのように追随するかを突風風洞実験で検討し

た。特に，無風環境下で建物模型に急激な気圧降下のみを作用させる工夫を行い，模型の密閉度（気密性）を代表的な開口面積で代用し，模型の容積に対する開口面積の比率を変えながら，模型内圧の圧力伝達特性を検討した。その結果，以下の所見を得た。

1) 開口直径を固定し模型容積を大きくすると，模型内圧の降下量が小さくなることから，開口率が小さくなると模型内圧の降下量は減少する。また，開口率を固定し模型容積と開口面積を変化させても模型内圧の変動はほとんど一致することから，内圧変動は開口率で定まると考えられる。
2) 模型内圧と模型外圧の差から求まる差圧力の時刻歴波形は，開口率により変動パターンが変化し，開口率が小さいほど，差圧は大きくなる傾向がある。
3) 本実験では，差圧力と外圧のピーク比は外圧降下量が大きいほど上昇する傾向が見られ，開口率ごとに一つのパターンを示す。

4.4 飛来物による開口部の破壊が建物の風荷重に与える影響

開口の瞬間開放が可能な陸屋根建物模型を用い，風洞実験により内外圧同時測定を行った。風洞実験模型は相似則を満たすような空気層付の建物模型である。その結果，以下のことが得られた。

1) 開口に正対する風向□ = 0°のときに内圧係数が最大となり，風向角の増大に伴い内圧係数は減少する。また，今回実験を行った模型(開口率 4.5%)においては，開口が瞬間的に開放される場合と，元々開放されている場合とで，最大ピーク内圧係数にほとんど差は見られなかった。
2) 開口開放時およびその後の内圧変動と外圧変動の関係を検討した結果，内圧変動と開口付近の外圧変動はほとんど同様の変動をする。
3) 開口のない壁面における内圧変動と外圧変動については，相関係数□0.4 程度の負の相関が見られ，内圧の正のピークと外圧の負のピークがほぼ同時に作用することで，壁面に大きな外向きの風力が作用する可能性が示唆された。
4) 実験結果と理論解析の比較においては，開口発生直後の内圧のオーバーシュートが実験においては発生しなかった。その原因としては開口時間や開口部有効長さの影響が大きいものと考えられる。

4.5 外装材等に飛来物が及ぼす影響評価のための実験的手法の適用性等

外装材に対する飛来物試験を実施するための衝撃試験装置を試作し，その性能を評価する理論式を導出した。実験結果との差は，放出速度が大きくなると小さくなる傾向が見られた。実際の実験での放出速度を予測する一案としての速度比に対する経験式を求めた。

また，合わせガラスに対する衝撃性能試験を実施した。

4.6 瞬発的噴流が建築物にもたらす非定常風力に関する実験

独自に製作した瞬発的噴流発生装置を用いて瞬間的に噴出する噴流ダウンバーストの再現を行い，建築物に作用する風荷重を把握した。さらに，風洞実験によって境界層乱流中の建築物に作用する風荷重との比較も行い，ダウンバースト下での風荷重の評価手法を検討した。本研究の結果より，ダウンバーストによる風荷重を適切に評価するためには現行の設計基準で示される領域分割および外圧係数を用いることは不適切であり，ダウンバースト下での風圧係数分布に適した領域分割および風圧係数を設定することが重要であることが示された。

5. 竜巻等の突風による被害シナリオと影響評価

5.1 竜巻による原子力発電施設被害例

文献より，Enrico Fermi 発電所（ミシガン州）等で発生した過去の米国内の原子力発電所で発生したトルネードによる被害状況をまとめた。

5.2 竜巻被害リスク検討に必要な情報の整理

竜巻による原子力発電所に発生する被害のシナリオを検討する際，基本的に検討の対象となるものについて検討した。対象は基本的には外気に曝される施設，構造物と考えられる。現行の基準として原子力発電所の竜巻影響評価ガイドでは設計対象を「竜巻防護施設」と呼び，「基準地震動及び耐震設計方針に係る審査ガイド」の重要度分類における耐震 S クラスの設計を要求される設備（系統・機器），建屋・構造物等と決められている。この考えに基づき，竜巻防護施設が具体的にどの構造物，設備を示すのかについては，個々の原子力発電所固有に定められるものと考えられ，設計対象施設の例を提示した。今後，風工学と原子力発電施設の専門家が合同で，竜巻通過時に想定される可能な起因事象を挙げ，各事象が原子力発電所の安全性維持に重大な影響を及ぼすに至る可能なシナリオについて網羅的に検討する必要がある。この検討を経て竜巻由来のシビアアクシデントとして想定されるシナリオと，シナリオを構成する竜巻事故シーケンスを検討・整備し，重大事故に対する脆弱性の評価の基とすることが必要であろう。また，最終的には竜巻事故シーケンスに対する確率論的リスク分析（PRA）を行い，原子力発電事業の実施者のみならず，社会的に受容される「残余のリスク」に対する定量的評価が必要と考えられる。

5.3 竜巻および随伴事象による複合的な外乱

竜巻は親雲である積乱雲に伴う現象であるため、竜巻の被害を考える際、付随する他の現象～豪雨、豪雪、降雹、ダウンバースト、落雷などの“極端気象”～も併せて考慮する必要がある。複合的な気象条件の影響に関して，短時間予報の可能性等も考慮しながら概観した。

著者

田村幸雄，松井正宏，吉田昭仁，金容徹（東京工芸大学）
前田順滋（九州大学大学院）
植松　康（東北大学大学院）
小林文明（防衛大学校）
白土博通（京都大学大学院）
丸山　敬（京都大学防災研究所）
西嶋一欽（京都大学防災研究所）
西村宏昭（京都大学防災研究所）
野田　稔（徳島大学大学院）

平成２８年度原子力施設等防災対策等委託費
（実用発電用原子炉施設の竜巻による影響評価の手順の整備）事業 報告書

第 II 編　竜巻による影響評価手順の整備

頁

はじめに 1
1. 設計の基本フローと本報告書で対象とする項目の位置付け 3
2. 基準竜巻・設計竜巻・設計竜巻荷重の設定の概要 5
3. ステップ１　竜巻検討地域の設定 7
3.1 概要 7
3.2 評価項目 7
3.2.1 竜巻の発生確認状況データの整備 7
3.2.2 原子力発電所の位置に応じた検討地域の設定 7
3.3 気象庁データベースの特徴を理解した竜巻発生頻度の適切な評価 7
3.3.1 気象庁の竜巻等の突風データベースの特徴 7
3.4 原子力発電所の位置に応じた検討地域の設定 9
3.4.1 総覧スケールの気象条件に基づく竜巻検討地域（T_{A1}） 9
3.4.2 過去の竜巻集中地域に基づく竜巻検討地域（T_{A2}） 11
3.4.3 その他の参考情報 11
3.5 竜巻検討地域の設定 11
3.6 審査資料における竜巻検討地域の設定事例 13
4. ステップ２　基準竜巻の最大風速（V_B）の設定 15
4.1 概要 15
4.2 評価項目 15
4.2.1 過去に発生した竜巻による最大風速 15
4.2.2 竜巻最大風速のハザード曲線による最大風速 15
4.2.3 基準竜巻の最大風速の設定 15
4.3 過去に発生した竜巻による最大風速 16
4.3.1 最大風速評価の概要 16
4.3.2 最大風速評価の留意点 18
4.4 竜巻最大風速のハザード曲線による最大風速 19
4.4.1 竜巻最大風速の年最大超過確率の評価 19
4.4.2 竜巻風速，被害幅，被害長さ及び移動方向の評価 22
5. ステップ３　設計竜巻の最大風速（V_D）の設定 24
5.1 概要 24

5.2 評価項目 24
5.3 設計竜巻の最大風速の設定 24
6. ステップ４　設計竜巻の特性値の設定 26
6.1 概要 26
6.2 評価項目 26
6.2.1 設計竜巻のモデル 26
6.2.2 特性値の種類 26
6.3 設計竜巻の特性値の設定 26
7. ステップ５　設計竜巻荷重の設定 29
7.1 概要 29
7.2 評価項目 29
7.2.1 風圧力による荷重 29
7.2.2 気圧差による荷重 29
7.2.3 飛来物による衝撃荷重 29
7.2.4 設計竜巻荷重の組み合わせ 29
7.3 風圧力による荷重 30
7.4 気圧差による荷重 31
7.5 飛来物による衝撃荷重 32
7.5.1 設計飛来物の選定 32
7.5.2 設計飛来物の速度 32
7.5.3 設計飛来物の衝突方向，衝突範囲，衝突荷重の設定 33
7.6 設計竜巻荷重の組み合わせ 34
8. まとめ 34
参考文献 36
著者 38

はじめに

本報告書第 II 編では，設置許可段階における，基準竜巻・設計竜巻荷重の設定に関する方法について，その手順を示し，技術的な説明と注意点について解説するものである。

現在まで，原子力発電所に対する竜巻の影響評価について，原子力規制委員会から「原子力発電所の竜巻影響評価ガイド」[1]が平成 25 年 6 月に発行され，原子力安全基盤機構から「原子力発電所の竜巻影響評価ガイド(案)及び解説」[2]が同年 10 月に発行されている。また，これらに則して日本国内の主要な原子力発電所に対する影響評価審査資料（以下，審査資料）が公開されている。本報告書では，これらの資料を参考に，内容を整理し特徴をまとめ解説を加えた。各項目では，評価の手順をフロー図で示した。

参考とした基準類を以下に示す。

1) 原子力規制委員会：「原子力発電所の竜巻影響評価ガイド」，平成 25 年 6 月
2) 独立行政法人原子力安全基盤機構：「原子力発電所の竜巻影響評価ガイド（案）及び解説」，平成 25 年 10 月

参考とした審査資料は以下に示すとおりである。

1) 川内原子力発電所 1 号炉及び 2 号炉　竜巻影響評価について，平成 25 年 11 月 26 日，九州電力株式会社
2) 玄海原子力発電所 3 号炉及び 4 号炉　竜巻影響評価について，平成 25 年 12 月 19 日，九州電力株式会社
3) 伊方発電所３号炉 竜巻影響評価説明資料，平成２５年１１月１４日，四国電力株式会社
4) 伊方発電所３号炉 竜巻影響評価説明資料，平成２５年１２月２７日，四国電力株式会社
5) 大飯３号炉および４号炉 竜巻影響評価について，平成 26 年 1 月 28 日，関西電力株式会社
6) 大飯３号炉及び４号炉 竜巻影響評価について，平成 26 年 2 月 18 日，関西電力株式会社
7) 高浜３号炉および４号炉 竜巻影響評価について，平成 26 年 2 月 27 日，関西電力株式会社
8) 泊発電所３号機 竜巻影響評価結果，平成２５年１１月１９日，北海道電力株式会社
9) 泊発電所３号機 竜巻影響評価結果（その２），平成２５年１２月２４日，北海道電力株式会社
10) 柏崎刈羽原子力発電所 ６号及び７号炉 竜巻影響評価について（基準竜巻・設計竜巻の設定），平成２７年２月，東京電力株式会社

また，以下の研究報告書[3]を参考とした。

1) 東京工芸大学：「平成 21～22 年度原子力安全基盤調査研究（平成 22 年度）竜巻による原子力施設への影響に関する調査研究」，独立行政法人原子力安全基盤機構委託研究成果報告書，平成 23 年 2 月

以上

1. 設計の基本フローと本報告書で対象とする項目の位置付け

図 1.1 に，原子力規制委員会が，平成 25 年 6 月に発行した「原子力発電所の竜巻影響評価ガイド」および原子力安全基盤機構が平成 25 年 10 月に発行した「原子力発電所の竜巻影響評価ガイド（案）及び解説」（両者はほぼ同内容であり，かつ後者が前者の内容を包含し，かつ解説，補足等が追加されているので，主として後者を「竜巻影響評価ガイド」と呼び，その内容を引用する）における，竜巻が原子力発電施設に及ぼす影響の評価と設計のフローを示す。前述の本報告書の対象は，同図の太枠で示される範囲である。この内容は，「基準竜巻・設計竜巻・設計竜巻荷重の設定」である。

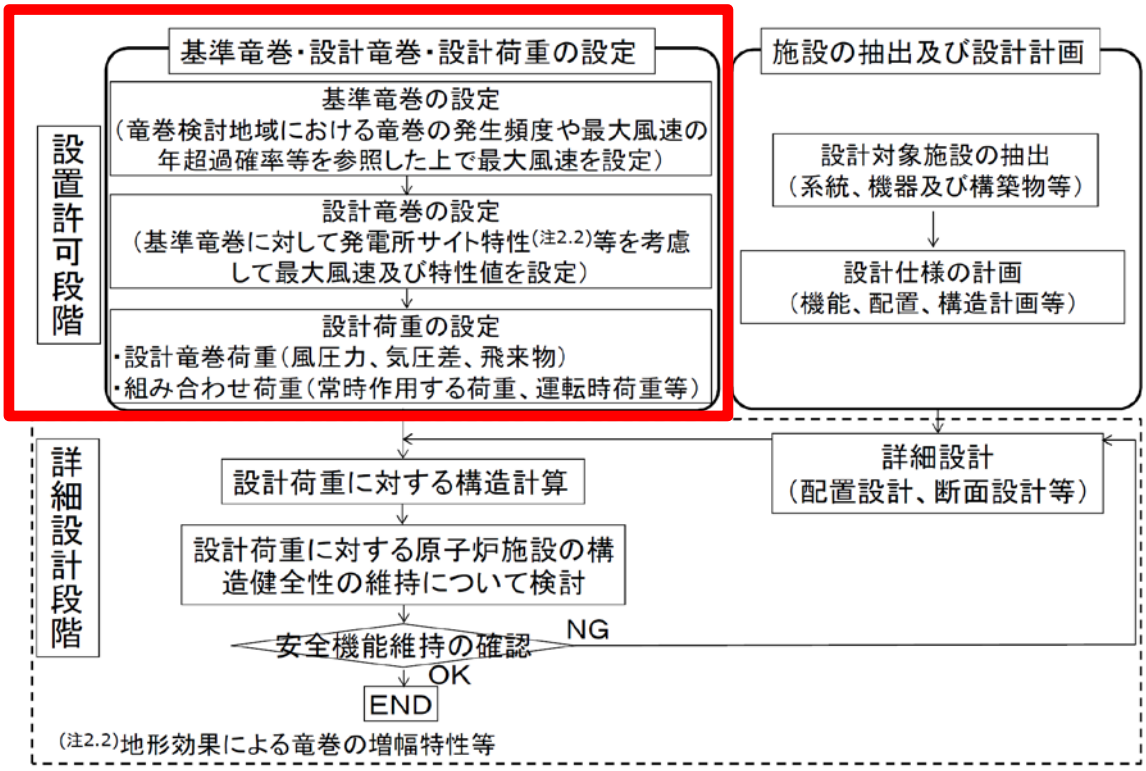


図 1.1　設計の基本手順 [1],[2]

2. 基準竜巻・設計竜巻・設計竜巻荷重の設定の概要

基準竜巻・設計竜巻・設計竜巻荷重の評価手順[1],[2]を図 2.1 に示す。手順は大きく，５つのステップで構成されている。

ステップ１では，原子力発電所の建設地点から，竜巻の性質を調査すべき地域を設定する。

ステップ２では，ステップ１で設定された地域における竜巻の性質を分析し，統計的性質を明らかにし，対象施設に対する竜巻風速の影響を確率的に評価する。このステップでは，最大竜巻風速と年超過確率の関係が得られる。想定する超過確率に対する最大竜巻風速を V_{B1} と称することにする。一方，設定地域内で過去に得られた最大の竜巻の風速を V_{B2} とする。基準竜巻の最大風速 V_B は，V_{B1} と V_{B2} の大きな値を採用する。

ステップ３では，建設地点および周辺の条件から，竜巻の風速が増速する効果を検討する。地形の影響等により割り増す必要があれば，風速の倍率として評価する。竜巻影響評価ガイドでは，割り増し効果を見込むものとして，低減効果は認めていない。ステップ２で得られた基準竜巻の最大風速 V_B に割り増し係数を乗じたものを設計竜巻の最大風速 V_D と称する。

ステップ４では，設計竜巻の特性値を設定する。設計竜巻の特性値とは，最大竜巻風速が V_D となるような竜巻の具体的なイメージを，数学的あるいは物理的な渦モデルを用いて明確にする。比較的単純な渦モデルとしては，中心気圧あるいは最大接線風速と最大旋衡風速半径の２つのパラメータで表されるランキンの複合渦があり，これが一定の速度で移動するモデルを想定する。設計竜巻による流れ場の風速と気圧場が決定される。

ステップ５では，ステップ４で決定された竜巻の流れ場，気圧場における原子力発電施設への影響を評価する。具体的には，高風速の作用による空気力，短時間の気圧変化，竜巻によって発生する飛来物の衝撃力を明らかにする。ただし，これらの荷重が原子力発電施設に及ぼす影響は，施設の構造や構成の詳細に大きく依存するので，竜巻の外力としての影響を評価することに留め，その荷重効果としての影響は，詳細設計段階に委ねるものとする。

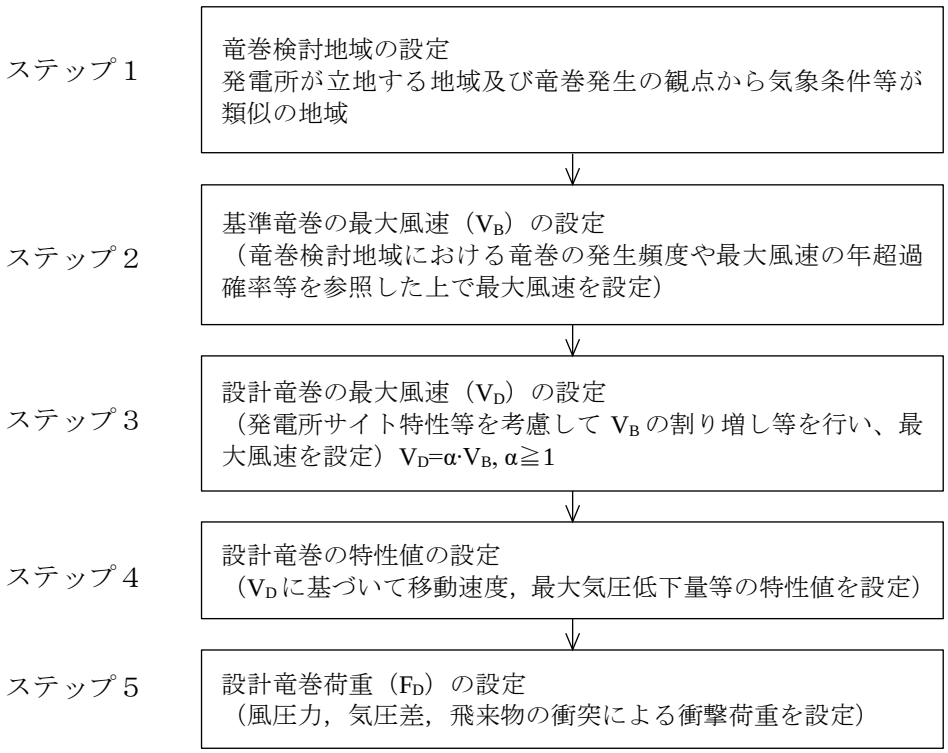


図 2.1　「竜巻影響評価ガイド」による基準竜巻・設計竜巻荷重の設定の基本フロー [1],[2]

3. ステップ１　竜巻検討地域の設定

3.1 概要

ステップ 1 竜巻検討地域の設定では，設計対象とする原子力発電施設の位置に応じて，分析対象とする竜巻の範囲を設定する。範囲の設定に際しては，発電所が立地する地域及び竜巻発生の観点から気象条件等が類似の地域を設定すること，および気象庁の竜巻発生確認数のデータベースの性質を考慮して，安全側に設定する等の配慮が必要である。

竜巻影響評価ガイドでは，IAEA の基準を参考に，竜巻の記録を調査する範囲として 10 万 km^2 を目安にあげている。また，日本における気象条件を考慮して，必ずしも 10 万 km^2 にこだわらずに気象条件類似の地域を設定することとしている。

また，竜巻影響評価ガイドでは，竜巻検討地域の設定に際し，「総覧スケールの気象条件に基づく竜巻検討地域（TA_1）」と「過去の竜巻集中地域に基づく竜巻検討地域（TA_2）」を設定し，竜巻の年発生頻度の高い地域を竜巻検討地域（TA）として設定することとしている。このうち，「過去の竜巻集中地域に基づく竜巻検討地域（TA_2）」では，人口密度が低い等の理由で竜巻の実態が十分に捕捉されていない地域があることを考慮して，原子力発電所が人口密度の低い地域に立地する場合，その近傍の竜巻集中地域を TA_{22} として設定することとしている。

3.2 評価項目

ステップ 1 での評価項目は，気象庁竜巻等の突風データベースの利用と気象条件等を考慮した竜巻検討地域の設定である。

3.2.1 竜巻の発生確認状況データの整備

日本における竜巻の実態を把握するには，気象庁の竜巻等の突風データベースを用いることが必要である。必要に応じてデータベースのデータを吟味し，その特徴を把握して適切に用いることが必要である。

3.2.2 原子力発電所の位置に応じた検討地域の設定

気象学的な見地から，竜巻の統計を得るべき地域を設定する。竜巻の発生に影響を与える気象要因を検討し，類似の地域をまとめる。

3.3 気象庁データベースの特徴を理解した竜巻発生頻度の適切な評価

3.3.1 気象庁の竜巻等の突風データベースの特徴

竜巻の発生状況については，気象庁が公表している「竜巻等の突風データベース」[4]が参考となる。ただし，同資料の性質を正しく理解して利用することが必要である。

「竜巻等の突風データベース」には，竜巻等の突風の情報として，突風の種類，発生時刻，発生場所，藤田スケール，被害幅，被害長さ，主な被害状況，総覧場が示されており，詳細情報として，発生位置（緯度，経度），消滅位置（緯度，経度）や安定度などの大気パラメータも付記されている。このデータベースは日本における最も充実した竜巻の情報ともいえるが，使用に際して注意が必要である。一つは，1991 年および 2007 年に統計方法の変遷があり，現在と過去記録が統計上均質ではないこと（歴史的不均一性），もう一つは，竜巻とされるのは被害の痕跡や漏斗雲等を人間が目視等により認識することに依存していることである（検出不完全性）。また，さらに掲載されているデータの精度等についての吟味も必要である。全ての項目について，一様に同程度の精度が確保されているわけではなく，データベースのアップデートやデータベースを修正すべき他の情報が得られる場合があることによる。

(1) 歴史的不均一性の評価

歴史的な不均一性については，地震危険度解析等における地震カタログの取り扱いが参考になる。過去の地震記録には，時期により，現在のように観測網が整備されていなかったり，そもそも観測記録が存在せず，文書や日記などからその震源や地震規模を推定せざるをえない場合がある。さらに長い期間においては活断層等のデータを利用することになる。評価方法が異なると，地震規模に応じて捕捉率が変化したり，捕捉される対象が変化することなどを考慮して，歴史的資料や活断層記録が用いられている。

平成 22 年原子力安全基盤機構の報告書[3]でも，竜巻の年発生数の平均値および標準偏差を評価するに当たって，統計方針の変遷の影響を考慮するため，統計期間と対象とする竜巻の強さを以下のように設定している。

・海上竜巻：2007 年 1 月～2009 年 12 月

・海上から上陸した竜巻，および陸地で発生した竜巻

F2 以上	：1961 年 1 月～2009 年 12 月
F0～F1，F1，および F1～F2	：1991 年 1 月～2009 年 12 月
F0，およびフジタスケール不明	：2006 年 1 月～2009 年 12 月

(2) 検出不完全性の評価

検出の不完全性について，現在，竜巻の発生については，そのすべてが捕捉されているわけではない。地震計が日本全国に配置され，かなり小さな規模の現象から網羅的にその発生が検知され，客観的にそのすべての発生実態が把握される地震とは大きく異なり，竜巻の発生確認は，目視あるいは被害の痕跡に頼っているのが現状である。つまり，人間が直接その状況や痕跡を認識しない限り，竜巻の発生はカウントされない。さらに，突風被害が生じていても，竜巻と確定されていない事例も多く，その中には実際には竜巻であったものも含まれる可能性がある。以上の状況を考慮すれば，対象地域付近に竜巻の発生事例が少ないから

という理由で，竜巻の発生頻度を低く評価することは誤りであることがわかる。この竜巻の実際の発生頻度の適切な評価のためには，一つは「集中して竜巻が発生しているように見える地域」の発生頻度を参考にすることが考えられる。

この検出の不完全性は，竜巻影響評価ガイドでは，TA_{22} として考慮されているが，TA_1 においても考慮することが望ましい。

3.4 原子力発電所の位置に応じた検討地域の設定

竜巻に関するデータベースについては，上記を考慮して整備する。その他に，竜巻の発生頻度や発生要因と関連する，気象学的情報，地理的情報を整備する。そして，対象とする原子力発電施設とその関連施設に関する位置情報を考慮して，検討対象とする竜巻地域を決定する。竜巻発生地域の決定に際しては，竜巻データベースの歴史的不均一性，検出不完全性を考慮することが重要である。

3.4.1 総覧スケールの気象条件に基づく竜巻検討地域（TA_1）

総覧スケールの気象条件については，気象庁竜巻データベースに掲載されている総覧場の情報が参考となる。気象庁の統計では，1991 年から 2014 年の竜巻発生時の気象条件は，表 3.1 に示すようになっており，これらの気象条件のうち成因が関連しているもの等をグループ化し，地域性を検討する。

グループ化の一例として，審査資料[5]に示される分類を表 4.2 示す。

表 3.1　発生時の気象条件等（1991～2014 年）（気象庁による[4]）

要素	件数
台風	80
熱帯低気圧（台風以外）	1
南岸低気圧	12
日本海低気圧	33
二つ玉低気圧	4
気圧の谷	58
局地性じょう乱	17
東シナ海低気圧	11
オホーツク海低気圧	0
その他低気圧	18
温暖前線	5
寒冷前線	77
閉塞前線	2
停滞前線	46
前線帯	2
不安定線	3
梅雨前線	17
その他前線	1

移動性高気圧	2
中緯度高気圧	0
太平洋高気圧	5
大陸高気圧	0
オホーツク海高気圧	0
帯状高気圧	0
その他高気圧	1
季節風	1
大循環異常	0
雷雨（熱雷）	15
雷雨（熱雷を除く）	10
地形効果	0
寒気の移流	73
暖気の移流	107
湿舌	0
局地性降水	1
その他	1

表 3.2　総覧場の分類例（審査資料[5]による）

総覧場	気象庁の分類
台風	台風
温帯低気圧	南岸低気圧，日本海低気圧，二つ玉低気圧，東シナ海低気圧，その他低気圧，オホーツク海低気圧，温暖前線，寒冷前線，閉塞前線
季節風（夏季）	熱帯低気圧（台風以外），太平洋高気圧，暖気の移流，湿舌
季節風（冬季）	気圧の谷，大陸高気圧，季節風，寒気の移流
停滞前線	停滞前線，前線帯，不安定線，梅雨前線，その他前線
局地性	局地性じょう乱，雷雨（熱雷），雷雨（熱雷を除く），地形効果，局地性降水
その他	移動性高気圧，中緯度高気圧，オホーツク海高気圧，帯状高気圧，その他高気圧，大循環異常，その他

3.4.2 過去の竜巻集中地域に基づく竜巻検討地域（TA_2）

気象庁の竜巻等の突風データベースを分析すると，竜巻の発生確認数は，

- 海岸線に沿って集中していること，
- 海岸線に均一に分布しているのではなく，間欠的に集中して発生している地域が見られること，
- 人間による被害の痕跡や竜巻発生時の目撃情報が得られにくい地域では，竜巻の発生確認数も少ないこと

等が明らかとなっている。

これらの現象は，一部には竜巻の移動方向や，親雲の移動方向と関連する部分もあるが，データベースの検出不完全性にも影響されると考えられる。報告書[3]では，この検出不完全性を補うために，日本において竜巻が集中して発生しているように見える 19 の地域を指定して，その地域での竜巻の発生頻度等を代表的な竜巻の発生頻度とみなしている。

従って，原子力発電所がこれらの地域に該当した場合は，その地域を TA_2 とする。もし，原子力発電所の建設地点が人口密度の低い等の地域であった場合には，その位置から最も近い 19 の竜巻集中地域を TA_2 として設定する。

3.4.3 その他の参考情報

総覧スケールの気象条件に基づく竜巻検討地域の設定に CAPE や SReH または，それらを統合した EHI 等の突風関連指数が審査資料で参照されている場合がある。審査資料[5]によれば，特に，F3 またはこれを超えるような極めて強い竜巻の発生については，CAPE，SReH に基づく分類で，大きく日本海側と太平洋側の地域に分類できることが示されている。また，北海道の一部は別の領域となることが示唆されている。

ただし，同資料によれば 2006 年の佐呂間竜巻 F3 は局所的な地形と発生当時の暖気と冷気の配置により発生したものとして，地形の類似性がないことから F3 の発生を排除することが述べられているが，F3 またはそれを超える竜巻の他の条件での発生を排除していることにはならず，注意が必要である。

3.5 竜巻検討地域の設定

以上の様に，原子力発電施設の建設位置の地理的な条件，気象学的条件を考慮し，竜巻検討地域を設定する。評価手順を図 3.1 に示す。

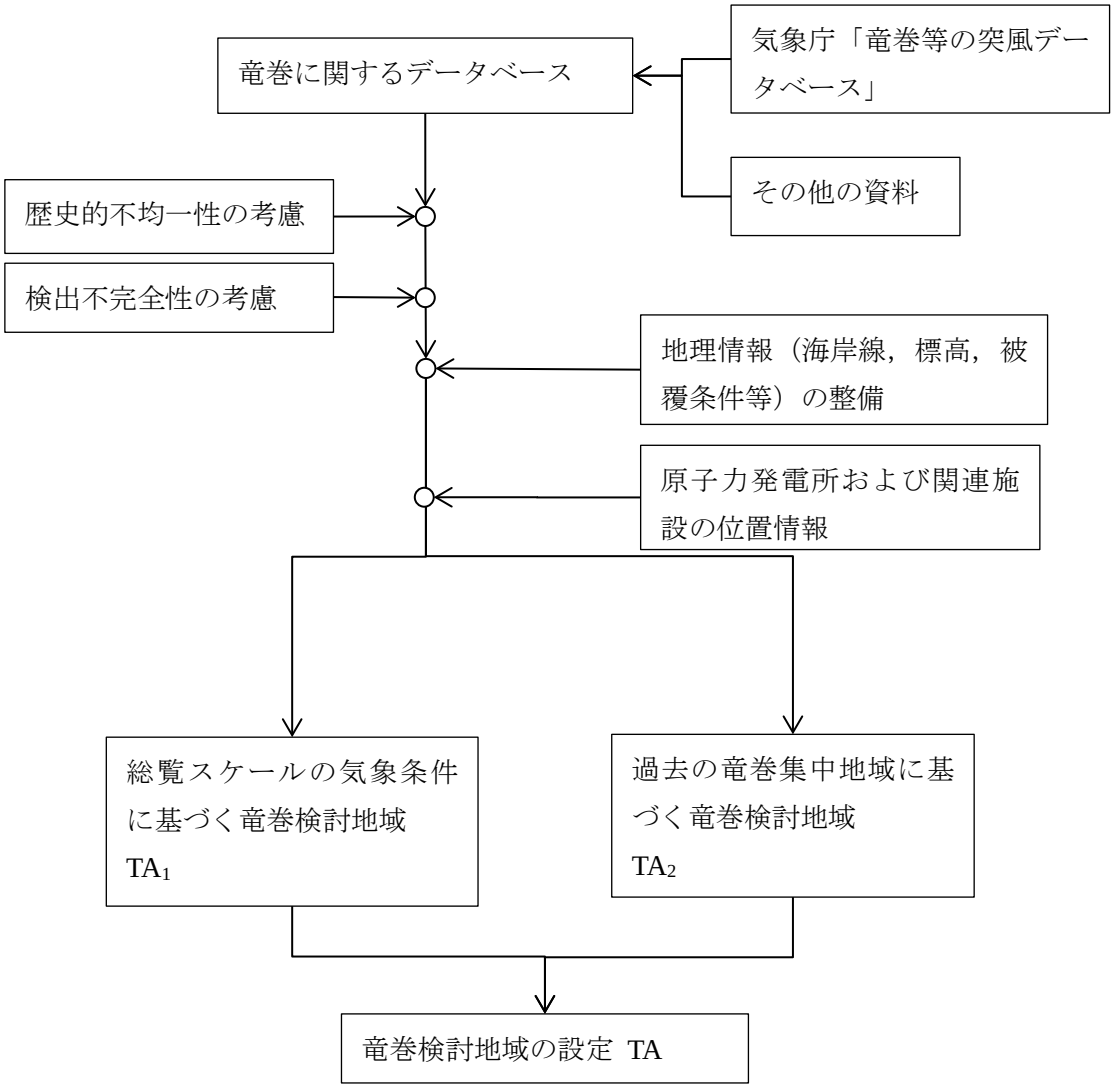


図 3.1　竜巻検討地域の設定手順

3.6 審査資料における竜巻検討地域の設定事例

審査資料に基づき，原子力発電所における TA_1，TA_2 の設定事例を表 4.3 にまとめた。TA_2 が明確に設定されていない事業所があるが，記録の不確定性の観点から，近接する集中地域を設定することが望ましい。

表 3.3 事業所ごとに審査資料で設定された TA_1 および TA_2

事業所所	TA_1	TA_2
川内原子力発電所	低気圧起因，停滞前線起因，台風起因で分類して検討し，川内原子力発電所が低気圧起因には地域性が見られない，停滞前線起因には北海道を除く地域，台風起因は九州から太平洋側の地域で発生していることを指摘している。以上の観点から，最終的に，九州（沖縄を含む），山口県，高知県，徳島県，和歌山県，三重県，愛知県，静岡県，神奈川県，東京都，千葉県，茨城県の太平洋側海岸線から 5km の範囲（海陸両方）を対象とした。	集中地域⑨に含まれている。
玄海原子力発電所	竜巻の発生要因を，低気圧起因，停滞前線起因，台風起因で分類して検討し，低気圧起因には地域性が見られない，停滞前線起因には北海道を除く地域，台風起因は九州から太平洋側の地域で発生していることを指摘している。以上の観点から，最終的に，九州（沖縄を含む），山口県，高知県，徳島県，和歌山県，三重県，愛知県，静岡県，神奈川県，東京都，千葉県，茨城県の太平洋側海岸線から 5km の範囲（海陸両方）を対象とした。	集中地域⑧に接近している。
伊方原子力発電所	対象地点を中心とする面積 10 万 km^2 の円を設定し，その領域に含まれる海岸線から 5km 以内の範囲(海陸両側)を竜巻検討地域とした。	－
島根原子力発電所	台風起因，温帯低気圧起因，季節風（冬）での竜巻の発生状況を確認した。最終的に北海道から本州，の日本海側沿岸海岸線から海陸それぞれ 5km の範囲とした。	竜巻集中地域のうち，⑥と⑦に近接している。
大飯原子力発電所 高浜原子力発電所	立地する地域（地形条件）の類似性，気象条件の類似性から，北海道から本州の日本海側および北海道の襟裳岬以西の海岸に沿った海陸 5km の地域とした。	竜巻集中地域には該当しないとしている。
浜岡原子力発電所	台風，温帯低気圧，季節風（夏），季節風（冬），停滞前線，局地性，その他の 7 つに分類して，これらの総観場から，検討地域を沖縄県から茨城県の太平洋沿岸の海岸線から 5km の範囲とした。	竜巻集中地域④に含まれている。
柏崎刈羽原子力発電所	台風，温帯低気圧，季節風（夏），季節風（冬），停滞前線，局地性，その他の 7 つに分類して，これらの総観場から，検討地域を北海道から山陰地方にかけての海岸線から 5km の範囲とした。	竜巻集中地域④に含まれている。
女川原子力発電所	対象地点を中心とする 10 万 km2 の円を設定し，その範囲に含まれる海岸線から陸側および海側 5km の範囲を竜巻検討地域として設定した。	－
泊原子力発電所	北海道から本州の日本海側と北海道襟裳岬以西の海陸 5km の範囲を竜巻検討地域として設定した。	竜巻集中地域②に含まれている。

4. ステップ２　基準竜巻の最大風速（V_B）の設定

4.1 概要

竜巻検討地域における竜巻の発生頻度や最大風速の年超過確率等を参照した上で基準竜巻の最大風速 V_B を設定する。

基準竜巻の最大風速は，過去に発生した竜巻による最大風速 V_{B1} と竜巻最大風速のハザード曲線から設定した年超過確率に対応する竜巻最大風速 V_{B2} のうち大きな値とする。

4.2 評価項目

ステップ 2 での評価項目は，過去に発生した竜巻による最大風速の設定と確率統計手法によるハザード曲線を基にした竜巻最大風速の設定，そして，それらの風速値を基に判断した基準竜巻の最大風速の設定である。

4.2.1 過去に発生した竜巻による最大風速

日本における竜巻による最大風速を V_{B1} とする。ただし，十分に信頼のおけるデータ等に基づく場合は，日本を前章 3.で設定した竜巻検討地域に読み替えて最大風速を設定することができる。

4.2.2 竜巻最大風速のハザード曲線による最大風速

竜巻検討地域において竜巻最大風速と年超過確率の関係をハザード曲線として求め，設計で考慮する年超過確率 P_{B2} に対応する竜巻最大風速を V_{B2} として求める。設計で考慮する年超過確率 P_{B2} は，10^{-5} 以下とする。

4.2.3 基準竜巻の最大風速の設定

上記で設定された V_{B1} と V_{B2} を比較して，大きな値を基準竜巻の最大風速 V_B とする。V_{B1} が V_B として採用された場合は，V_{B2} の決定に用いたハザード曲線に基づいて V_B の年超過確率 P_B を算定する。手順を図 4.1 に示した。

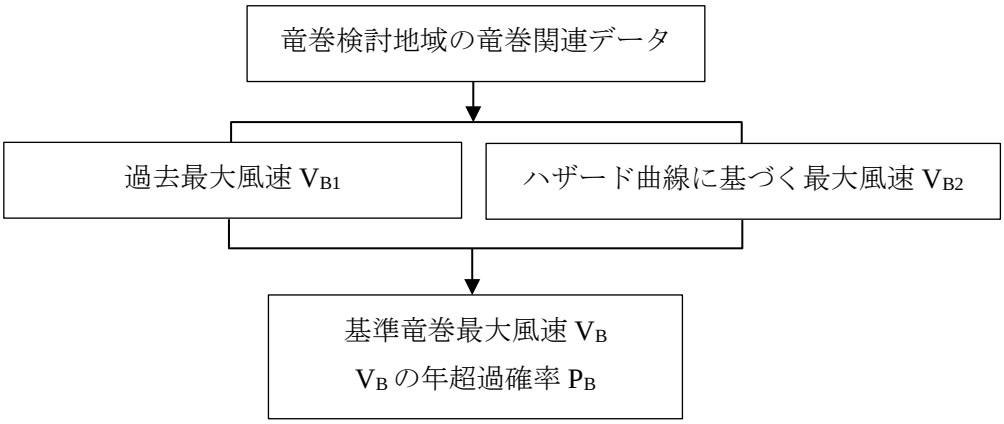


図 4.1　基準竜巻風速の設定手順

4.3 過去に発生した竜巻による最大風速

4.3.1 最大風速評価の概要

前章 3.で示した留意事項を元に，竜巻に関するデータベース等に基づき，日本（信頼性のあるデータ等に基づくことが可能な場合は竜巻検討地域）における竜巻による過去最大風速を V_{B1} とする。ただし，一般的に竜巻の最大風速は被害程度から推定されることが多い。その場合は，表 4.1 に示される藤田スケールを用いて最大風速を設定する。日本における過去最大級の竜巻としては，表 4.2 に示すような竜巻が挙げられる。これらに基づかない場合には，その明確な根拠を示す必要がある。ただし，表 4.2 に示す竜巻の発生条件等を個別に評価し，設計対象地域における環境・条件の相違を議論しただけでは，その他の要因による竜巻を排除する根拠にならない点に留意する。

また，参考として，表 4.3 に平成 27 年 12 月に気象庁から発表された日本版改良藤田スケール(以下，JEF スケール)[6]の階級と風速の関係を示す。実際の運用は平成 28 年 4 月から開始された。JEF スケールは被害の状況に基づき，それを再現する等価な通常の大気境界層の最大瞬間風速を求めているため，今後生じる最大級の竜巻に対する評価は表 4.2 と同程度の評価になることが予想される。

表 4.1　藤田スケールの竜巻最大風速

階級	平均時間	風速
F0	約 15 秒	17～32 m/s
F1	約 10 秒	33～49 m/s
F2	約 7 秒	50～69 m/s
F3	約 5 秒	70～92 m/s
F4	約 4 秒	93～116 m/s
F5	約 3 秒	117～142 m/s

表 4.2　日本における過去最大級の竜巻

発生年月日	発生場所	F スケール[6]	被害長[6]	被害幅[6]	気象条件[6]	推定最大瞬間風速
1990.12.11	茂原市	F3	65 km	500 - 1200m	暖気の移流 気圧の谷 寒冷前線	78m/s [7]
1999.9.24	豊橋市	F3	18 km	50 - 550m	台風	-
2006.11.7	佐呂間町	F3	1.4 km	100 - 300m	暖気の移流 寒冷前線	83 m/s [8]
2012.5.6	常総市から つくば市	F3	17 km	500m	気圧の谷 寒気の移流	85-94m/s *1) 114m/s *2) 109 - 121m/s *3)

*1) 旋回流および急激な気圧降下が作用したと仮定したときの最大瞬間風速[9]

*2) 旋回流のみが作用したと仮定したときの最大瞬間風速[9]

*3) 定常風（最大瞬間風速）が作用したと仮定したときの最大瞬間風速[10]

表 4.3　日本版改良藤田スケールの竜巻最大風速[6]

階級	平均時間	風速
JEF0	3 秒	25～38 m/s
JEF1	3 秒	39～52 m/s
JEF2	3 秒	53～66 m/s
JEF3	3 秒	67～80 m/s
JEF4	3 秒	81～94 m/s
JEF5	3 秒	95 m/s ～

4.3.2 最大風速評価の留意点

過去の竜巻の最大風速は，藤田スケール等の被害状況からの推定値であることに留意しなければならない。最大風速の推定値は，様々な手法で推定されているが，被害から最大風速を推定する際の評価方法と，竜巻最大風速から竜巻による風圧力を算定する方法は整合していることが重要である。一般に，竜巻による非定常性や内圧の効果を考慮すると竜巻の風速は低めに評価されるが，そのようにして求められた風速を V_{B1} とする場合は，竜巻による風圧力を求める際の風力係数またはガスト影響係数を大きめに設定する必要がある。突風による非定常性の効果を考慮した風力の性質については，検討が始められたばかりであり，設計で用いるには資料が不足しているのが現状である。竜巻影響評価ガイド等に示されている既存の耐風設計基規準等の風力係数を用いる場合は，ここでの V_{B1} は，平均風力係数 C を用い，ガスト影響係数 G を 1 とした推定最大風速を用いることが重要である。図 4.2 に過去最大竜巻風速 V_{B1} の設定手順を示した。

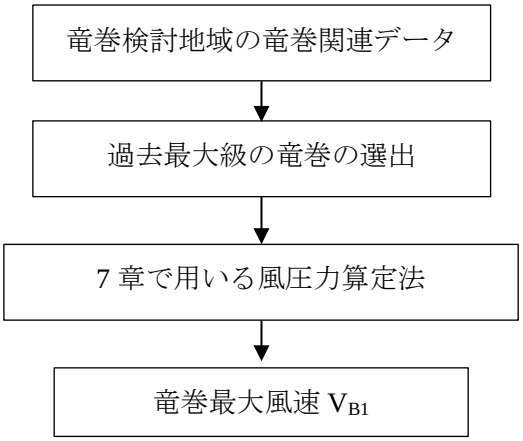


図 4.2　過去最大竜巻風速 V_{B1} の設定手順

4.4 竜巻最大風速のハザード曲線による最大風速

竜巻による最大風速の年超過確率を求める際の計算フローを図 4.3 に示した。前章 3.で示した留意事項を考慮して竜巻に関するデータベース等に基づき，発生頻度や風速，被害幅，被害長さ，移動方向等の統計量から確率モデルを作成して計算を行う。

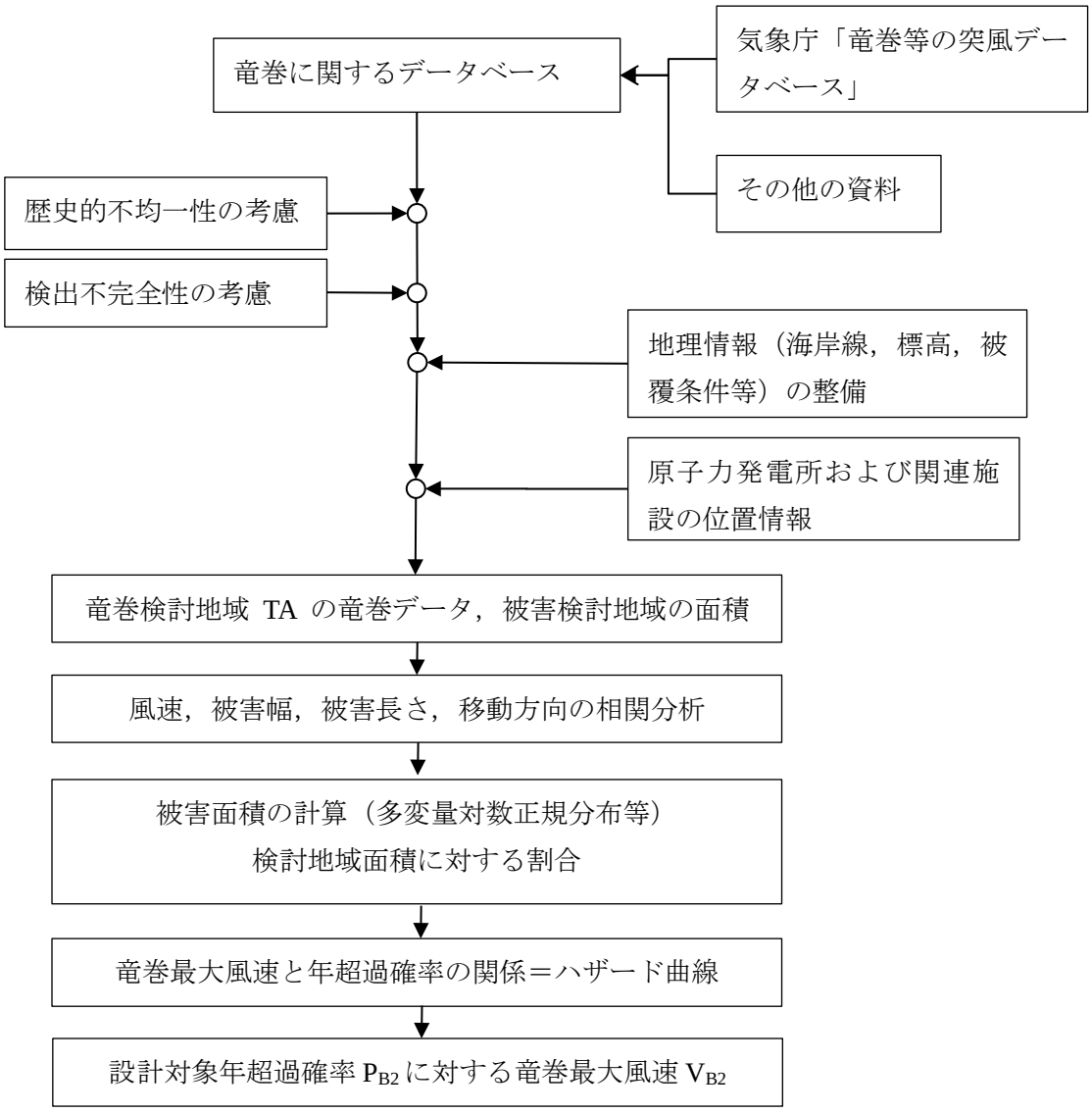


図 4.3　竜巻最大風速の年超過確率の評価と基準竜巻最大風速 V_{B2} の設定手順

4.4.1 竜巻最大風速の年最大超過確率の評価

Wen & Chu [11]は，竜巻に遭遇し，かつ竜巻風速がある値以上となる確率モデルの推定法を提案している。竜巻の発生がポアソン過程に従うと仮定した場合，竜巻の年発生数の確率分布はポアソン分布（(4.1)式）もしくはポリヤ分布（(4.2)式）に適合する。

$$P_T(N) = \frac{(\nu T)^N}{N!}\exp(-\nu T) \tag{4.1}$$

$$P_T(N) = \frac{(\nu T)^N}{N!}(1+\beta\nu T)^{-(N+1/\beta)}\prod_{k=1}^{N-1}(1+\beta k) \tag{4.2}$$

ここで，ポリヤ分布の β は，(4.3)式によって推定が可能である。

$$\beta = (\sigma^2/\nu - 1)/\nu \tag{4.3}$$

ここで，

ν：竜巻の年平均発生数

σ：竜巻の年発生数の標準偏差

T：年数

である。

Wen & Chu [11]は，ポアソン分布およびポリヤ分布に対応する T 年以内にいずれかの竜巻に遭遇し，V_0 以上の竜巻風速に見舞われる確率 $P_{V_0,T}(D)$ の推定式が(4.4)式および(4.5)式で与えられることを導き出した。

$$P_{V_0,T}(D) = 1 - \exp[-\nu R(V_0)T] \tag{4.4}$$

$$P_{V_0,T}(D) = 1 - [1+\beta\nu R(V_0)T]^{-1/\beta} \tag{4.5}$$

D：対象構造物が V_0 以上の竜巻風速 v に見舞われる事象

(4.4)式はポアソン分布，(4.5)式はポリヤ分布の式から導き出された。(4.4)式および(4.5)式に示された $R(V_0)$は，リスクの評価対象とする構造物が 1 つの竜巻に遭遇し，竜巻風速が V_0 以上となる確率である。Garson et. al [12][13]は，竜巻の被害域幅 w，被害域長さ l，移動方向 α，最大竜巻風速 V_i，照査竜巻風速 V_0 および対象構造物の平面寸法 A および B が分かっている場合，1 個の竜巻の風速が V_0 以上となる面積 $DA(V_0)$を(4.6)式および図 4.4 のように与えている。(4.6)式中の第 1 項から第 4 項は，図 4.4 に示された T，P，E，および AB の面積に対応している。ここで，H および G は竜巻の被害域幅方向および被害域，長さ方向に沿った面への構造物の投影長さである。

$$\begin{aligned} &DA(V_0) = WL + HL + WG + AB \ ; && V_i \geqq V_0 \\ &DA(V_0) = 0 \ ; && V_i < V_0 \end{aligned} \tag{4.6}$$

Garson et. al [2][3]は，(4.6)式をもとに(4.4)式および(4.5)式の中の $R(V_0)$が，(4.7)式を用いて(4.8)式によって与えられることを示している。

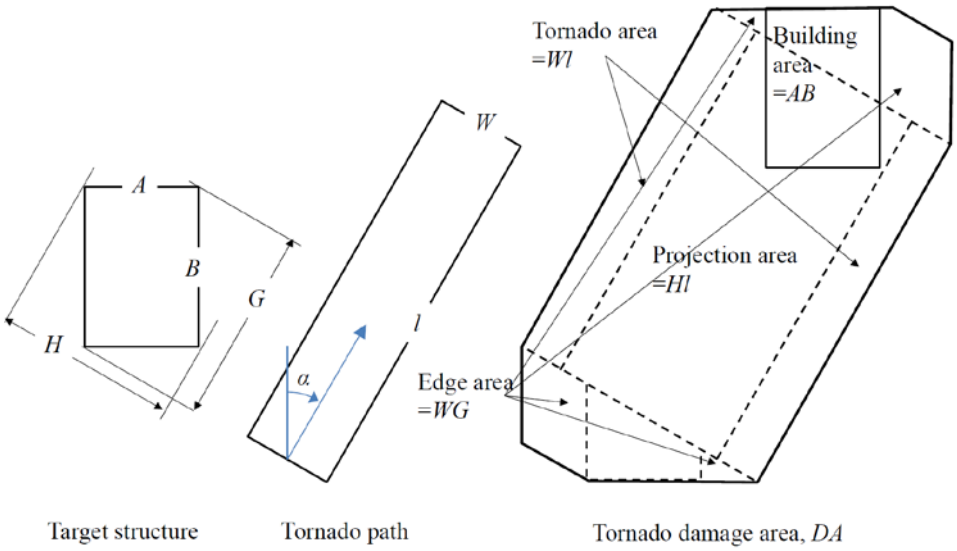


図 4.4　対象物の範囲を考慮した竜巻の影響範囲

$$E[DA(V_0)] = \int_0^\infty \int_0^\infty \int_{V_0}^\infty W(V_0) l f(V,w,l) dV dw dl + \int_0^{360} \int_0^\infty \int_{V_0}^\infty H(\alpha) l f(V,l,\alpha) dV dl d\alpha + \int_0^{360} \int_0^\infty \int_{V_0}^\infty W(V_0) G(\alpha) f(V,w,\alpha) dV dw d\alpha + AB \int_{V_0}^\infty f(V) dV \quad (4.7)$$

$$R(V_0) = \frac{E[DA(V_0)]}{A_0} \quad (4.8)$$

ここで,

V：最大竜巻風速

w：被害域幅

l：被害域長さ

α：竜巻の移動方向

$DA(V_0)$：1 個の竜巻の風速が V_0 以上となる面積

$f(\cdot)$：確率密度

A_0：リスクの評価対象とする地域の面積

$H(\alpha)$：被害域長さ方向に沿った面への構造物の投影長さ

$G(\alpha)$：竜巻の被害域幅方向に沿った面への構造物の投影長さ

である。

Garson et. al [12][13]は(4.7)式の中の $W(V_0)$に対し，(4.9)式を示している。

$$W(V_0) = \left(\frac{V_w}{V_0} \right)^{1/1.6} w \quad (4.9)$$

ここで,

w：竜巻の被害域幅の観測値

V_w：被害域幅 w 内の最小竜巻風速

V_0：照査竜巻風速

$W(V_0)$：竜巻風速が V_0 以上となる幅

である。

4.4.2 竜巻風速，被害幅，被害長さ及び移動方向の評価

対象構造物が 1 個の竜巻に遭遇し，竜巻風速がある値以上となる確率は(4.7)式～(4.9)式で計算されるが，(4.7)式中の$f(V, w, l)$，$f(V, l, \alpha)$，$f(V, w, \alpha)$，および$f(V)$は，竜巻によって生じる竜巻風速，被害域幅，被害域長さ，および移動方向の同時確率密度である。この確率密度を，どの確率分布モデルで適切に評価することができるかを検討する必要がある。

竜巻風速を直接計測することは難しい。しかし，竜巻によって生じた被害から表 4.1，表 4.2 に示すように竜巻風速を推定することは可能である。これらの表に示すように，フジタスケールから推定される竜巻風速には大きなばらつきがある。そのため，既往の研究（Twisdale et al. [14], Markee et al.[15]）と同じように安全側になることを考慮し，各フジタスケールに対応する下限以上となる超過確率をもとに確率分布を評価する。米国の場合，被害域幅と被害域長さを掛け合わせた被害面積，および竜巻風速の頻度分布は，ともに対数正規分布に適合する（Wen & Chu [11]，Garson et. al [12][13]）。また，被害面積と竜巻風速の相関係数は 0.6 程度である。そのため，被害面積と竜巻風速は 2 変量対数正規分布で評価できるとしている。既往の報告[3]では，日本において，気象庁の竜巻等の突風データベース[6]から得られた被害域幅，被害域長さ，および竜巻風速の頻度分布は，対数正規分布への適合性を確認している。被害域幅，被害域長さ，および竜巻風速の相関係数は 0.2 から 0.36 であり，正の相関性が認められた。そのような場合は，被害域幅，被害域長さおよび竜巻風速は，(4.10)式のような 3 変量対数正規分布によって計算することができる。

$$f(x,y,z)=\frac{1}{(2\pi)^{3/2}\begin{vmatrix}\zeta_x^2 & \zeta_x\zeta_y\rho_{xy} & \zeta_x\zeta_z\rho_{xz}\\ \zeta_x\zeta_y\rho_{xy} & \zeta_y^2 & \zeta_y\zeta_z\rho_{yz}\\ \zeta_x\zeta_z\rho_{xz} & \zeta_y\zeta_z\rho_{yz} & \zeta_z^2\end{vmatrix}^{1/2} xyz}$$

$$\exp\left[-\frac{1}{2}\begin{pmatrix}\ln(x)-\lambda_x & \ln(y)-\lambda_y & \ln(z)-\lambda_z\end{pmatrix}\begin{pmatrix}\zeta_x^2 & \zeta_x\zeta_y\rho_{xy} & \zeta_x\zeta_z\rho_{xz}\\ \zeta_x\zeta_y\rho_{xy} & \zeta_y^2 & \zeta_y\zeta_z\rho_{yz}\\ \zeta_x\zeta_z\rho_{xz} & \zeta_y\zeta_z\rho_{yz} & \zeta_z^2\end{pmatrix}^{-1}\begin{pmatrix}\ln(x)-\lambda_x\\ \ln(y)-\lambda_y\\ \ln(z)-\lambda_z\end{pmatrix}\right]$$

$0<x\leqq\infty$　　$0<y\leqq\infty$　　$0<z\leqq\infty$　　(4.10)

ここで，

λ_x，λ_y，λ_z：変量 ln(x)，ln(y)，および ln(z)の平均値

ζ_x，ζ_y，ζ_z：変量 ln(x)，ln(y)，および ln(z)の標準偏差

ρ_{xy}：ln(x)と ln(y)の相関係数

ρ_{xz}：ln(x)と ln(z)の相関係数

ρ_{yz}：ln(y)と ln(z)の相関係数

である。

竜巻の移動方向の頻度分布がどのような確率分布で評価できるかは明らかではない。気象学的な要因や立地条件などによって特性が異なると考えられる。このような場合，比較的適用性の高いフーリエ級数を用いる方法があげられる[3]。移動方向の観測精度を考えると，移動方向の評価は 4 次から 5 次程度のフーリエ級数で近似するのが妥当[3]としている。

(4.7)式の第2項および第3項に含まれる投影幅$H(\alpha)$および$G(\alpha)$は，図4.4に示された竜巻の移動方向，構造物の寸法AおよびBを用いて，(4.11)式と(4.12)式のように与えられる。

$$H(\alpha) = B|\sin(\alpha)| + A|\cos(\alpha)| \tag{4.11}$$

$$G(\alpha) = A|\sin(\alpha)| + B|\cos(\alpha)| \tag{4.12}$$

移動方向をフーリエ級数近似した場合は，相関の考慮は，移動方向別に移動方向を除く変数の相関係数を求め，移動方向毎に積分を行い，移動方向の頻度を乗じて合計する等の方法が考えられる。しかしながら，現状では移動方向で元となるデータを分類すると頻度の低い移動方向では相関係数を十分な精度で近似できないなどの問題が生じる。このような場合は，相関係数は移動方向に依存しないものとして積分を実施する等の工夫が必要である。

5. ステップ３　設計竜巻の最大風速（V_D）の設定

5.1 概要

発電所サイトの立地する地域特性等を考慮して V_B の割り増しを行い、最大風速 V_D を設定する。

5.2 評価項目

発電所サイトの立地する地域特性等を考慮してステップ 3 では，基準竜巻の最大風速から，設計竜巻の最大風速を設定する。そのためには，発電所サイト周辺の地形，気候条件といった気象学的な検討と，発電所サイトの地表面の空気力学的な粗度，小地形の影響などの空気力学的な検討が必要とされる。ただし，気象学的な検討，空気力学的な検討共に，竜巻に対する影響は，非常に複雑である。また，過去の竜巻の風速の評価に含まれる誤差のオーダーを考慮して，必要な範囲で判断する必要がある。

5.3 設計竜巻の最大風速の設定

前章 4.において設定された竜巻最大風速 V_B に対して，発電所サイトの立地などの地域特性に応じた割り増しの必要性を検討する。割り増し係数を α とすれば，

$$V_D=\alpha \cdot V_B, \quad (5.1)$$

ただし $\alpha \geqq 1$

つまり低減は行わないものとする。地形の効果などは，基準竜巻の最大風速から設計風速を割り増す方向だけとは限らない。しかし，現在のガイドで低減を許容しないのは，地形による増減が明らかにできていないための安全側への配慮という意味を持っているものと判断できる。

局所的な地形の影響については，いくつかの数値実験や現地調査結果が参考となるが，これらの結果は，単純な説明が困難であることを示している。Lewellen [16]は，竜巻のサイズに比して比較的小さな，尾根状，丘陵状，谷状等の地形の効果に関する数値実験を行ったが，この結果は，角運動量の保存則やケルビンの循環保存定理等で単純に説明がつくものではなかった。むしろ，通常の大気境界層が尾根上地形の頂部で増速する経験的な状況に近い結果であった。ただし，竜巻時の接地境界層内の風速の鉛直分布は，竜巻に特徴的な強い渦度の影響を受け最大風速は地表面に近い部分で生じており，通常の大気境界層の鉛直分布とは大きく異なっている。これらの状況を考えると，実地形において竜巻に局所地形が及ぼす影響については，できるだけ，実地形や竜巻の流れ場の性質を考慮した物理実験や数値実験で判断することが必要である。

竜巻の強さの評価に際して，現在の気象庁のデータベース等は全て現地被害の状況から判断されたものである。この状況を考慮すると，個々の竜巻の風速は，それぞれの地域特性をある程度含んだものと解釈できる。従って，原子力発電施設サイト近傍と過去の発生場所

との間で地形や粗度に大きな違いがないことを確認し，原子力発電施設を建設するサイト近傍において，過去に十分な数の竜巻の被害調査事例が存在する場合は，それらの情報から設定した基準竜巻最大風速 V_B にさらに地域特性を考慮する必要はないと考えられる（ただし，前述のきわめて局所的な地形の影響は除く）。

一方で，竜巻の最大風速の評価が，現状では，現地被害調査に基づく推定値であり，気象庁が 2015 年 12 月に発表した「日本版改良フジタスケール」[6]の風速の評価方法を見ても，風速の推定値には 5m/s 程度の誤差が含まれていることは想像に難くない。その場合，風速の数%程度の増加率の議論は意味を失う。

以上，まとめて，基準竜巻の最大風速 V_B に基づき，建設地点の立地状況などを考慮して設計竜巻の最大風速 V_D を設定する手順は，図 5.1 のようにまとめられる。

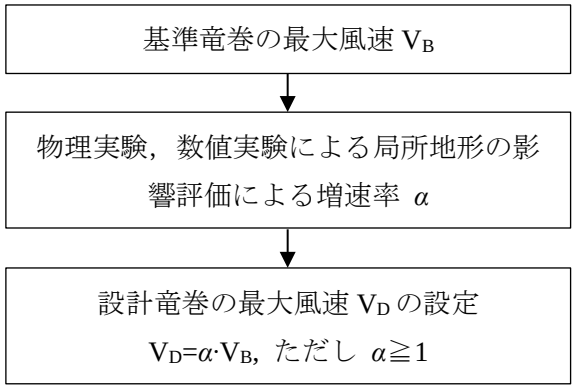


図 5.1　設計竜巻の最大風速 V_D の設定手順

6. ステップ４　設計竜巻の特性値の設定

6.1 概要

設計竜巻最大風速 V_D に基づいて移動速度，最大気圧低下量等の特性値を設定する。

6.2 評価項目

ステップ 4 では，設計竜巻のイメージを明確にする。このためには，前章で決定された設計竜巻最大風速以外の諸量を決定する必要がある。ここでの特性値は，竜巻の特性を表す諸量であり，気圧低下量，最大旋衡風速半径などであるが，竜巻が原子力発電施設へ与える影響を考慮して適切に設定することが必要である。決定すべき特性値は，竜巻のモデルの選択に大きく影響を受ける。また，特性値は，最大風速との関係に関する分析結果から決定する必要がある。さらに，決定された特性値を有する竜巻モデルから，気圧変化率等の設計に必要な諸量を設定する。

6.2.1 設計竜巻のモデル

設計竜巻のモデルは比較的単純な数学モデルの一つであるランキン渦モデルを用いる。竜巻状の流れ場を表すモデルは他にも多数提案されているが，それぞれのモデルの特徴を理解したうえで，モデル選択の不確定性等にも留意する。

6.2.2 特性値の種類

一般に渦モデルを規定するのは，渦の大きさと強さである。（複雑な渦モデルは他に渦の分布を表すパラメータ等の変数が必要となる。）また，竜巻の移動を表すために，渦と移動速度を重ね合わせることができると仮定して設定する。

6.2.3 設計諸量の評価

渦モデルから導かれる風速や気圧に関する諸量のうち，設計で考慮すべき値を計算する。

6.3 設計竜巻の特性値の設定

設計竜巻の特性値は，竜巻渦モデルを用いて竜巻を表すために必要なパラメータと，竜巻渦モデルから計算される値の２種類がある。比較的単純な渦モデルとして，ランキン渦モデルがある。ランキン渦モデルは，2 次元の渦モデルであり，その速度場 V(r)と圧力場 P(r)は竜巻中心からの距離 r の関数として次式で表される。

$$V(r)=\begin{cases}(r/R_M)V_M & (r\le R_M)\\ (r/R_M)^{-1}V_M & (r>R_M)\end{cases} \tag{6.1}$$

$$P(r)=\begin{cases} P_S-(1-\dfrac{1}{2}(r/R_M)^2)\rho V_M{}^2 & (r\le R_M) \\ P_S-\dfrac{1}{2}(r/R_M)^{-2}\rho V_M{}^2 & (r>R_M) \end{cases} \tag{6.2}$$

ここで，R_M は最大旋衡風速半径，V_M は最大旋衡風速，P_S は各高さでの大気静圧，ρ は空気密度である。また，移動速度 V_T は，上記の V(r)と重ね合わせることができるものと仮定する。以上の仮定の下で渦を特徴づける特性値は，

(1) 移動速度 V_T

(2) 最大旋衡風速 V_M

(3) 最大旋衡風速半径 R_M

となる。

また，これらの値を気圧場を表す式に代入すると

(4) 中心気圧低下量 D_P

(5) 気圧低下率 $(dP/dt)_{max}$

等の値を計算することができる。

移動速度 V_T，最大旋衡風速半径 R_M は，過去の最大風速との関係についての研究結果等から，決定することができる。文献[3]によれば，移動速度は平均的には，最大風速の 15%程度であり，

$$V_T = 0.15\ V_D$$

とすることができる。

竜巻が同心円状の渦と移動速度の重ね合わせで表現できるものと仮定すると，最大旋衡風速 V_M は，

$$V_M = V_D - V_T \tag{6.3}$$

で与えられる。また，最大旋衡風速半径は，日本における竜巻に対する考察[3]から，

$$R_M = 30\ (m) \tag{6.4}$$

とすることができる。

これらの値を用いると，空気密度を ρ として，中心気圧低下量 D_P は，

$$D_P = \rho\ V_M{}^2 \tag{6.5}$$

最大気圧低下率(dP/dt)max は，

$$dP/dt|_{(r=RM)} = (V_T/R_M)\ D_P \tag{6.6}$$

のように計算することができる。

ここで，ランキン渦から計算できる特徴的中心気圧低下量と気圧低下率の 2 種類の気圧に関する値を導いたが，設計対象とする部位や設備の性質を考慮し，適した特徴量を評価するべきである。

図 6.1 に評価フローを示す。

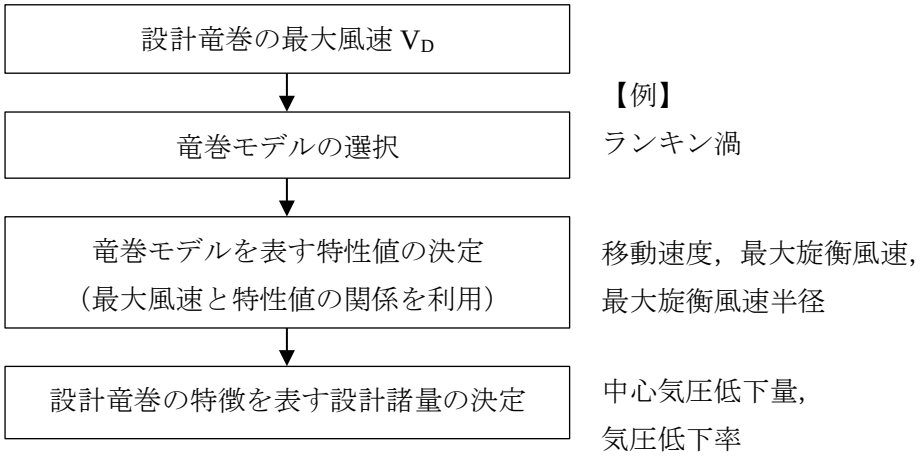


図 6.1　設計竜巻を表す特性値の設定手順

7. ステップ５　設計竜巻荷重（F_D）の設定

7.1 概要

設計竜巻荷重を設定する。荷重の種類としては，設計対象に応じて適切なものを選択する必要がある。竜巻影響評価ガイドでは，風圧力，気圧差，飛来物の衝突による衝撃荷重を設定することとしている。また荷重の組み合わせを設定する。

7.2 評価項目

ステップ 5 での評価項目は，設計竜巻荷重の設定である。荷重の種類としては，設計対象に応じて適切なものを選択する必要がある。竜巻影響評価ガイドでは，風圧力による荷重，気圧差による荷重，飛来物による荷重の 3 種類を対象とすることとしている。さらに，荷重の組み合わせを検討する。

7.2.1 風圧力による荷重

設計竜巻最大風速 V_D による速度圧 q に風力係数 C とガスト影響係数 G，~~対象となる~~受風面積 A を乗じて，構造物各部に作用する風圧力を評価する。風力係数，ガスト影響係数は，基準となる速度圧の定義によって適切に設定する必要がある。また，竜巻データベースでの風速評価に整合させる必要がある。

7.2.2 気圧差による荷重

気圧差による影響は，設計竜巻最大風速が作用している構造物には，構造物の内外圧差として，風圧力と同様な作用を及ぼす。また，施設や設備が気圧差に影響を受けると考えられる場合は，その影響を適切に評価する。

7.2.3 飛来物による衝撃荷重

飛来物に対する衝撃荷重を設定するには，飛来物の種類，衝突速度，衝突条件等の検討が必要になる。飛来物の種類については，原子力発電施設における飛来物候補を適切に選定することが必要である。構造物や施設の一部が破損して飛来物になる可能性や，砂利や樹木など自然物の一部が飛来物になる可能性があるので，人工物がすべて固縛されているからと言って評価を避けることがあってはならない。また，規模が大きな竜巻では，被害を受けた住家や設備の一部が数十 km も飛散した例が報告されており，原子力発電所の敷地外からの飛来の可能性についても考慮が必要である。

7.2.4 設計竜巻荷重の組み合わせ

荷重の組み合わせに際しては，竜巻の性質をよく考慮し，適切に組み合わせることが必要である。

7.3 風圧力による荷重

風圧力については設計竜巻の最大風速による風圧力とダウンバーストの鉛直下向きの最大風速よる風圧力の 2 つを設定する。設計竜巻の最大風速による風圧力は藤田スケールに基づいた風速が水平に作用すると仮定して，通常の強風等を対象とした風力係数を乗じることによって設定される。通常の強風とは台風や季節風を指し，竜巻に比べて長い時間にわたって持続する強風をいう。したがって，それらの風力係数の利用は，通常の耐風設計と同様に定常状態を仮定することになるが，竜巻のように短時間での風荷重の発生メカニズムがよくわかっていないため，これは便宜的に採られた方法である。今後の研究によって竜巻状強風下における風荷重が解明されると，より現実的な設計風圧力が設定できる可能性がある。

設計竜巻最大風速を V_D とすれば，速度圧 q は，

$$q = (1/2)\ \rho\ V_D^2 \tag{7.1}$$

で与えられる。さらに，竜巻による風圧力 P_D は，

$$P_D = q\,G\,C\,A \tag{7.2}$$

で与えられる。ここで，C は風力係数，G はガスト影響係数，A は対象となる面積である。

風力係数 C は「建築基準法施行令」または「日本建築学会　建築物荷重指針・同解説」に準拠して算定する。これら風力係数は境界層風洞で発生させた境界層乱流内に置かれた建築物模型に作用する圧力の測定から得られている。境界層乱流は高さ方向に勾配をもつ安定大気を想定しており，竜巻のように鉛直風速成分を有し，比較的規模の小さい気流とは条件が異なる。しかしながら，上述したように，竜巻襲来時の建築物に作用する風荷重は十分に解明されていないので，これらを便宜的に利用する。竜巻の大きさは，最大風速半径が数十メートルから 100 メートル程度であるので，これらの風力係数を用いた場合には，規模の大きい建築物に作用する風荷重は過大評価される可能性がある。なお，引用する風上側壁面の外圧係数は，鉛直方向分布係数（引用基準規では kz の記号で表される）を用いて境界層の速度勾配を考慮しているが，竜巻風速は鉛直方向に一様であると考えているので，ここでは kz=1 として安全側に設計することが望ましい。

ダウンバーストは鉛直方向下向きの風速成分をもち，過去に航空機離発着時の墜落事故を引き起こした気象現象として知られている。したがって，ダウンバーストは建築物にも鉛直方向下向きの荷重を作用させ，特に屋根風荷重に対して影響が大きい。しかしながら，屋根の強風被害は鉛直上向きに作用する風荷重に対して発生することが多く，ダウンバーストを水平風とみなして設計することは安全側にあると考えられる。

ガスト影響係数 G は，荷重効果における瞬間最大値と平均値の比で定義される。原子力発電施設は剛な構造をもち共振効果は小さいと考えられること，および竜巻設計風速は最大瞬間値で与えられることから，G=1.0 と仮定できる。

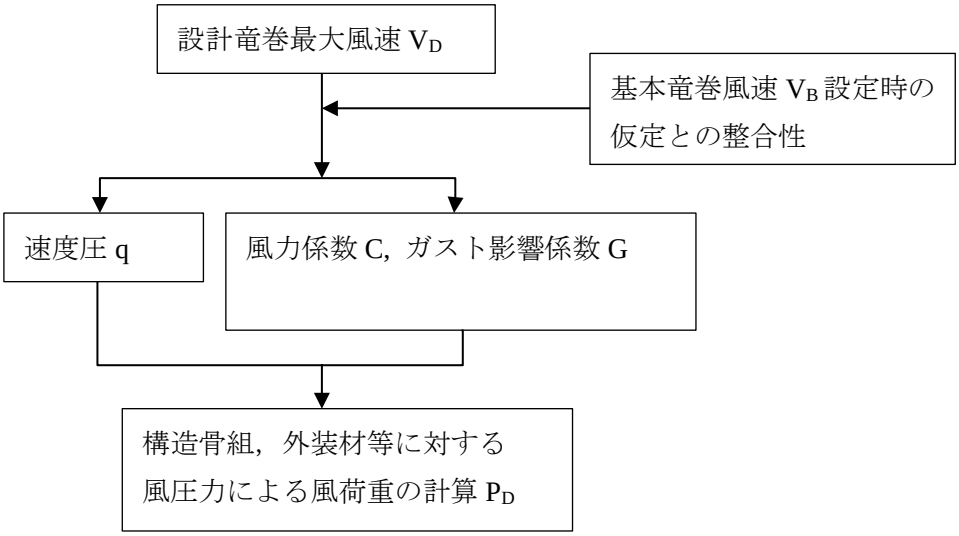


図 7.1　風圧力による風荷重の設定手順

7.4 気圧差による荷重

気圧差による圧力は，竜巻の急激な気圧降下に伴う建築物内外の気圧差によって生じる。米国における竜巻観測では数十秒間で約 100hPa の気圧降下が見られた。100hPa の気圧降下がそのまま建築物に作用すると，10,000 N/m^2 の荷重が生じ，それは通常の耐風設計に用いられる風荷重をはるかに上回る。一般に，建築物には多くの隙間が存在し，建築物室内の圧力は隙間を通して室外の大気圧に追随するので，建築物内外の圧力差は大きくはならない。しかし，建築物の気密性を高くして閉鎖された空間に近い場合，建築物内外の圧力が等しくなるには時間がかかり，短い時間で圧力差が発生することがある。泉ら[18]は急激な気圧降下における圧力差について実験的に研究し，建築物の気密度が高いほど瞬間的な圧力差が大きくなることを確認した。圧力差は，設計竜巻で設定された竜巻中心気圧の低下量 D_p とそのときの建築物の室内圧との差である。

室内圧の時間変化は，気圧の低下量 D_p，気圧低下率$(dP/dt)_{max}$，建築物の気密度や容積などによって表されるが，隙間を通って流出入する空気塊の加速度による共振効果も現れることがあるとされ，未だうまく定式化されていない。したがって現時点では，設計竜巻の特性によって決定された気圧低下量（D_P）がそのまま建築物に作用するとして建築物の設計を行うこととしている。

気圧差による影響は，構造骨組だけでなく，屋根ふき材，外壁材，建具等の外装材等についても影響を考慮する必要がある。また，原子力発電施設に特有な機器，設備等についても，急激な気圧差に影響を受けると考えられる場合は，その影響を適切に評価することが望ましい。

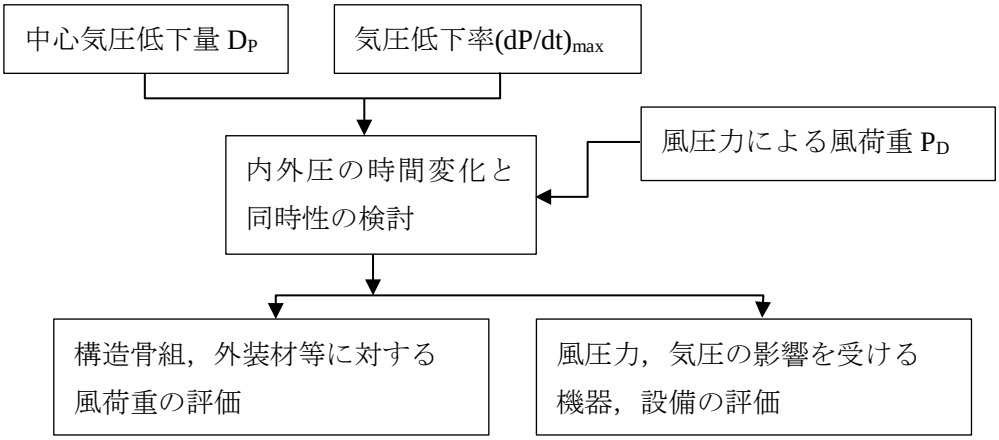


図 7.2　気圧差による風荷重の設定手順

7.5 飛来物による衝撃荷重

7.5.1 設計飛来物の選定

原子力施設構内の設計対象施設に到達する可能性のある飛来物を全て列記する。このうち固縛対策等によって飛来物の発生が防止できるものは設計飛来物と考えなくともよい。ただし，竜巻の発生は急速であるため，短時間で固縛対策等の処置は困難であることから，固縛対策等は原則として常時行う必要がある。作業中の車両等で固縛されない物体は，固縛対策等の手順を決定しておき，竜巻注意情報の発表後，速やかに固縛対策がなされることを確実にする必要がある。さらに構造物や施設の一部が破損して飛来物になる可能性や，砂利や樹木など自然物の一部が飛来物になる可能性を考慮する。また，事業所敷地外からの飛来物についても検討が必要である。

列記された飛来物を質量や特性からいくつかの種類に分類し，ガイドで要求する設計飛来物と比較する。ガイドでは，次の代表飛来物を設計飛来物の最低条件として要求している。

i) 大きな運動エネルギーをもつ飛来物（自動車）

ii) 施設の貫入抵抗を確認するための固い飛来物（鉄骨部材等）

iii) 開口部を通過することができる程度に小さくて固い飛来物（砂利等）

多くの飛来物はこれらの 3 種類に分類されるであろうが，形状や質量および発生位置が異なると飛来物の軌跡は変化し，衝突位置や衝撃荷重が変化するので，可能性のある飛来物をできるだけ多く抽出し，その中から数種類の設計飛来物を設定することが望ましい。

7.5.2 設計飛来物の速度

最大水平速度 ${}_MV_{Hmax}$ は，非定常な乱流場を数値的に解析できる計算手法による解析結果

による。竜巻渦モデルのいずれかを選択し，その風速場の中で，設計飛来物が相対速度の 2 乗に比例した抗力を受けるものとして，(7.3)式の 3 自由度の運動方程式を逐次計算することによって求めることができる[17]。

$$\frac{d\mathbf{V}_M}{dt} = \frac{1}{2}\rho\frac{C_D A}{m}\left|\mathbf{V}_w - \mathbf{V}_M\right|\left(\mathbf{V}_w - \mathbf{V}_M\right) - g\mathbf{K} \tag{7.3}$$

ここで，

m：飛来物の質量

A：代表面積

C_D :抗力係数

$\mathbf{V}_w$：風速ベクトル

$\mathbf{V}_M$：飛来物の速度ベクトル

ρ ：空気密度

g：重力加速度

K：重力方向成分のみ 1 のベクトルで，他の方向では 0 である。

C_DA は現在十分なデータはないが，物体静止時の 3 軸の抗力係数とそれぞれの軸方向の投影面積の積として(7.4)式で表すことができる。

$$C_DA=c(C_{D1}A_1+ C_{D2}A_2+ C_{D3}A_3) \tag{7.4}$$

c は係数で，棒状飛来物では 0.5，自動車では 0.33，円柱物体では安全側に 0.5 と仮定することができる。

(7.3)式の解析から，設計乱流場の中の設計飛来物の逐次の速度が得られ，設計飛来物の位置と高さおよび設計対象施設までの距離を想定することにより，衝突速度が得られる。最大水平速度と最大鉛直速度はその衝突速度とすることができるが，ガイドでは最大鉛直速度 $_MV_{Vmax}$ は最大水平速度の 2/3 としてよいとしている。

7.5.3 設計飛来物の衝突方向，衝突範囲，衝突荷重の設定

設計飛来物の発生位置と設計対象施設との位置を仮定し，選択した竜巻渦モデルの気流中で，(7.3)式の運動方程式を用いて設計飛来物の軌跡を計算し，その結果から設計飛来物の衝突方向（衝突角度）を求めることができる。衝突範囲は設計竜巻の進路を種々に変化させて，設計飛来物と設計対象施設の関係から広範囲に検討する必要がある。これにはモンテカルロ・シミュレーションの手法を利用することができる。

衝突荷重 W_M は，設計飛来物の質量と衝突時の加速度の積とすることができる。

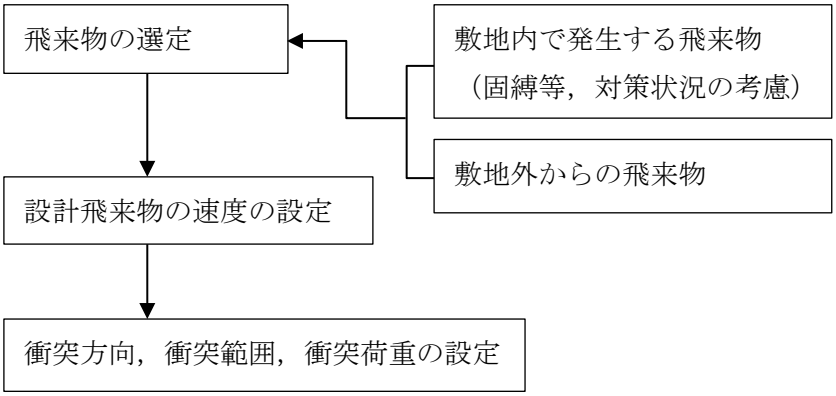


図 7.3　飛来物による衝撃荷重の設定手順

7.6 設計竜巻荷重の組み合わせ

荷重の組み合わせに際しては，竜巻の性質をよく考慮し，適切に組み合わせることが必要である。

「竜巻影響評価ガイド」では，米国 NRC の基準類[19]を参照して，以下の 2 つの荷重の組み合わせを設定している。

$$W_{T1} = W_P \tag{7.5}$$

$$W_{T2} = W_W + 0.5W_P + W_M \tag{7.6}$$

ここで，

W_{T1}, W_{T2} ：設計竜巻による複合荷重

W_W ：設計竜巻の風圧力による荷重

W_P ：設計竜巻による気圧差による荷重

W_M ：設計飛来物による衝撃荷重

とした上で，設計対象施設には，W_{T1} 及び W_{T2} の両荷重を作用させるものとしている。

W_{T1} は，気圧差による荷重だけが作用するケースで，隙間のない閉鎖型建築物の場合が想定されている。このような施設の多くは，室外空間と直接繋がっておらず，風を受けない。したがって，風圧力による荷重や飛来物による衝撃荷重は考慮しない代わりに，気圧差による荷重がそのまま掛かると想定されている。W_{T2} の組み合わせでは，気圧差の影響を 0.5 倍している。ランキン渦において，最大風速発生位置における静圧の低下量は，中心気圧低下量の 0.5 倍であるので，最大風圧力と組み合わせる場合の静圧の低下量に 0.5 を乗じるのは一定の合理性があるが，これは構造物と竜巻の規模，大きさとの相対関係を考慮すべき状況も生じる可能性がある。比較的大規模な構造物の場合，竜巻中心気圧の影響と最大風速の影響が同一の構造物に同時に作用する可能性が否定できないからである。ただし，気圧差の影響が瞬時に構造物の全体，あるいは内部，外部に伝わる状況では，荷重としての効果は相殺される可能性もある。実況に応じて検討すべきであると考えられる。

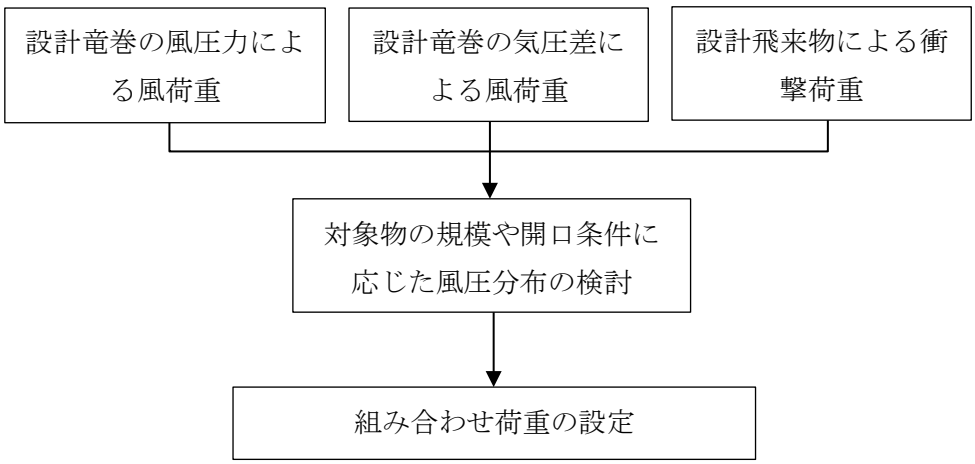


図 7.4　竜巻による組み合わせ荷重の設定手順

8. まとめ

原子力規制委員会「原子力発電所の竜巻影響評価ガイド」（平成 25 年 6 月）および独立行政法人原子力安全基盤機構「原子力発電所の竜巻影響評価ガイド（案）及び解説」（平成 25 年 10 月）に則して，原子力発電所に竜巻が与える影響の評価手順について，検討項目を明記し，評価上必要な解説を付して，その流れをフロー図で表示した。また，以上をまとめたものを表 8.1 として示す。

竜巻による影響そのものは，自然現象であり，何らかの不確定性を含むものであるが，本報告書発行時点において，工学的に対応可能な方法の組み合わせで構成されている。今後も，より安全性を高めるために，現象の解明や解析方法に関する研究開発が必要とされる内容が含まれることを記しておく。

表 8.1　標準的な評価項目と技術要素の抽出・選定するための整理

評価手順				評価手順書の構成				
ステップ		評価項目（例）	評価項目に対する要素技術 （解析的要素を含む）	竜巻ガイドの記載内容で十分な要素技術 （基本的な要素技術として選定して評価手順書に記載）	標準的な手段・手法を提示して整備する必要が要素技術			備考 （今後の課題・問題点、対応不可なもの）
					定性的な評価	解析的な手法を用いる要素技術		
						手計算	市販等の解析コード	解析コードの作成	
1	竜巻検討地域の評価	竜巻の発生状況	①日本全国竜巻発生時の総観場調査 ・竜巻の気象観測データ等の収集 （海上竜巻も含む）	気象庁の竜巻等の突風データベースの使用が明記されている	データの吟味の必要性の指摘，不完全性の考慮	—	—	—	各竜巻の発生状況を個別に総合的に検討する必要がある
		竜巻検討地域	①発電所類似地域の総観場調査 ・発電所設置地域の総観場の特定 ・発電所設置地域の竜巻発生状況の把握	検討地域を日本とする場合が明記されている	総覧場と竜巻発生状況の相関性分析の必要性の指摘	—	—	—	類似地域の設定方法を開発する必要がある
			②竜巻検討地域の地域区分 ・総観場による相関性の分析と評価等 ・突風関連指数による解析と評価等	地域区分の指定の際に竜巻集中地域を考慮することが明記されている	突風関連指数による地域区分手法開発の必要性の指摘	—	—	—	突風関連指数の適用方法を開発する必要がある
2	基準竜巻の評価	過去に発生した竜巻による最大風速VB1	①竜巻最大速度の選定 ・既往最大竜巻発生時と「竜巻検討地域」の総観場の比較	検討地域を日本とする場合は，過去最大の選出が可能	フジタスケール，または日本版改良フジタスケール	—	—	—	竜巻の被害と風速の関係の解明が必要，過去の被害の再評価が必要
		竜巻最大風速のハザード曲線による最大風速VB2	①竜巻検討地域と竜巻影響エリアの面積の算定 ・竜巻検討地域（海岸線内外5kmの範囲等） ・竜巻影響エリア（発電所内の評価対象施設の面積の設定）	海岸線からの距離にともなう発生頻度の変化を考慮すべきことが明記されている	集中エリアの選択根拠	—	ＧＩＳソフトウエアの利用	—	データベースの総合的な吟味が必要
			②収集した竜巻のデータを解析用に補正 ・竜巻発生頻度、竜巻風速、被害幅、被害長さ	評価項目の種類が明確にされている	①のＧＩＳソフトウエアの出力を利用	○	—	—	データベースの総合的な吟味が必要
			③各種データから確率密度分布の算定 ・竜巻発生頻度、竜巻風速、被害幅、被害長さ ・相関係数等の算定と確認	評価項目の種類が明確にされている	—	—	—	○	確率分布の種類，分析方法の高度化が必要
			④ハザード解析 ・竜巻発生頻度の算出 ・竜巻影響エリアがある風速以上の大きさをもった竜巻に遭遇する確率 ・ハザード曲線の算出	最も基本的な対数正規分布の適用が示されている	—	—	—	○	計算方法の高度化が必要
		基準竜巻の最大風速VB	①VB1とVB2の比較	両者の最大値を選択する	—	○	—	—	評価概念の高度化が必要
3	設計竜巻の評価	増幅特性を考慮した設計竜巻	①増幅特性の考慮 ・地形特性等（地表面粗度、小地形等）を考慮して割り増した風速の設定	実験や数値計算で評価することを原則としている	●	—	—	—	現象のより深い理解と分析手法の構築が必要
4	設計竜巻の特性値の評価	設計竜巻の竜巻渦のモデル化と特性値	①渦モデルの諸元比較 ・ランキン、Fujita、Burgers、Sullivan等	ランキン渦モデルとＬＥＳによる数値計算結果例が示されている	●	—	—	—	渦モデルの特徴と最終結果への影響評価が必要
			②各渦モデルに見合った特性値の設定 ・移動速度、最大接線風速、最大接線風速半径、最大気圧低下量、最大気圧低下率等	一般的な概念は明確になっている	●	—	—	—	過去の事例に対する分析が必要
			③竜巻渦の特性による影響評価 ・渦のモデル化と気圧の急激な変化の影響 ・流れ場、気圧場の非定常性	一般的な概念は明確になっている	●	—	—	—	渦モデルの特徴と最終結果への影響評価が必要
5	設計竜巻荷重の評価	設計竜巻による風圧力による荷重	①風圧力による荷重の算定 ・設計速度圧、ガスト影響係数、風力係数、空気密度、対象施設の重圧面積、設計竜巻の最大風速に基づいた算定	定常乱流境界層における空力評価が示されている	●	—	—	—	現象のより深い理解と分析手法の構築が必要
		気圧差による荷重	①気圧差による荷重の算定 ・設計竜巻の特性値の評価に基づく設定	大気静圧の変化を取り扱うことが明記されている	●	—	—	—	現象のより深い理解と分析手法の構築が必要
		飛来物挙動の検討及び設計飛来物による衝撃荷重	①飛来物候補の分析 ・自然環境の評価 ・事業所内の飛来物候補の評価	飛来物の候補が示されている	●	—	—	—	自然を起源とするものと，通常設置物，被害発生時に生成されるもの等の分類が必要
			③飛行挙動の分析 ・初期条件，境界条件の影響 ・風速場，圧力場の設定 ・対象飛来物の形状諸元に基づく定式化空力パラメータ等	状況に応じて適切に設定する	●	—	—	—	初期条件を確定的に扱うことが困難なので，何らかの統計的手法が必要，飛行挙動解析結果からの分類が必要
			④ 飛来物の衝突時の特性と荷重の算定 ・衝突時の飛来物形状変形推定 ・衝突条件と衝突荷重の算定	不利な条件（安全側）で取り扱うことが示されている	●	—	—	—	設計上の取り扱い方法の方針設定が必要
		設計竜巻荷重と組み合わせ荷重	①設計竜巻荷重の算定 ・設計竜巻による風圧力による荷重、気圧差による荷重及び設計飛来物による衝撃荷重を組み合わせた複合荷重の算定	ＮＵＲＥＧ－0800の例が引用されている	●	—	—	—	空気力の総合的な現象理解と設計上の取り扱い方法の検討が必要
			②設計竜巻荷重と組み合わせる荷重の算定 ・組み合わせる荷重の考慮	ＮＵＲＥＧ－0800の例が引用されている	●	—	—	—	対象物のスケールに応じた荷重係数の設定方法等の検討が必

—：取り扱い，コメントなし，○：本研究で実施，●：今後の検討が必要

参考文献

[1] 原子力規制委員会：「原子力発電所の竜巻影響評価ガイド」，平成 25 年 6 月

[2] 独立行政法人原子力安全基盤機構：「原子力発電所の竜巻影響評価ガイド（案）及び解説」，平成 25 年 10 月

[3] 東京工芸大学：「平成 21～22 年度原子力安全基盤調査研究（平成 22 年度）竜巻による原子力施設への影響に関する調査研究」，独立行政法人原子力安全基盤機構委託研究成果報告書，平成 23 年 2 月

[4] 気象庁，竜巻等の突風データベース，
URL http://www.data.jma.go.jp/obd/stats/data/bosai/tornado/, 2016

[5] 柏崎刈羽原子力発電所　6 号及び 7 号炉　竜巻影響評価について（基準竜巻・設計竜巻の設定），平成２７年２月，東京電力株式会社

[6] 気象庁，日本版改良フジタスケールに関するガイドライン，平成 25 年 12 月

[7] 山口修由他, 1990 年の千葉県茂原市の竜巻による建築物の被害調査報告, 建築研究資料, No.78, 建設省建築研究所, 1992.3

[8] 土木学会竜巻緊急災害調査団，2006 年 11 月 7 日に発生した北海道佐呂間町竜巻被害調査緊急報告，土木学会誌, Vol.92, No.2, 36-39, 2007

[9] 国土交通省国土技術政策総合研究所，独立行政法人建築研究所，平成 24 年(2012 年)5 月 6 日に茨城県つくば市で発生した建築物等の竜巻被害調査報告，2013

[10] 日本風工学会　風災害研究会,【速報】2012 年 5 月 6 日に北関東地方で発生した広域突風災害について，日本風工学会誌, Vol.37, No.3 pp.210-222, 2012

[11] Wen.Y.K and Chu. S.L. (1973) : Tornado risks and design wind speed, Proceedings of American Society of Civil Engineering, Journal of Structural Division 99, 2409 - 2421.

[12] Garson. R. C., Morla-Catalan J. and Cornell C.A. (1975) : Tornado risk evaluation using wind speed profiles, Journal of Structural. Division, Proceedings of American Society of Civil Engineering, pp.1167 – 1171.

[13] Garson. R. C., Morla-Catalan J. and Cornell C.A. (1975) : “Tornado Design Winds Based on Risk,” Journal of the Structural Division, Proceedings of the American Society of Civil Engineers, Vol. 101, No. 9, pp.1883-1897

[14] Twisdale L.A., and Dunn, W.L. (1983) : Probabilistic analysis of tornado wind risks, Journal of Structural Engineering, Vol.109, No.2, ASCE, pp.468-488

[15] Markee, E.H. Jr., et al. (1974) : Technical basis for interim regional tornado criteria, U.S. Atomic energy commission. WASH -1300. Office of Regulation, Washington, D.C.

[16] Lewellen, D. C., Effects of topography on tornado dynamics: A simulation study, 26th Conference on Severe Local Storms, American Meteorological Society, Nashville, TN, 4B.1, 2012

[17] E. Simiu and R.H. Scanlan, Wind Effects on Structures, 3rd ed., John Willey & Sons, Inc. 1996.

[18] 泉 知宏，高橋 駿介，友清 衣利子，前田 潤滋 : 急激な気圧降下による建物内外の気圧差力に及ぼす建物密閉度の影響，第 24 回風工学シンポジウム，2016, pp.205-210.
[19] Standard Review Plan 3.3.2, Tornado loads, NUREG-0800, Revision 3, U.S. Nuclear Regulatory Commission, 2007

著者

田村幸雄，松井正宏，吉田昭仁，金容徹（東京工芸大学）
前田順滋（九州大学大学院）
植松　康（東北大学大学院）
小林文明（防衛大学校）
白土博通（京都大学大学院）
丸山　敬（京都大学防災研究所）
西嶋一欽（京都大学防災研究所）
西村宏昭（京都大学防災研究所）
野田　稔（徳島大学大学院）

平成２８年度原子力施設等防災対策等委託費
（実用発電用原子炉施設の竜巻による影響評価の手順の整備）事業 報告書

第 III 編　竜巻荷重に係る解析手法の整備

目次

	頁
はじめに	1
1. 竜巻風速ハザード解析コードの整備（改良）	2
1.1 竜巻による最大風速のハザード曲線の計算方法	2
1.2 竜巻風速ハザード解析コードのフローチャート	8
1.3 竜巻風速ハザード解析コードの動作に必要な環境	10
1.4 竜巻風速ハザード解析コードの構成	10
1.5 竜巻風速ハザード解析コードの実行手順	13
1.6 竜巻風速ハザード解析コードの計算結果の検証	27
1.7 積分回数について	31
付録 1.1 竜巻データベース使用上の留意点	32
付録 1.2 F スケールと風速の関係について	37
付録 1.3 ArcGIS による特定エリア通過竜巻の抽出とエリア面積の算出	39
参考文献	51
2. 竜巻飛来物解析コードの整備	52
2.1 飛散運動の計算方法	52
2.2 ソフトウエアのインストール方法	59
2.3 飛来物の運動解析手順	63
2.4 計算結果の描画方法	70
2.5 各種ファイルの書式と内容	74
参考文献	84

はじめに

本報告書第 III 編では，基準竜巻・設計竜巻荷重の設定に関する方法のうち，竜巻ハザード解析および竜巻飛来物解析について，特に計算機プログラムコードを開発し，竜巻風速ハザード解析コードの整備（改良）および竜巻飛来物解析コードの整備として，その手順，技術的な説明と操作方法について解説するものである。

1. 竜巻風速ハザード解析コードの整備（改良）

1.1 竜巻による最大風速のハザード曲線の計算方法

1.1.1 評価フロー

竜巻による最大風速のハザード曲線算出のフローを以下に示す。

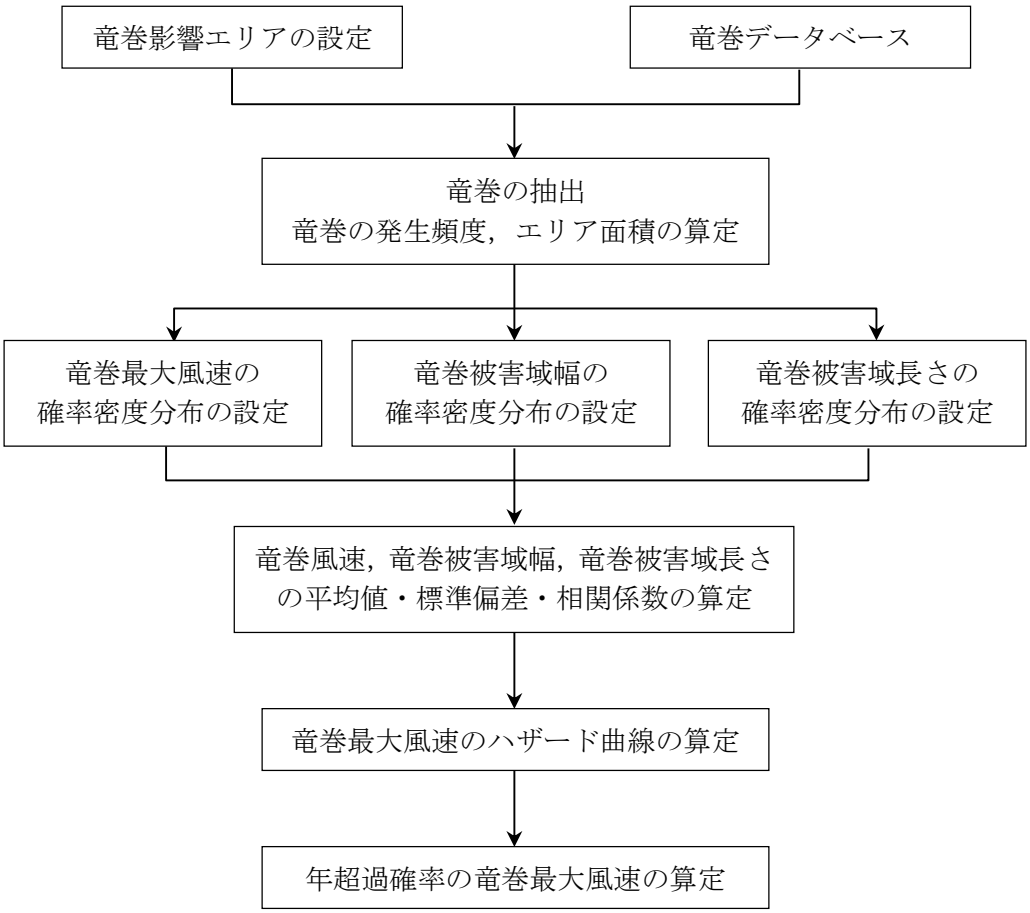


図 1.1.1　竜巻による最大風速のハザード曲線算出のフロー

竜巻による最大風速のハザード曲線算出については，東京工芸大学調査研究[1.1]に記載のWen & Chu[1.2]およびGarson et. al[1.3, 1.4]の方法を用いている。

竜巻の年発生数の確率分布は，Wen & Chu[1.2]の結果を用い，竜巻の発生がポアソン過程に従うと仮定して，下記のポアソン分布またはポリヤ分布を用いている。

ポアソン分布　$P_T(N) = \frac{(\nu T)^N}{N!}\exp(-\nu T)$　（1.1）

ポリヤ分布　$P_T(N) = \frac{(\nu T)^N}{N!}(1+\beta\nu T)^{-(N+1/\beta)}\prod_{k=1}^{N-1}(1+\beta k)$　（1.2）

ここで，T：年数

N：竜巻の年発生数

ポリヤ分布のβは，下式で推定可能である。

$$\beta = (\sigma^2/\nu - 1) \times \frac{1}{\nu} \quad (1.3)$$

ν：竜巻の年平均発生数

σ：竜巻の年発生数の標準偏差

ポアソン分布およびポリヤ分布に対応するT年以内にいずれかの竜巻に遭遇し，V_0以上の竜巻風速に見舞われる確率$P_{V_0,T}(D)$の推定式は，Wen & Chu[1.2]の結果を用いて，以下の式を用いる。

ポアソン分布　$P_{V_0,T}(D) = 1 - exp[-\nu R(V_0)T]$　（1.4）

ポリヤ分布　$P_{V_0,T}(D) = 1 - [1+\beta\nu R(V_0)T]^{-1/\beta}$　（1.5）

ここで，D：対象構造物がV_0以上の竜巻風速vに見舞われる事象

上式で示された$R(V_0)$は，リスクの評価対象とする構造物が1つの竜巻に遭遇し，竜巻風速がV_0以上となる確率である。

1個の竜巻の風速がV_0以上となる面積$DA(V_0)$は，Garson et. al[1.3, 1.4]の結果を用いて，竜巻の被害域幅w，被害域長さl，移動方向α，最大竜巻風速V_i，照査竜巻風速V_0および対象構造物の平面寸法AおよびBから，下式のように与えている。この式の第1項から第4項は，図1.2のT，P，E，およびABの面積に対応している。ここで，HおよびGは竜巻の被害域幅方向および被害域長さ方向に沿った面への構造物の投影長さである。

$$\mathrm{DA}(V_0) = WL + HL + WG + AB \qquad V_i \geq V_0 \tag{1.6}$$
$$\mathrm{DA}(V_0) = 0 \qquad V_i < V_0$$

$R(V_0)$は，Garson et. al[1.3, 1.4]の結果を用いて，以下の $E[DA(V_0)]$式を用いて与えている。

$$R(V_0) = \frac{E[DA(V_0)]}{A_0} \tag{1.7}$$

$$\mathrm{E}[DA(V_0)] = \int_0^{\infty}\int_0^{\infty}\int_{V_0}^{\infty} W(V_0)lf(V,w,l)dVdwdl$$
$$+\int_0^{360}\int_0^{\infty}\int_{V_0}^{\infty} H(\alpha)lf(V,l,\alpha)dVdlda\alpha + \int_0^{360}\int_0^{\infty}\int_{V_0}^{\infty} W(V_0)G(\alpha)f(V,w,\alpha)dVdwda\alpha$$
$$+AB\int_{V_0}^{\infty} f(V)dV \tag{1.8}$$

ここで，　V：最大竜巻風速
w：被害域幅
l：被害域長さ
α：竜巻の移動方向
$DA(V_0)$：1 個の竜巻の風速が V_0以上となる面積
$f(\cdot)$：確率密度
A_0：リスクの評価対象とする地域の面積
$H(\alpha)$：被害域長さ方向に沿った面への構造物の投影長さ
$G(\alpha)$：竜巻の被害域幅方向に沿った面への構造物の投影長さ

なお $\mathrm{W}(V_0)$は，Garson et al.[1.3, 1.4]の結果を用いて，以下の式を与えている。

$$\mathrm{W}(V_0) = \left(\frac{V_W}{V_0}\right)^{1/1.6} w \tag{1.9}$$

ここで，　w：竜巻の被害域幅の観測値
V_w：被害域幅 w 内の最小竜巻風速
V_0：照査竜巻風速
$\mathrm{W}(V_0)$：竜巻風速が V_0以上となる幅

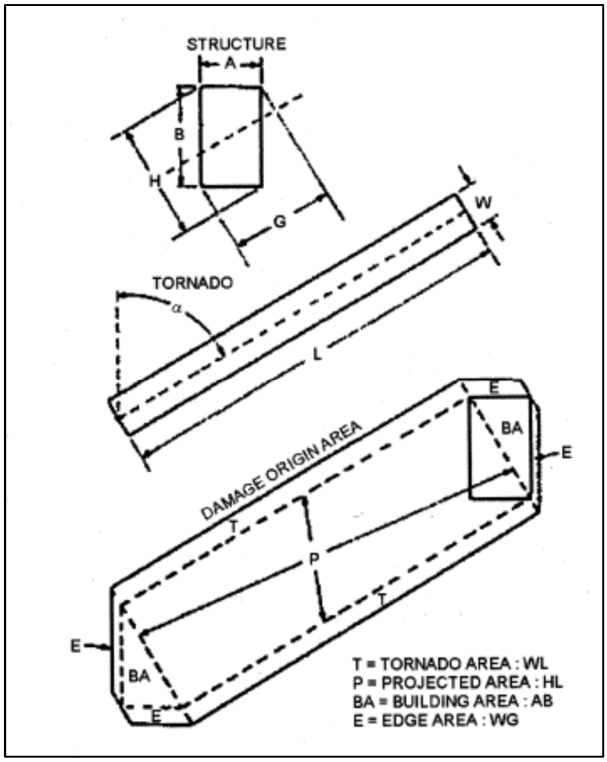


図 1.1.2　竜巻被害エリアのパラメータ

1.1.2 竜巻風速，被害域幅，被害域長さの確率分布

竜巻ハザードを評価するには，一つの竜巻が発生した際の，竜巻風速，被害域幅，被害域長さの確率分布が必要となる。本解析では，東京工芸大学調査研究[1.1]を参照して，確率密度分布を対数正規分布で設定している。

竜巻ハザードの計算においては，竜巻風速，被害域幅，被害域長さの相関係数を求めている。また，竜巻風速，被害域幅，被害域長さは 3 変量の確率分布で評価する。

$$\mathrm{f}(x,y,z)=\frac{1}{(2\pi)^{3/2}\begin{vmatrix}\zeta_x^2 & \zeta_x\zeta_y\rho_{xy} & \zeta_x\zeta_z\rho_{xz}\\ \zeta_x\zeta_y\rho_{xy} & \zeta_y^2 & \zeta_y\zeta_z\rho_{yz}\\ \zeta_x\zeta_z\rho_{xz} & \zeta_y\zeta_z\rho_{yz} & \zeta_z^2\end{vmatrix}}\frac{1}{xyz}$$

$$exp\left[-\frac{1}{2}(ln(x)-\lambda_x \quad ln(y)-\lambda_y \quad ln(z)-\lambda_z)\begin{pmatrix}\zeta_x^2 & \zeta_x\zeta_y\rho_{xy} & \zeta_x\zeta_z\rho_{xz}\\ \zeta_x\zeta_y\rho_{xy} & \zeta_y^2 & \zeta_y\zeta_z\rho_{yz}\\ \zeta_x\zeta_z\rho_{xz} & \zeta_y\zeta_z\rho_{yz} & \zeta_z^2\end{pmatrix}^{-1}\begin{pmatrix}ln(x)-\lambda_x\\ ln(y)-\lambda_y\\ n(z)-\lambda_z\end{pmatrix}\right] \tag{1.10}$$

ここで，　$0<x\leq\infty$，$0<\mathrm{y}\leq\infty$，$0<\mathrm{z}\leq\infty$

λ_x，λ_y，λ_z：変量$\ln(x)$，$\ln(y)$，および$\ln(z)$の平均値

ζ_x，ζ_y，ζ_z：変量$\ln(x)$，$\ln(y)$，および$\ln(z)$の標準偏差

ρ_{xy}：$\ln(x)$と$\ln(y)$の相関係数

ρ_{xz}：$\ln(x)$と$\ln(z)$の相関係数

ρ_{yz}：$\ln(y)$と$\ln(z)$の相関係数

1.1.3 竜巻の移動方向

竜巻の移動方向は，東京工芸大学調査研究[1.1]を参照して，フーリエ級数を用いて推定した移動方向の確率密度分布を用いている。

$E[DA(V_0)]$を求める式における第 2 項および第 3 項に含まれる投影幅$H(\alpha)$および$G(\alpha)$は，竜巻の移動方向，構造物の寸法 A および B を用いて，以下の式で与えている。

$$\mathrm{H}(\alpha) = B|sin(\alpha)| + A|cos(\alpha)| \tag{1.11}$$

$$\mathrm{G}(\alpha) = A|sin(\alpha)| + B|cos(\alpha)| \tag{1.12}$$

1.2 竜巻風速ハザード解析コードのフローチャート

竜巻風速ハザード解析コード（以下，解析コード）は，統計分析モジュールと竜巻ハザードモジュールの 2 つのモジュールに分かれている。統計分析モジュールは，竜巻データを読み込み，竜巻データに関する各種統計量を算出するモジュールである。一方，竜巻ハザードモジュールは，竜巻データに関する各種統計量を読み込み，竜巻最大風速のハザード曲線および超過確率 10^{-5} の竜巻最大風速 VB2 を算出するモジュールである。

各モジュールのフローチャートを図 1.2.1，1.2.2 に示す。

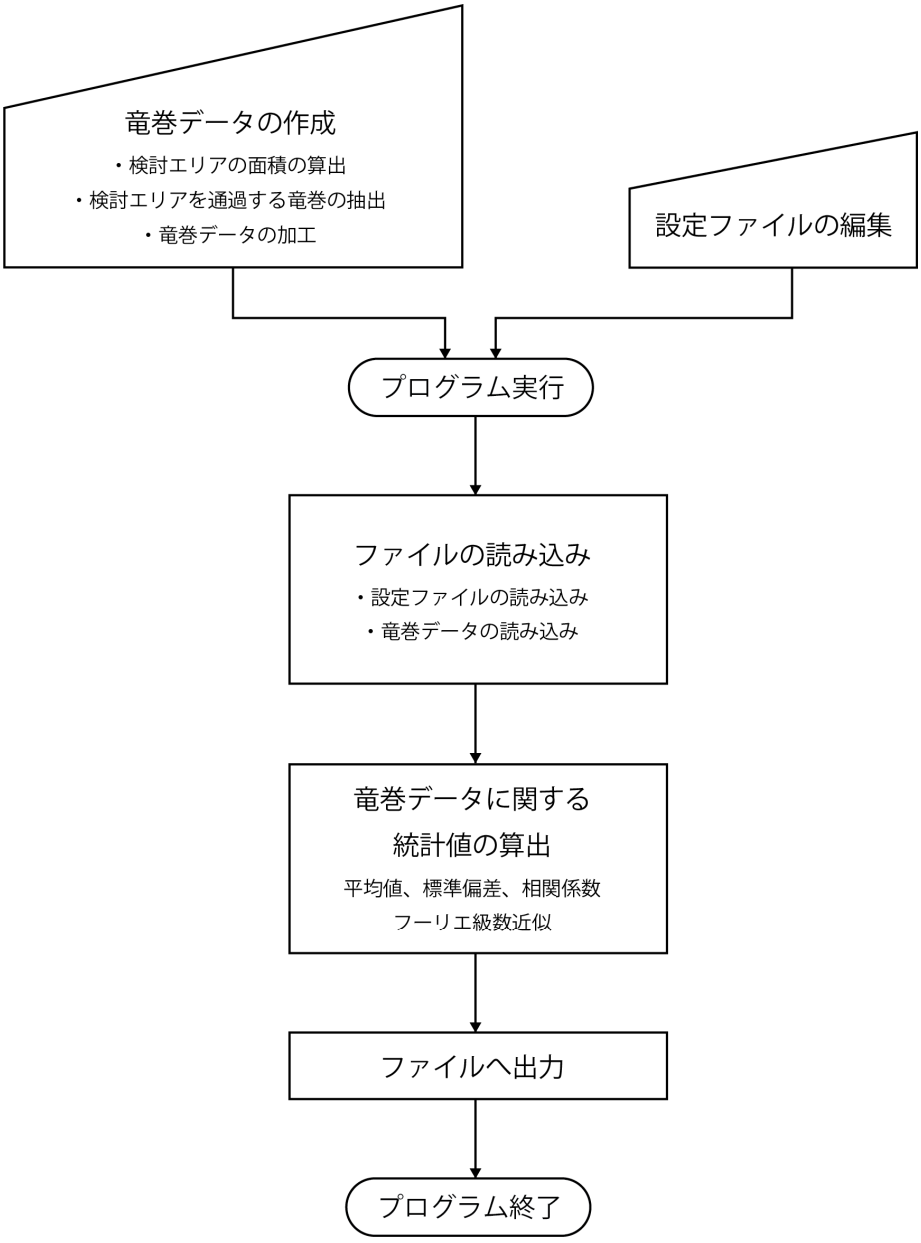


図 1.2.1 統計分析モジュールのフローチャート

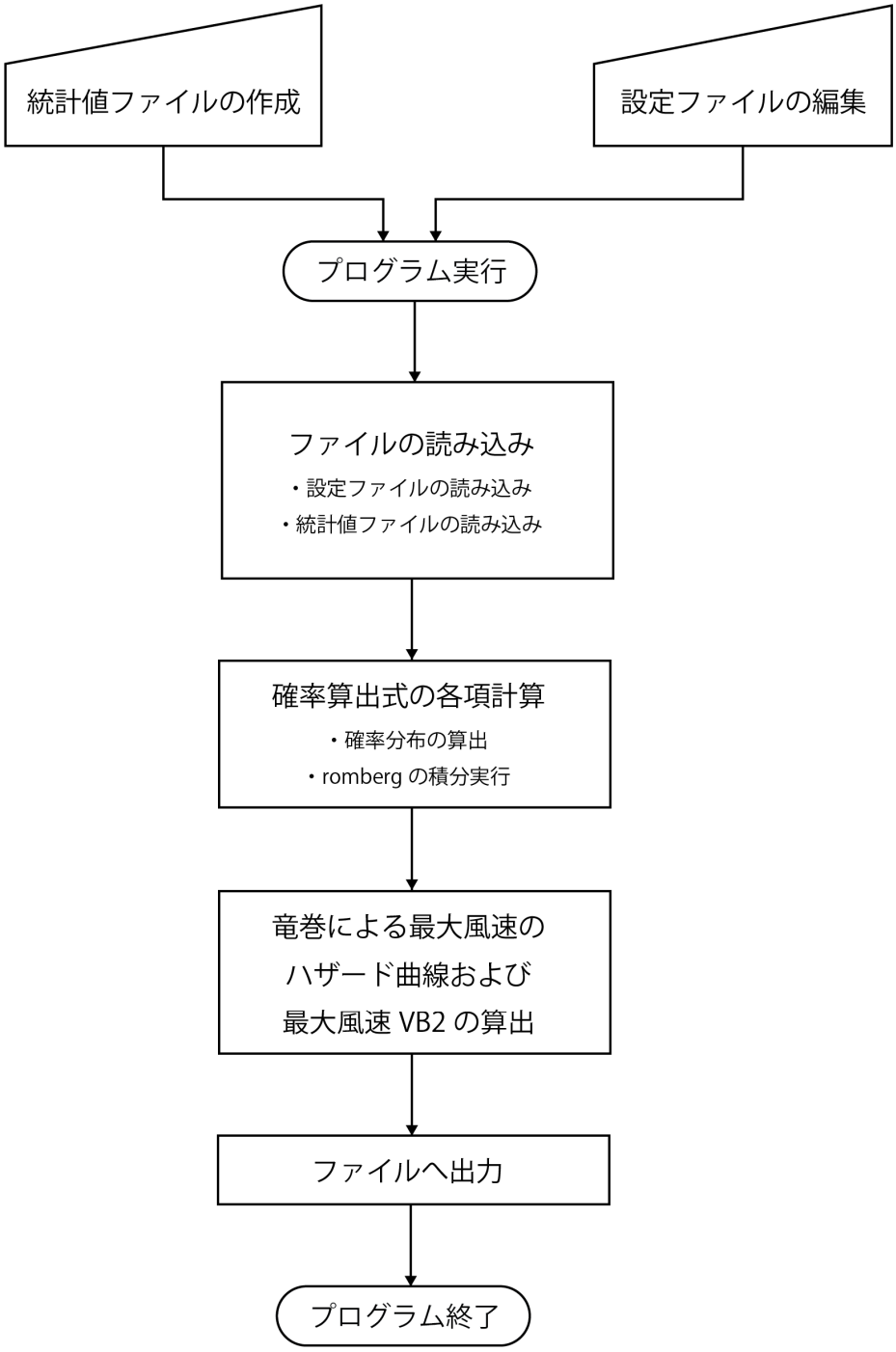


図 1.2.2 竜巻ハザードモジュールのフローチャート

1.3 竜巻風速ハザード解析コードの動作に必要な環境

OS：windows7～10
※上記以外の環境で動作しないことを示すものではないが，上記以外の動作確認は行っていない。

1.4 竜巻風速ハザード解析コードの構成

1.4.1 解析コードのファイル構成

解析コードは，以下のファイルで構成されている。

表 1.4.1　解析コードのファイル構成

ファイル名	機能	機能の説明
NTOR-stat.exe	統計分析モジュール	設定ファイル conf-stat.txt と竜巻データを読み込み，竜巻データに関する統計量を算出する。
NTOR-hazd.exe	竜巻ハザードモジュール	設定ファイル conf-hazd.txt と竜巻データに関する統計値ファイルを読み込み，竜巻最大風速の年超過確率と，年超過確率 10^{-5} の竜巻最大風速を算出する。
conf-stat.txt	統計分析モジュール用設定ファイル	統計分析モジュールを実行する際の，入力ファイル名や出力ファイル名，解析年数等を設定するためのファイルである。
conf-hazd.txt	竜巻ハザードモジュール用設定ファイル	竜巻ハザードモジュールを実行する際の，入力ファイルや出力ファイル，対象構造物の寸法や確率モデル等を設定するためファイルである。
read_module.o	読み込み用サブルーチンモジュール	読込処理を行うサブルーチンモジュールである。 ※直接実行することはない。
stat_module.o	統計分析用サブルーチンモジュール	統計分析を行うサブルーチンモジュールです。 ※直接実行することはない。
subntor_module.o	竜巻ハザード用サブルーチンモジュール	竜巻ハザードを計算するサブルーチンモジュールである。 ※直接実行することはない。

1.4.2 解析コードのフォルダ構成

解析コードのフォルダ構成を図 1.4.1 に示す。解析コードは NTOR-stat-hazd フォルダの中に配置されており，conf，data，fort，result の４つのサブフォルダで構成されていまする。conf フォルダには設定ファイルである conf-stat.txt と conf-hazd.txt が，fort フォルダには実行モジュールである NTOR-stat.exe，NTOR-hazd.exe およびサブルーチンモジュールが入っている。data フォルダは，統計分析モジュールに入力する竜巻データを入れるためのフォルダ，result フォルダは，統計分析モジュールと竜巻ハザードモジュールの実行結果を出力するためのフォルダである。

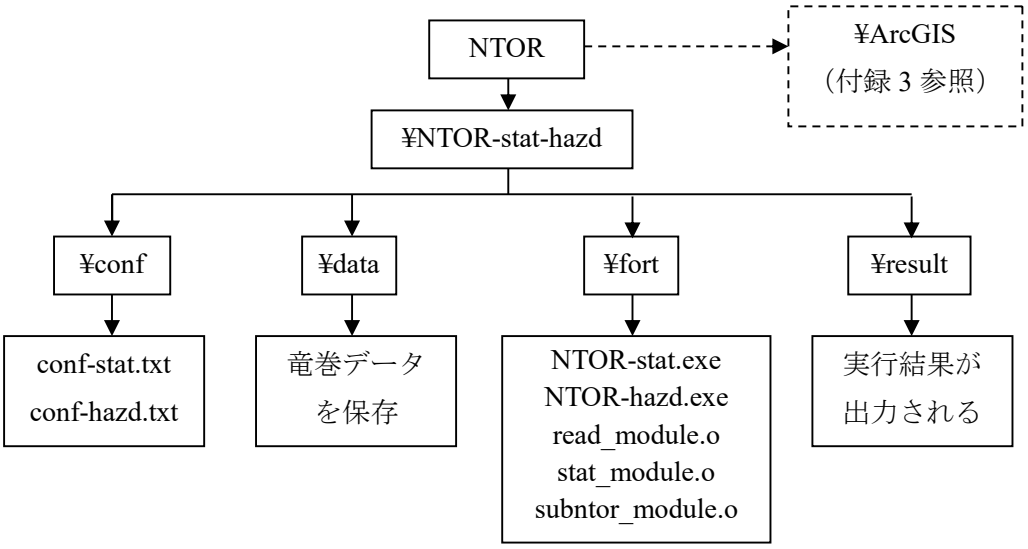


図 1.4.1　フォルダの構成

1.4.3 モジュールの入出力

統計分析モジュール（NTOR-stat.exe）および竜巻ハザードモジュール（NTOR-hazd.exe）の入出力について，図 1.4.2 に示す。

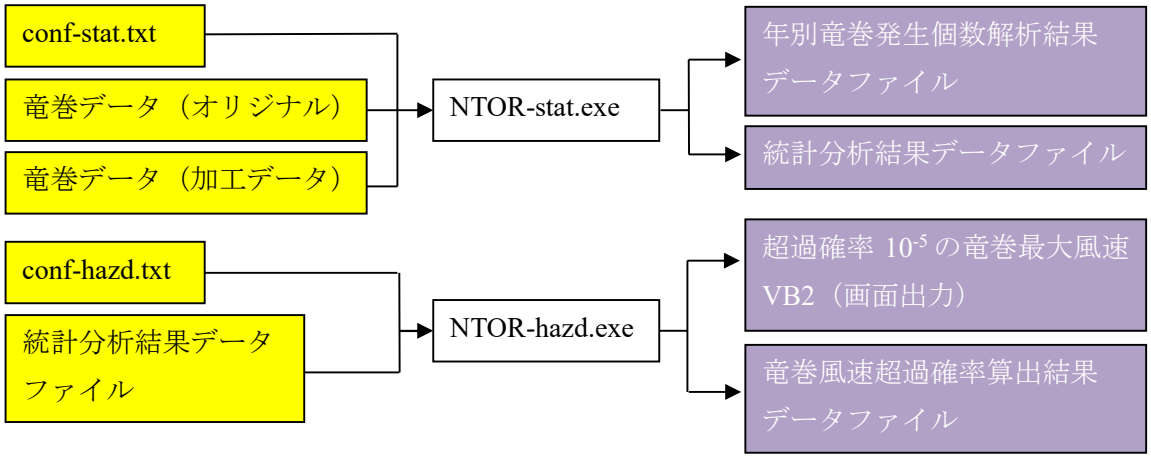


図 1.4.2　モジュールの入出力（黄：入力，紫：出力）

1.5 竜巻風速ハザード解析コードの実行手順

1.5.1 統計分析モジュールの実行手順

実行手順の主な流れを以下に示す。

1)竜巻データの準備と配置
2)設定ファイルの編集
3)フォルダの準備（必要な場合）
4)モジュールの実行
5)実行結果の確認

1.5.1.1 竜巻データの準備と配置

統計分析モジュールに入力する，竜巻データの準備を行う。竜巻データは，オリジナルデータと加工データの二つが必要である。オリジナルデータとは，気象庁の竜巻データベース（竜巻 DB）を用いて，付録 1.3 に示すような方法等により，検討エリアを通過する竜巻を抽出して作成したデータのことを指す。また，加工データとは，オリジナルデータが持つ不完全性（付録 1.1 参照）を補正したもののことを指す。オリジナルデータだけでは正しい最終結果が得られない可能性があることから，加工データの入力も必須としている。

どちらのデータも，表 1.5.1 に示すフォーマットで，カンマ区切りの CSV データとする。また，ヘッダの記述内容は任意で構わないが，1 行目に必ずヘッダを入れることが必要である。なお，5 列目の移動方向については，対象構造物を円形とする場合（(2)設定ファイルの編集参照）には，存在しなくても問題ない。

表 1.5.1　竜巻データのデータフォーマット（カンマ区切りの CSV データとする）

	1 列目	2 列目	3 列目	4 列目	5 列目
1 行目 （ヘッダ）	発生 年月日 （8 桁の整数）	F スケール （0～5 の 整数）	被害域長さ (km) （実数）	被害域幅 (m) （実数）	移動方向 （0～15 の 整数）
2 行目 以降 （データ）	19610101	0	4.2	30	1

竜巻データの準備ができたら，data フォルダの中に配置する。任意のサブフォルダ（フォルダ名は英数字のみ）を作成し，その中に配置しても構わない。

1.5.1.2 設定ファイルの編集

統計分析モジュール用設定ファイル（conf-stat.txt）を編集する。設定ファイルは conf フォルダの中にある。設定値の説明を表 1.5.2 に示す。また，設定ファイルの設定例を図 1.5.1 に示す。なお，#がついている行はコメント行であり，編集してはいけない。

表 1.5.2　統計分析モジュール用設定ファイル（conf-stat.txt）の設定値

設定 パラメータ名	パラメータの 説明	設定形式	備考
syear	解析開始年	4 桁の整数	準備した竜巻データの発生年の，一番古い年を指定する。
eyear	解析終了年	4 桁の整数	準備した竜巻データの発生年の，一番新しい年を指定する。
term	解析期間	実数	syear と eyear の差を指定する。ただし実数での指定が可能なので, 例えば 10 年半であれば 10.5 とする。
fyear	各 F スケールのデータ採用年数の設定	3 要素の配列, 4 桁の整数	竜巻データの歴史的不均一性（付録 1.1 参照）に対応するために，各 F スケールについて，何年からのデータを採用するのかを指定する。3 要素の配列で，F0, F1, F2 以上の順に設定する。 例）F0 は 2007 年～，F1 は 1991 年～，F2 以上は 1961 年～のデータを採用する場合, fyear=(2007,1991,1961) とする。
torfname	竜巻データ（加工データ）のファイル名および配置場所	日本語を含まない文字列	加工済みの竜巻データのファイル名と，ファイルを配置している場所の data フォルダ以下を文字列で指定する。 例) data フォルダの中に tornade というサブフォルダを作成し，ファイル名を tornade.csv とした場合は, torfname=tornade/tornade.csv とする。

表 1.5.2（続）　統計分析モジュール用設定ファイル（conf-stat.txt）の設定値

設定 パラメータ名	パラメータの 説明	設定形式	備考
otorfname	竜巻データ（オリジナルデータ）のファイル名および配置場所	日本語を含まない文字列	オリジナルの竜巻データのファイル名とファイルを配置している場所の data フォルダ以下を指定する。 例) data フォルダの中に tornade というサブフォルダを作成し，ファイル名を orgtornade.csv とした場合は， otorfname=tornade/orgtornade.csv とする。
tnumfname	年別竜巻発生個数解析結果データファイル名および出力場所	日本語を含まない文字列	年別の竜巻発生個数解析結果データファイル名と，出力したい場所の result フォルダ以下を指定する。なお，サブフォルダを指定する場合には，あらかじめ手動でサブフォルダを作成する必要がある。(自動では作成されない) 例）result フォルダの中に tornade-num というサブフォルダをあらかじめ作成しておき，ファイル名を tornadenum.csv として出力したい場合は， tnumfname=tornade-num/tornadenum.csv とする。
statfname	統計分析結果データファイル名および出力場所	日本語を含まない文字列	統計分析結果データファイル名と，出力したい場所の result フォルダ以下を指定する。なお，サブフォルダを指定する場合には，あらかじめ手動でサブフォルダを作成する必要がある。(自動では作成されない) 例）result フォルダの中に tornade-stat というサブフォルダをあらかじめ作成しておき，ファイル名を tornadestat.csv として出力したい場合は， statfname=tornade-stat/tornadestat.csv とする。

表 1.5.2（続）　統計分析モジュール用設定ファイル（conf-stat.txt）の設定値

設定 パラメータ名	パラメータの 説明	設定形式	備考
f_vel	各 F スケールに対応する風速値	6 要素の配列, 実数	各 F スケールに対応する風速値を指定する。6 要素の配列で，F0 から順に指定する。例えば，各 F スケールの風速範囲の中央値を指定したい場合には, fvel= (25.0,41.5,60.0,81.5,105.0,130.0) とする。
str_cir	対象構造物の形状	0 または 1（整数）	対象構造物の形状を指定する。 円形構造物の場合⇒1 を指定 方形構造物の場合⇒0 を指定 円形構造物の場合，竜巻の移動方向は意味を持ちません。str_cir=1 にした場合は，竜巻データの 5 列目のデータは不要。 （str_cir=0 の場合は，5 列目が必須。） また，方形構造物を設定した場合のみ，統計分析結果データファイルに，移動方向の発生頻度をフーリエ級数近似した際の 4 次までの係数が出力される。

図 1.5.1　統計分析モジュール用設定ファイル（conf-stat.txt）の設定例

1.5.1.3 フォルダの準備

2)の設定ファイルで，ファイルの配置にサブフォルダを指定した場合は，必ず事前にサブフォルダを作成しておく必要がある。サブフォルダが存在しない場合，4)のモジュール実行時にエラーが出力され，モジュールが途中停止する。

1.5.1.4 モジュールの実行

NTOR-stat.exe をダブルクリックすると，モジュールが実行されてコマンドプロンプトが開く。正常に終了すると，図 1.5.2 に示すような結果が出力され，指定した場所に年別竜巻発生個数解析結果ファイルおよび統計分析結果ファイルが出力される。最後に，0+ENTER を入力するとモジュールが終了し，1+ENTER を入力するとモジュールが再度実行される。

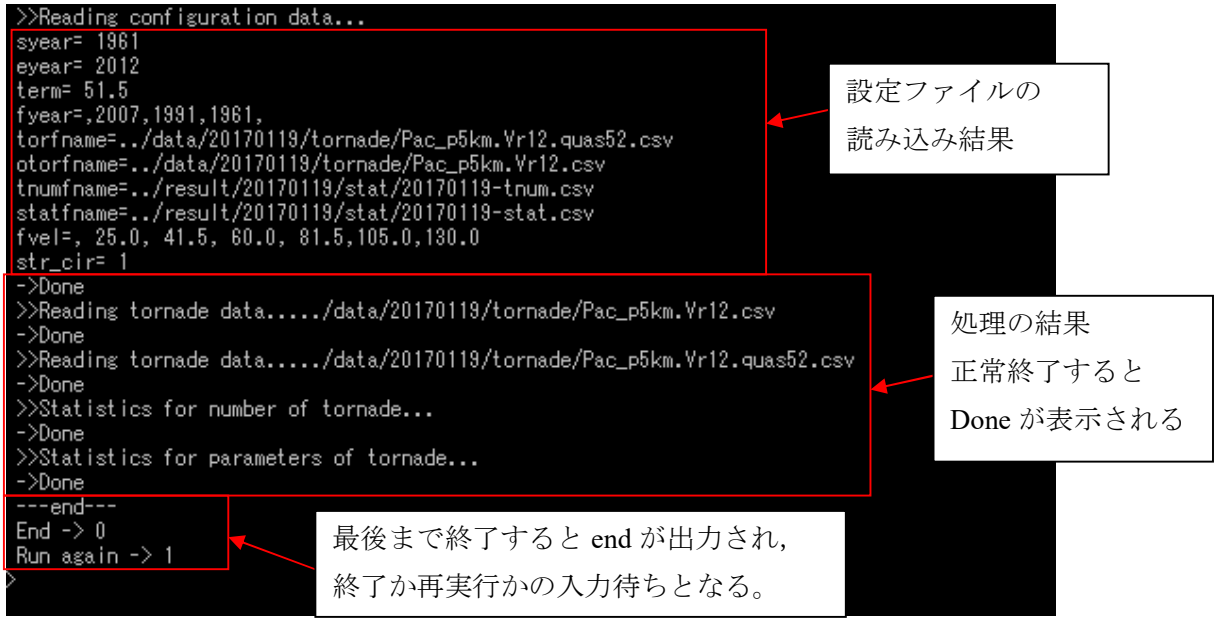


図 1.5.2　統計分析モジュール（NTOR-stat.exe）の実行結果

設定ファイル等に不備があると，図 1.5.3 に示すようなエラーが出力され，モジュールは途中停止する。途中停止した場合には，0+ENTER で終了させる。

エラーの原因としては，設定ファイルの記述ミスおよび漏れ，サブフォルダの作成忘れ等や，設定ファイルや竜巻データファイルを他のアプリケーションで開いていてアクセスできない場合などが考えられる。

また，予期せぬエラーが生じた場合には，コマンドプロンプト自体が停止して画面から消える。この場合は，設定内容等を確認し，エラーを除去してから再度実行を試みる。

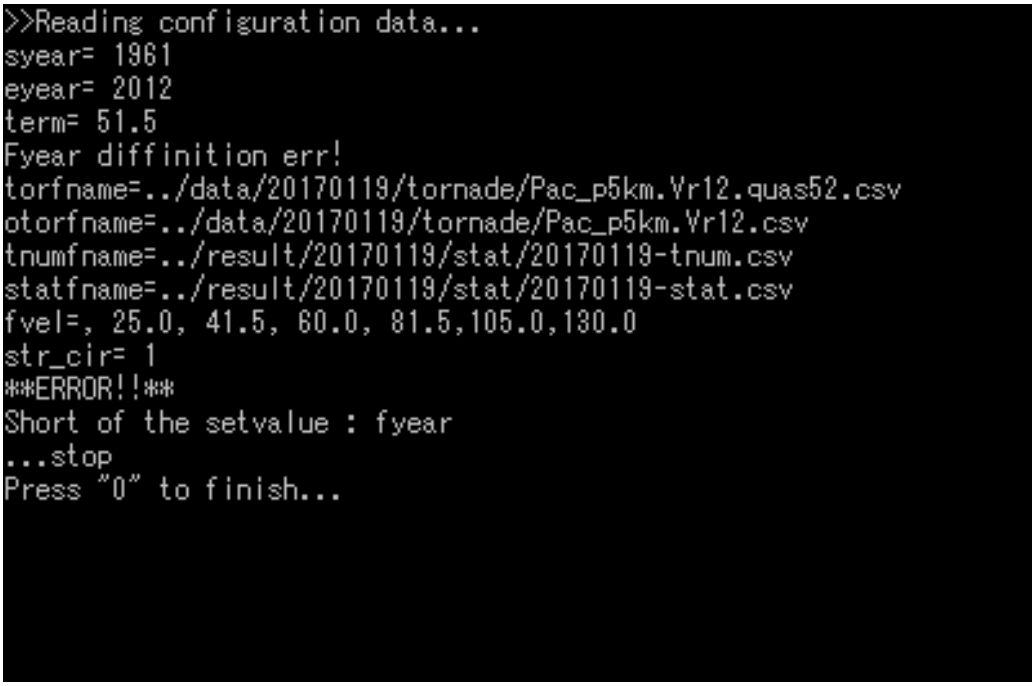


図 1.5.3　統計分析モジュール（NTOR-stat.exe）のエラー出力例
（fyear の設定に不備がある場合の例）

1.5.1.5 実行結果の確認

実行結果は，result フォルダ内の，conf-stat.txt で設定した場所に，年別竜巻発生個数解析結果ファイルおよび統計分析結果データファイルとして出力される。年別竜巻発生個数解析結果ファイルおよび統計分析結果データファイルの内容の一例を図 5.4，図 5.5 に示す。

年別竜巻発生個数解析結果ファイルには，設定ファイルで設定した各 F スケールの採用年に応じた竜巻の発生個数，年平均値，標準偏差が F スケール別に出力される。統計分析結果ファイルの竜巻発生個数の平均値，標準偏差は，年別竜巻発生個数解析結果ファイルの EXT2 の結果を用いている。

統計分析結果ファイルには，竜巻発生個数，風速，被害域幅，被害域長さの平均値および標準偏差と，風速，被害域幅，被害域長さのそれぞれの相関係数が出力される。なお，設定ファイルで対象構造物の形状を方形とした場合（str_cir=0）にのみ，フーリエ級数近似曲線の 4 次までの係数も合わせて出力される。

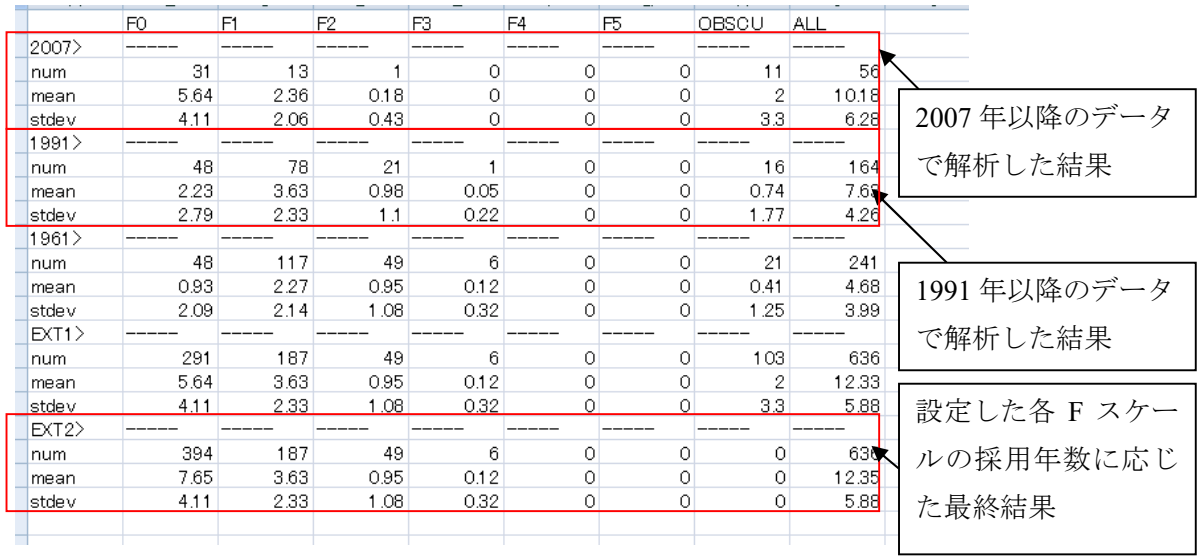


図 1.5.4　年別竜巻発生個数解析結果ファイルの内容の例

（num：合計発生個数（個），mean：年平均値（個），stdev：標準偏差（個））

（OBSCU：F スケール不明，ALL：全 F スケール）

（EXT1：設定した F スケール採用年を元に計算した全期間の結果）

（EXT2：EXT1 について，F スケール不明（OBSCU）を F0 に含めた結果）

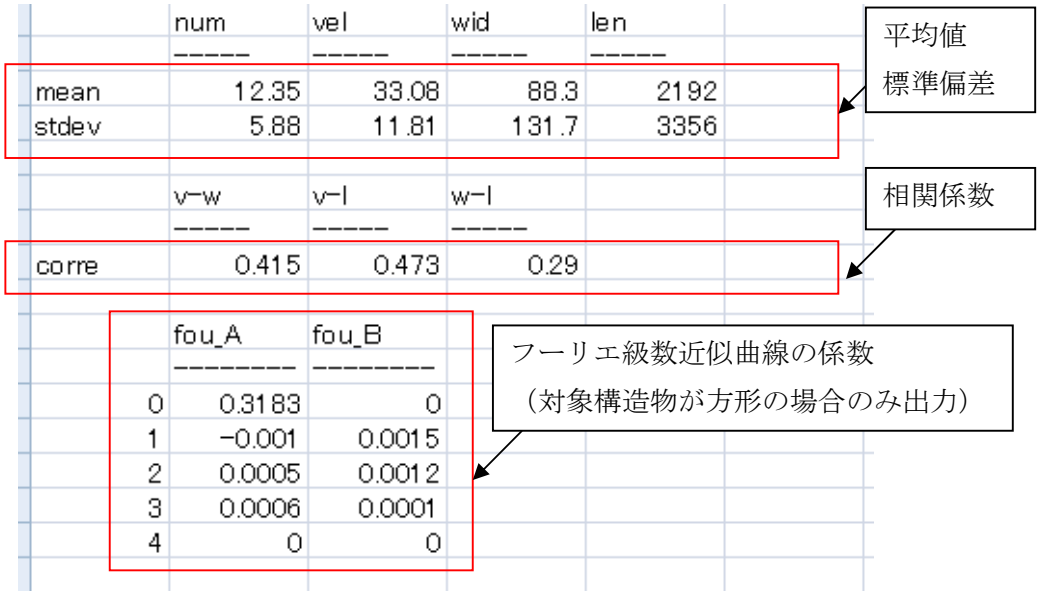


図 1.5.5　統計分析結果データファイルの内容の例

（num：竜巻発生個数（個），vel：風速（m/s），wid：被害域幅（m），len：被害域長さ（m））

（v-w：風速-被害域幅，v-l：風速-被害域長さ，w-l：被害域幅-被害域長さ）

（mean：平均値，stdev：標準偏差，corre：相関係数）

（fou_A，fou_B：フーリエ級数近似曲線の係数）

1.5.2 竜巻ハザードモジュールの実行手順

実行手順の主な流れを以下に示す。

1)統計分析結果データファイルの準備と配置
2)設定ファイルの編集
3)フォルダの準備（必要な場合）
4)モジュールの実行
5)実行結果の確認

1.5.2.1 統計分析結果データファイルの準備と配置

竜巻ハザードモジュールに入力するための統計分析結果データファイルを準備する。統計分析モジュール実行後に得られるファイルを使用する場合は，この準備は不要である。統計分析モジュール実行後に得られるファイル以外の統計値を使用する場合は，サンプルファイルとして sample-stat.csv および sample-stat-cir.csv が result フォルダ直下にあるので，図 1.5.5 を参考に編集し，result フォルダに配置する。任意のサブフォルダ（フォルダ名は英数字のみ）を作成し，その中に配置しても構わない。

1.5.2.2 設定ファイルの編集

竜巻ハザードモジュール用設定ファイル（conf-hazd.txt）を編集する。設定ファイルは conf フォルダの中にある。設定値の説明を表 1.5.3 に示す。また，設定ファイルの設定例を図 1.5.6 に示す。なお，#がついている行はコメント行であり，編集してはいけない。

表 1.5.3　竜巻ハザードモジュール用設定ファイル（conf-hazd.txt）の設定値

設定 パラメータ名	パラメータの 説明	設定形式	備考
statfname	統計分析結果データファイル名および配置場所	日本語を含まない文字列	統計分析結果データのファイル名と，ファイルを配置している場所の result フォルダ以下を文字列で指定する。 例）result フォルダの中に tornade-stat というサブフォルダをあらかじめ作成しておき，ファイル名を tornadestat.csv として配置したい場合は， statfname=tornade-stat/tornadestat.csv とする。
hazdfname	竜巻風速超過確率算出結果データファイル名および出力場所	日本語を含まない文字列	竜巻風速超過確率算出結果データのファイル名と，ファイルを出力させたい場所の result フォルダ以下を文字列で指定する。なお，サブフォルダを指定する場合には，あらかじめ手動でサブフォルダを作成する必要がある（自動では作成されない）。 例）result フォルダの中に tornade-hazd というサブフォルダをあらかじめ作成しておき，ファイル名を tornadehazd.csv として出力したい場合は， hazdfname=tornade-hazd/tornadehazd.csv とする。
darea	竜巻検討エリアの面積（m^2）	整数	竜巻検討エリアの面積を整数で指定する。単位は m^2 である。
str_a	対象構造物の寸法 A（m）	実数	対象構造物の寸法（A，B）のうち，A の寸法（図 1.1.2 参照）を実数で指定する。円形構造物の場合は直径を指定する。
str_b	対象構造物の寸法 B（m）	実数	対象構造物の寸法（A，B）のうち，B の寸法（図 1.1.2 参照）を実数で指定する。円形構造物の場合は直径を指定する。

表 1.5.3（続）　竜巻ハザードモジュール用設定ファイル（conf-hazd.txt）の設定値

設定 パラメータ名	パラメータの 説明	設定形式	備考
str_ab	対象構造物の面積（m^2）	実数	対象構造物寸法 A，B に応じた，対象構造物の面積を実数で指定する。 例）円形構造物で str_a=str_b=300 であれば， str_ab=$\pi \times 150^2 \fallingdotseq 70685.8$ とする。
str_cir	対象構造物の形状	0 または 1 （整数）	対象構造物の形状を指定する。 円形構造物の場合⇒1 を指定する。 方形構造物の場合⇒0 を指定する。
ftype	竜巻発生個数の確率モデル	1 または 2 （整数）	竜巻発生個数の確率モデルを，以下の二つから選択して指定しする。 1⇒ポワソン分布 2⇒ポリヤ分布
intmax_torvel	風速の積分の上限値	整数	風速の積分の上限値を整数で指定する。
intmax_dlength	被害域長さの積分の上限値	整数	被害域長さの積分の上限値を整数で指定する。
intmax_dwidth	被害域幅の積分の上限値	整数	被害域幅の積分の上限値を整数で指定する。
intstep	積分回数	整数	積分回数を整数で指定する。 回数が多いほど計算精度が上がりますが、計算時間を要します。 積分回数の目安については，1.7 節を参照。
model_exp	式 1.9 のべき乗	実数	式 1.9 のべき乗を実数で指定する。 例）1/1.6 であれば，0.625 を指定する。
minvw	式 9 の V_w	実数	式 9 の V_w の値を実数で指定する。

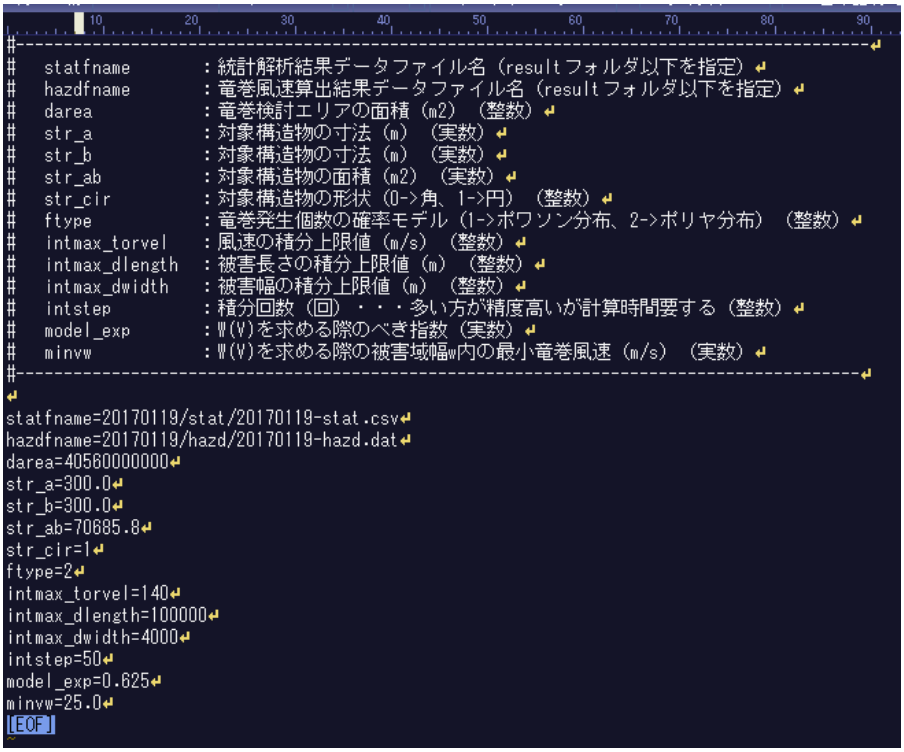


図 1.5.6　竜巻ハザードモジュール用設定ファイル（conf-hazd.txt）の設定例

1.5.2.3 フォルダの準備

2)の設定ファイルで，ファイルの配置にサブフォルダを指定した場合は，必ず事前にサブフォルダを作成しておくこと。サブフォルダが存在しない場合，4)のモジュール実行時にエラーが出力され，モジュールが途中停止する。

1.5.2.4 モジュールの実行

NTOR-hazd.exe をダブルクリックすると，モジュールが実行されてコマンドプロンプトが開く。図 1.5.7 に示すような結果が出力され，計算の進捗に応じて「＊」が出力される（積分回数が多い場合には，計算に時間を要する）。計算が正常に終了すると図 1.5.8 に示す表示になり，超過確率 10^{-5} の竜巻最大風速 VB2 が画面に出力されるとともに，指定した場所に竜巻風速超過確率算出結果ファイルが出力される。0+ENTER を入力するとモジュールが終了し，1+ENTER を入力するとモジュールが再度実行される。

エラーがある場合の挙動は統計分析モジュールと同じである。対処方法についても同様に，統計分析モジュールの項目を参照のこと。

図 1.5.7　竜巻ハザードモジュール（NTOR-hazd.exe）の実行結果（計算途中）

図 1.5.8　竜巻ハザードモジュール（NTOR-hazd.exe）の実行結果（計算終了）

1.5.2.5 実行結果の確認

実行結果は，result フォルダ内の，conf-hazd.txt で設定した場所に，竜巻風速超過確率算出結果ファイルとして出力される。竜巻風速超過確率算出結果ファイルの内容の一例を図 1.5.9 に示す。1 列目に風速が，2 列目に超過確率がカンマ区切りで出力される。図 1.5.8 のように画面に出力される超過確率 10^{-5} の風速 VB2 は，2 列目の超過確率が 10^{-5} を初めて下回ったときの風速で定めている。

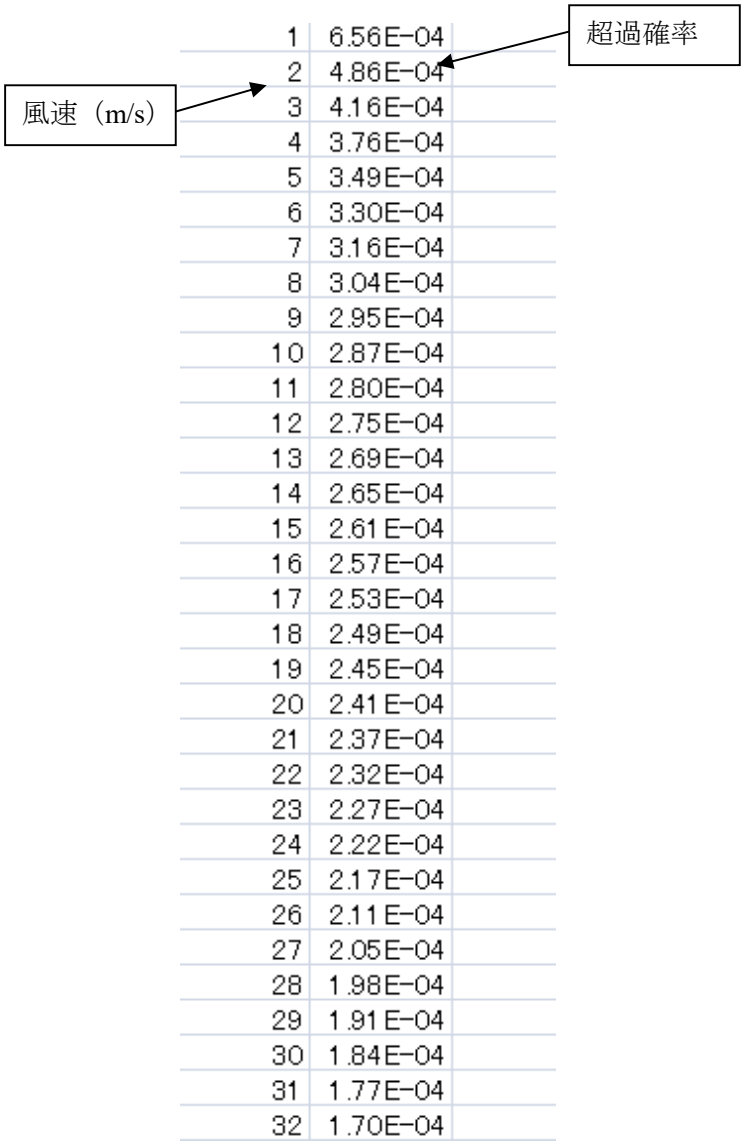


図 1.5.9　竜巻風速超過確率算出結果データファイルの内容の一例
（1 列目：風速（m/s），2 列目：超過確率）

1.6 竜巻風速ハザード解析コードの計算結果の検証

1.6.1 対象構造物が円形である場合の検証

解析コードの計算結果の検証のために，文献[1.5]（以下，検証用文献）に記されている解析（CASE1）を，解析コードを用いて同様に行い，同じ結果が得られるかを確認した。

検証用文献の CASE1 の解析条件および解析結果を表 1.6.1 に示す。

表 1.6.1　検証用文献の CASE1 の解析条件および解析結果

解析期間		1961 年～2012 年 6 月（51.5 年間）
竜巻検討エリア		茨城県から沖縄県にかけての太平洋沿岸， 海岸線から陸側 5km 以内
竜巻検討エリアの面積		約 40560km^2
F スケールと風速の関係		各 F スケールの風速範囲の中央値
竜巻データの加工方法		検証用文献を参照のこと
対象構造物の形状		円形
対象構造物の寸法		直径 300m
竜巻発生数の確率分布		ポリヤ分布
積分の上限値		風速：140m/s 被害域幅：対数化した被害域幅の標準偏差の 4 倍 被害域長さ：対数化した被害域長さの標準偏差の 4 倍
W(V_0)の式		$\mathrm{W}(V_0) = \left(\frac{25}{V_0}\right)^{1/1.6} w$
竜巻年発生個数	平均値（個）	12.35
	標準偏差（個）	5.88
最大風速	平均値(m/s)	33.08
	標準偏差(m/s)	11.81
被害域幅	平均値(m)	88.3
	標準偏差(m)	131.7
被害域長さ	平均値(m)	2192
	標準偏差(m)	3356
相関係数	風速-被害域幅	0.415
	風速-被害域長さ	0.473
	被害域幅-被害域長さ	0.290
年超過確率 10^{-5} の竜巻最大風速(m/s)		70.7

統計分析モジュールの計算結果を図 1.6.1 に示す。表 1.6.1 に示す平均値，標準偏差，相関係数と同じ値が得られていることが確認できる。また，図 1.6.2 に，竜巻ハザードモジュールの計算結果を示す。年超過確率 10^{-5} の竜巻最大風速は 71m/s（整数で出力される）となり，表 1.6.1 に示す竜巻最大風速と対応した。

	num	vel	wid	len
mean	12.35	33.08	88.3	2192
stdev	5.88	11.81	131.7	3356

	v-w	v-l	w-l
corre	0.415	0.473	0.29

図 1.6.1　統計分析モジュールの計算結果

（num：竜巻発生個数（個），vel：風速（m/s），wid：被害域幅（m），len：被害域長さ（m））

（v-w：風速-被害域幅，v-l：風速-被害域長さ，w-l：被害域幅-被害域長さ）

（mean：平均値，stdev：標準偏差，corre：相関係数）

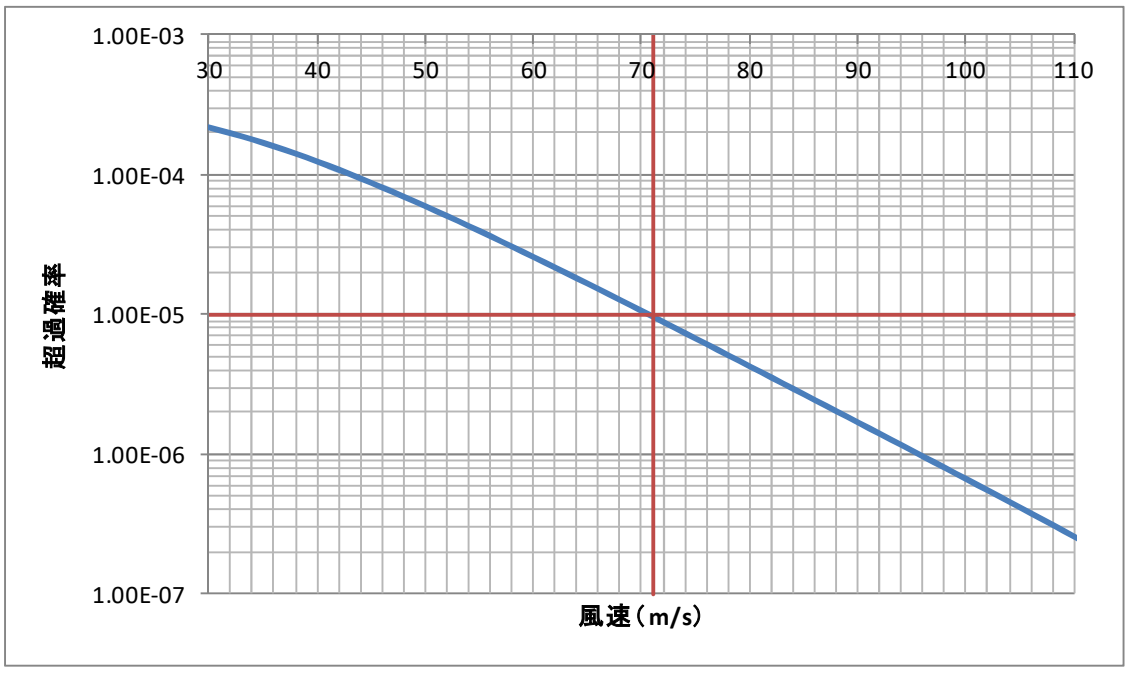


図 1.6.2　竜巻ハザードモジュールの計算結果

（赤線：風速 71m/s と確率 10^{-5} の線）

1.6.2 対象構造物が方形である場合の検証

検証用文献においては，対象構造物を円として解析を行っている。そこで，対象構造物の形状が方形の場合についての検証結果について示す。対象構造物が方形の場合，竜巻移動方向を考慮する必要がある。ここでは，以下のような方法で検証を行った。

6.1 項で用いたデータに対し，竜巻の移動方向を①すべて 0（北）とした場合と，②一様分布とした場合の 2 ケースについて，表 6.1 に示す竜巻最大風速と同じ値が算出されるよう，対象構造物の寸法を調整し，検証を行った。

①竜巻の移動方向をすべて 0（北）とした場合

対象構造物の寸法は，縦横 300m の正方形とする。ただし面積については，300×300=90000m^2 ではなく，直径 300m の円と同じ約 70686m^2 とした。統計分析モジュールを用いて竜巻移動方向の確率分布をフーリエ級数近似した結果を図 6.3 に示す。これをみると，近似曲線の近似精度が低いことが確認でき，このことが影響してか，竜巻ハザードモジュールの計算結果は 72m/s であり，表 6.1 と近い値が得られたものの，1m/s 程度の差が生じた。

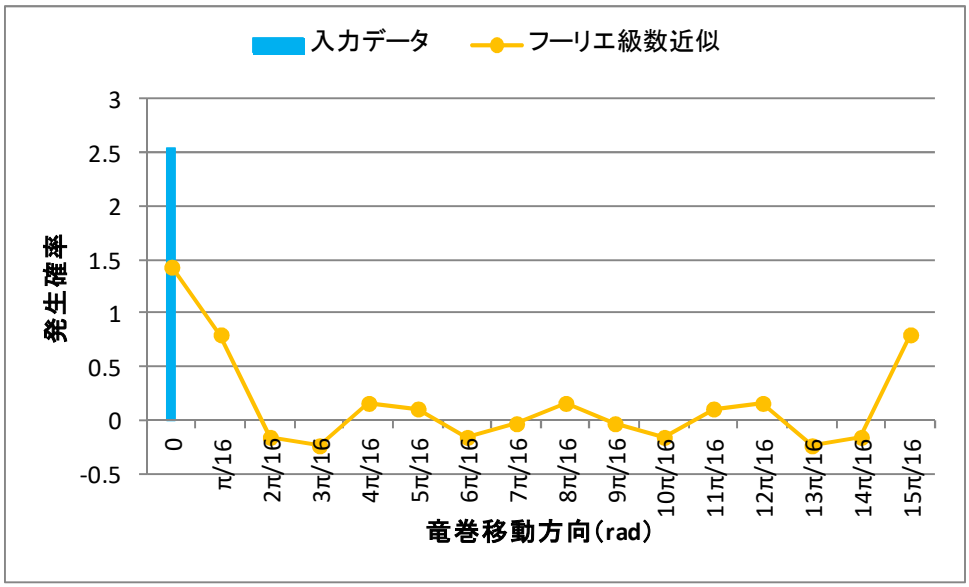


図 1.6.3　竜巻移動方向の発生確率のフーリエ級数近似（移動方向：すべて 0）

②竜巻の移動方向を一様分布とした場合

竜巻の移動方向を一様分布とした場合，移動方向の発生確率は全移動方向において 1/2π となる。このときの，一辺の長さが A(m)の正方形構造物の被害面積の期待値は，4A/π となるが，この値を直径 D(m) の円形構造物のときの被害面積の期待値 D と同じ値（すなわち，A=πD/4）にし，対象構造物の面積も同じ値（約 70686m^2）にすれば，理論上，竜巻ハザードモジュールの計算結果が表 1.6.1 で示す竜巻最大風速と同じ値になる。表 1.6.1 より，

D=300m であるから，A=B=πD/4≒236m とした。

図 1.6.4 は，図 1.6.3 と同様に，移動方向の発生確率のフーリエ級数近似を行った結果であるが，近似精度が高いことが確認できる。そして，この結果を用いて竜巻ハザードモジュールで竜巻最大風速を算出した結果，表 1.6.1 の値に対応する 71m/s という計算結果を得た。

以上より，方形構造物に対する計算についても，正常に計算が行われていることが確認できた。

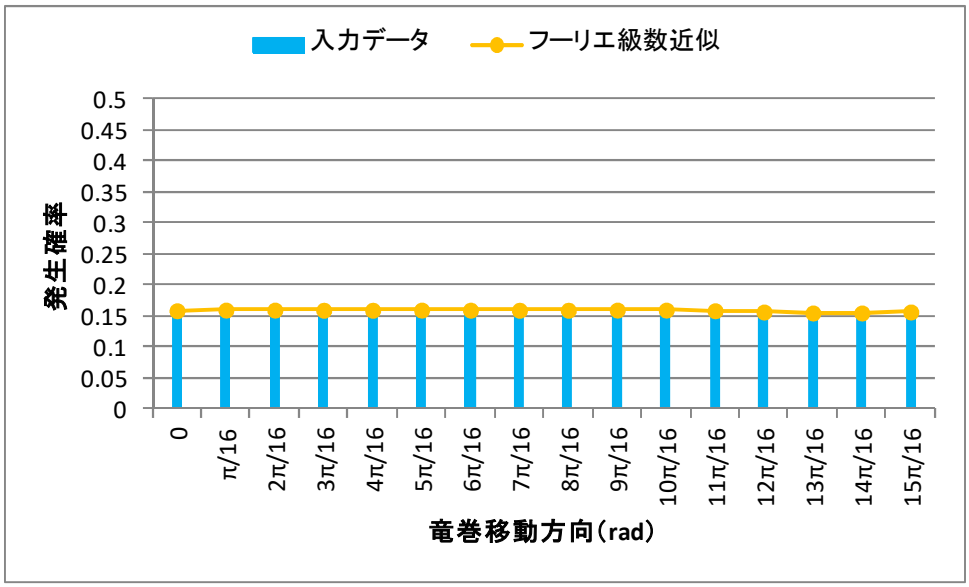


図 1.6.4　竜巻移動方向の発生確率のフーリエ級数近似（移動方向：一様分布）

1.7 積分回数について

竜巻ハザードモジュールの計算において，設定ファイルで指定する積分回数が少なすぎると，計算結果の精度が落ちてしまうため，積分回数は桁落ち誤差が発生しない程度に十分に大きく設定する必要がある。計算機環境にもよるが，大きくしすぎると非現実的に計算時間が長くなる。

図 1.7.1 に，表 1.6.1 に示す計算条件における，積分回数と竜巻最大風速の算出結果の関係を示す。正しい算出結果である 71m/s に達するには，50 回以上の積分回数を設定する必要があることが示されている。

以上の計算結果の漸近的傾向を目安に積分回数を設定する必要がある。

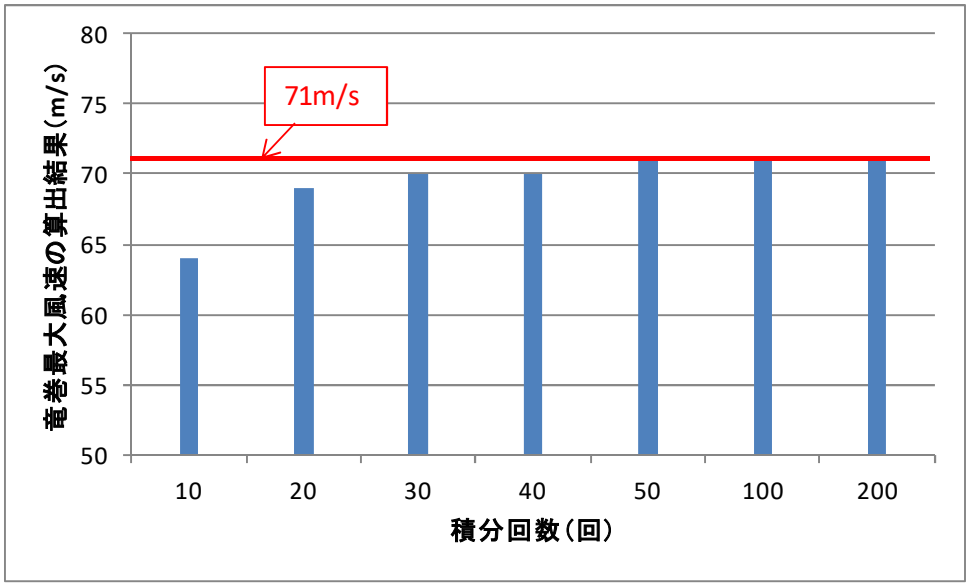


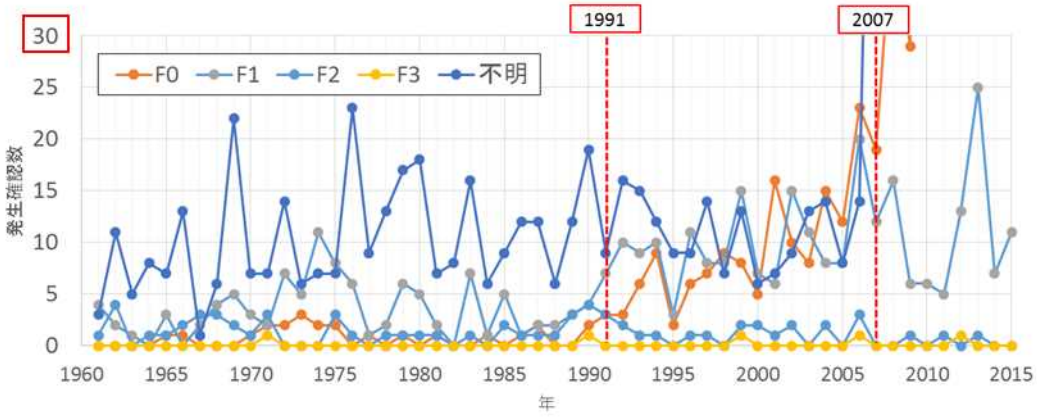
図 1. 7. 1　積分回数と竜巻最大風速の算出結果の関係

付録 1.1 竜巻データベース使用上の留意点

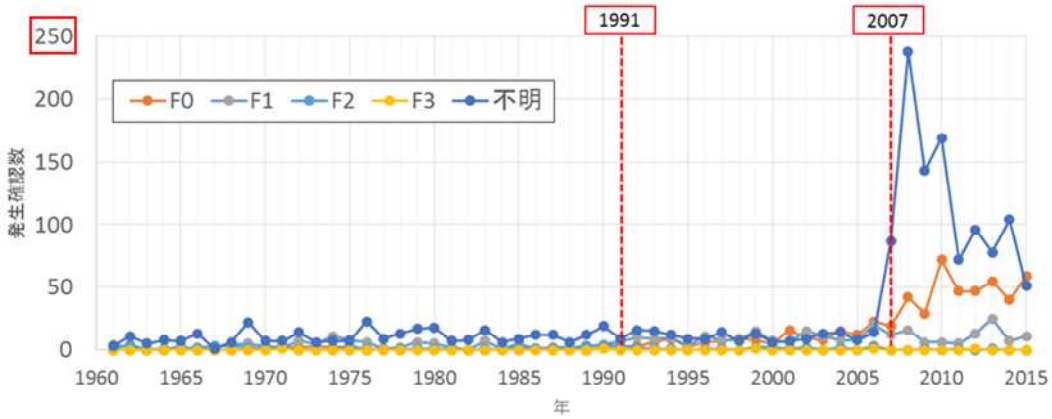
竜巻による影響評価にて竜巻の発生状況の参考となる気象庁の竜巻データベース（以下，竜巻 DB）だが，参考とする上でいくつか注意しなければならない点がある。付録 1.1 では「竜巻データベースの歴史的不均一性」，「F スケール別の不明および不整合なデータの割合」，「水上竜巻に着目した発生地点区分別の分析」について竜巻 DB の状況整理を行い，使用上の留意点を述べる。

１．　竜巻データベースの歴史的不均一性

整理対象は 1961 年から 2015 年の 55 年間分の竜巻 DB（データ総数 2531 個）である。付図 1.1.1 に年別の各 F スケールの竜巻の発生確認数のグラフを示す。付図 1.1.1 (a)と付図 1.1.1 (b)は同じデータをもとにしたグラフだが，縦軸の発生確認数の範囲を変えて作図した。竜



(a) 発生確認数 0～30



(b) 発生確認数 0～250

付図 1.1.1 年別の各 F スケールの竜巻の発生確認数

巻 DB には F2～3 など F スケールに幅をもたせ表記されているデータもあり，その場合は F スケールの下限値でデータの整理を行っている。付図 1.1.1 (a)および付図 1.1.1 (b)を見るとそれぞれ，1991 年と 2007 年を境に発生確認数の変化がみられる。付図 1.1.1 (a)では 1991 年を境に F1 の発生確認数が増加し，付図 1.1.1 (b)では 2007 年を境に F0 および F スケール不明のデータが増加している。気象庁では 1991 年と 2007 年に竜巻等突風の調査体制を強化[補 1.1)] しており、これに伴って統計方法も各期間で異なっているためである。この統計方法が変化した 1991 年と 2007 年を境にした観測期間別の各 F スケールの竜巻の年平均発生確認数を付表 1.1.1 に示す。この年平均発生確認数は，それぞれの観測期間の竜巻の発生確認数を観測期間の年数で割ったものである。付表 1.1.1 を見ると F2，F3 の竜巻の年平均発生確認数は観測期間によって大きな差は見られないが, F スケール不明と F0 の竜巻は 2007 年以降に急激に増え，F1 の竜巻は 1991 年以降に増加している。そのため特に F スケール不明と F0，F1 の竜巻を統計分析する場合は，この歴史的不均一性について留意する必要がある。

付表 1.1.1 観測期間別の各 F スケールの竜巻の年平均発生確認数

年平均発生確認数（個/年）	Fスケール				
	F0	F1	F2	F3	不明
1961-1990	0.77	3.47	1.40	0.07	3.46
1991-2006	8.88	9.75	1.31	0.13	3.65
2007-2015	45.56	11.22	0.33	0.11	38.44
全期間	10.45	6.56	1.20	0.09	6.93

２．　F スケール別の不明および不整合なデータの割合

竜巻 DB に含まれる竜巻にはパラメータが不明と記載されているものも多く，また一部パラメータには論理的に不整合なもの（発生と消滅の年月日時分が同じなどパラメータ間で矛盾があるデータ）もある。それらの割合を明らかにするため，F スケール別に以下のパラメータの不明割合および不整合なデータの整理を行った。

(ア) 発生，消滅の年月日時分
(イ) 発生，消滅の緯度経度
(ウ) 被害域長さ，被害域幅
(エ) 移動方向

付表 1.2.1 にパラメータ別の不明および不整合データの割合を整理したものを示す。発生，消滅の年月日時分や発生，消滅の緯度経度のパラメータでは，「時」までの情報はあるが「分」が不明といったものがあるが，それらのデータも不明のデータとして扱った。

付表 1.2.1 の右端の全体における不明割合を見ていくと，発生の年月日時分が不明なデータは少なく全体の 1%であったが，消滅の年月日時分や発生もしくは消滅地点が不明なものは全体の 30%前後を占めた。被害域幅や被害域長さ，移動方向のパラメータについては半数以上が不明と，不明割合が大きかった。F スケール別にみると，F スケールが小さい，または F スケール不明なものほど不明なデータの割合が増加する傾向が多くのパラメータにおいてもみられた。特に被害域幅，被害域長さのパラメータで，F スケール不明のデータの 90%は不明となっており大きな割合を占める。

また不明ではないデータにおいても注意が必要であり，例えば発生と消滅の年月日時分が記載されているデータにおいても両者が同一と不整合なものもあり，これらは全体の 33%

付表 1.2.1 パラメータ別の不明および不整合データの割合

パラメータ		Fスケール	F0	F1	F2	F3	不明	全体
		総発生確認数	575	361	66	5	1524	2531
発生，消滅年月日時分	発生の年月日時分が不明	個数	9	3	0	0	11	23
		割合	2%	1%	0%	0%	1%	1%
	消滅の年月日時分が不明	個数	158	83	6	0	531	778
		割合	27%	23%	9%	0%	35%	31%
	発生と消滅の年月日時分が同一	個数	312	149	11	0	373	845
		割合	54%	41%	17%	0%	24%	33%
発生，消滅地点	発生地点もしくは消滅地点が不明	個数	129	56	1	0	607	793
		割合	22%	16%	2%	0%	40%	31%
	発生地点と消滅地点が同一	個数	214	74	9	0	724	1021
		割合	37%	20%	14%	0%	48%	40%
被害域幅，長	被害域幅が不明	個数	115	76	14	0	1378	1583
		割合	20%	21%	21%	0%	90%	63%
	被害域長さが不明	個数	105	50	8	0	1378	1541
		割合	18%	14%	12%	0%	90%	61%
移動方向が不明		個数	370	121	10	0	1385	1886
		割合	64%	34%	15%	0%	91%	75%
いずれかに不明なパラメータを含むのもの		個数	459	313	59	0	1473	2304
		割合	80%	87%	89%	0%	97%	91%

を占めていた。発生，消滅の緯度経度のパラメータでは両者が同一のものは全体の 40%と，不明なデータとあわせると全体の 71%が発生，消滅の緯度経度の情報が不明もしくは不整合であった。

このように竜巻 DB では，データの大半が不明になっているパラメータもあり，特に F スケールが小さいもしくは F スケール不明のものは不明割合が大きく，十分なデータ数が確保できない場合がある。また不明ではないデータにおいてもパラメータ間で矛盾するものもあり，データの内容にも注意すべきである。

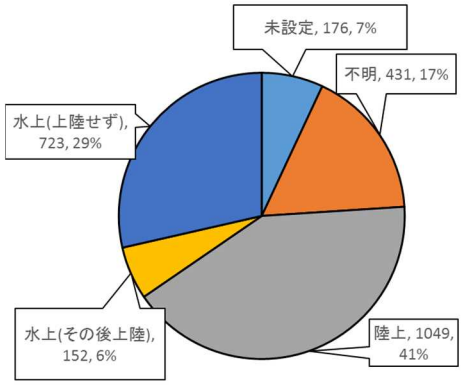
３．　水上竜巻に着目した発生地点区分別の分析

竜巻 DB について発生地点区分，特に水上竜巻に着目しデータの整理を行った。発生地点区分は，未設定，不明，陸上，水上（その後上陸）と水上（上陸せず）の 5 種類である。付表 1.3.1 に F スケール別の各発生地点区分の発生確認数を示し，付図 1.3.1 は各発生地点区分の割合を示す。

付図 1.3.1 をみると，全データの内もっとも大きな割合を占めるのは陸上であり，その次に水上（上陸せず）が大きかった。この水上（上陸せず）は付表 1.3.1 の F スケール別の内訳をみるとほとんどが F スケール不明に分類された。付図 1.3.1 では水上（その後上陸）は全体の 6%と 5 種の発生地点区分でもっとも割合は小さかった。付表 1.3.1 の F スケール別

付表 1.3.1 F スケール別の各発生地点区分の発生確認数

発生地点区別	F0	F1	F2	F3	不明	合計
未設定	60	40	5	0	71	176
不明	12	7	1	0	411	431
陸上	454	261	41	5	288	1049
水上(その後上陸)	48	53	19	0	32	152
水上(上陸せず)	1	0	0	0	722	723



（発生地点区分，個数，全体での割合）

付図 1.3.1 各発生地点区分の割合

の内訳で見ると水上（その後上陸）は F0～F2，F スケール不明に幅広く分類されていた。

先ほど不明割合を検討したパラメータ（発生消滅の緯度経度および年月日時分，被害域幅および被害域長さ，移動方向）に対して不明や不整合なものをまとめて“不明”のデータとし，“不明”と“正常”の 2 つにデータを分け，発生地点区分別の整理を行った。付表 1.3.2 にパラメータ別の各発生地点区分の不明データ数を示す。右端の全項目では，発生消滅の緯度経度および年月日時分，被害域幅および被害域長さ，移動方向のすべてに不明データを含まないものを正常とした。発生地点区分が水上（上陸せず）のデータに着目すると，水上（上陸せず）のデータは他の発生地点区分のものと比べても不明と分類されるものが占める割合が大きく，特に被害域幅長さで正常 19 個に対し不明 704 個とデータのほとんどが不明となっていた。発生地点区分が水上（その後上陸）のデータは水上（上陸せず）のものと比べ正常に分類される割合が大きい。

このように発生地点区分が水上（上陸せず）の竜巻は全データの中でも二番目に大きな割合を占めるため竜巻最大風速のハザード曲線の作成する場合には考慮する必要があるが，ほとんどのデータが被害域幅および被害域長さは不明であり，統計分析する際に水上竜巻をどのように取り扱うかが問題である。

付表 1.3.2　パラメータ別の各発生地点区分の不明データ数

発生地点区分	発生および消滅緯度経度		発生および消滅年月日時分		被害域幅および被害域長		移動方向		全項目	
	正常	不明	正常	不明	正常	不明	正常	不明	正常	不明
未設定	59	117	37	139	84	92	51	125	13	163
不明	0	431	12	419	12	419	1	430	0	431
陸上	402	647	258	791	711	338	394	655	156	893
水上(その後上陸)	**115**	**37**	**77**	**75**	**103**	**49**	**135**	**17**	**52**	**100**
水上(上陸せず)	**141**	**582**	**524**	**199**	**19**	**704**	**274**	**449**	**6**	**717**

（補 1.1）気象庁：年別の発生確認数
http://www.data.jma.go.jp/obd/stats/data/bosai/tornado/stats/annually.html （2017 年 3 月時点）

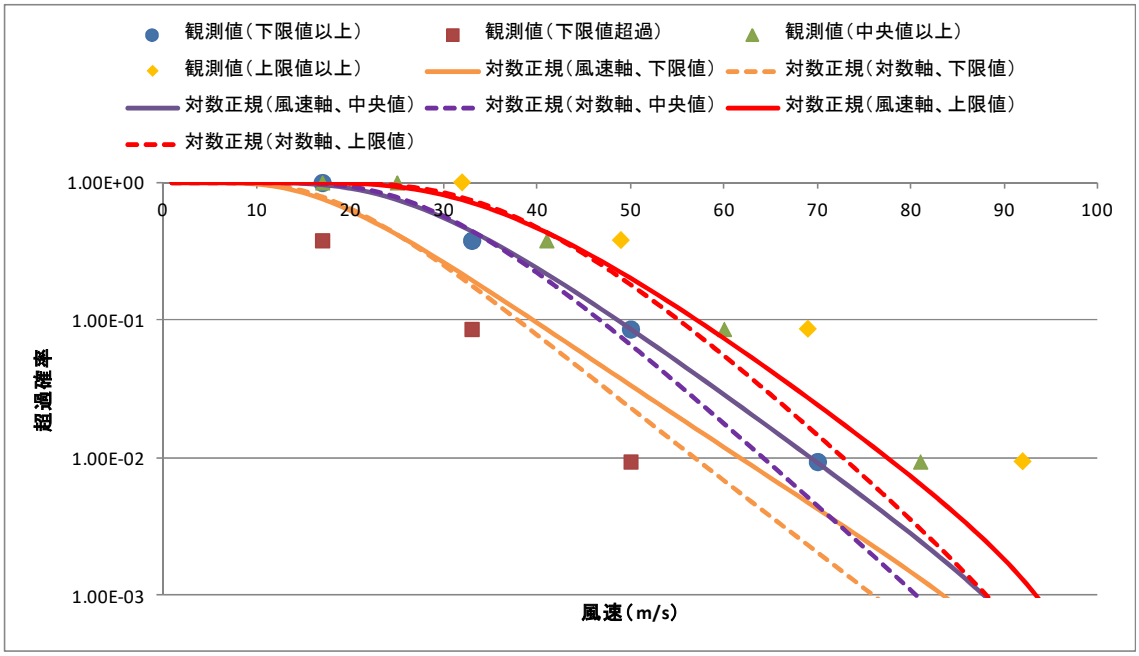
付録 1.2 F スケールと風速の関係について

竜巻 DB においては，各竜巻の F スケールが整理されているが，風速は示されていない。各 F スケールに対応する風速は付表 1.2.1 に示すとおり幅があるため，各 F スケールに対応する風速を定める方法には任意性がある。

付図 1.2.1 は，竜巻の風速と超過確率の関係を示したものである。プロットは観測値を，曲線は風速の超過確率を対数正規分布と仮定した場合の関係を示している。観測値については，各 F スケールに対応する風速を，付表 1.2.1 に示す各 F スケールに対応する風速幅の下限値以上，下限値超過，中央値以上，上限値以上の４つのケースについて示している。この 4 つのケースのうち，各 F スケール以上となる確率に相当するのは，下限値以上（青い丸プロット）としたケースである。対数正規分布を仮定した場合については，付表 1.2.1 に示す各 F スケールに対応する風速幅の下限値以上，中央値以上，上限値以上の３つのケースを，さらに，風速をそのまま用いる場合（風速軸）と，風速の対数を取った場合（対数軸）の 2 ケースを考え，合計で 6 ケースの関係を示している。下限値以上とした観測値の青い丸プロットに対応する対数正規分布は，風速軸の中央値であることがわかる。

付表 1.2.1　F スケールと風速範囲の関係

F スケール	風速範囲（m/s）
F0	17～32
F1	33～49
F2	50～69
F3	70～92
F4	93～116
F5	117～142



付図 1.2.1　竜巻風速と超過確率の関係

付録 1.3 ArcGIS による特定エリア通過竜巻の抽出とエリア面積の算出

ESRI ジャパン株式会社の GIS ソフト「ArcGIS」を用いて，特定エリアを通過する竜巻の抽出および検討エリアの面積の算出を行う方法について，以下に示す。

（必要な環境）

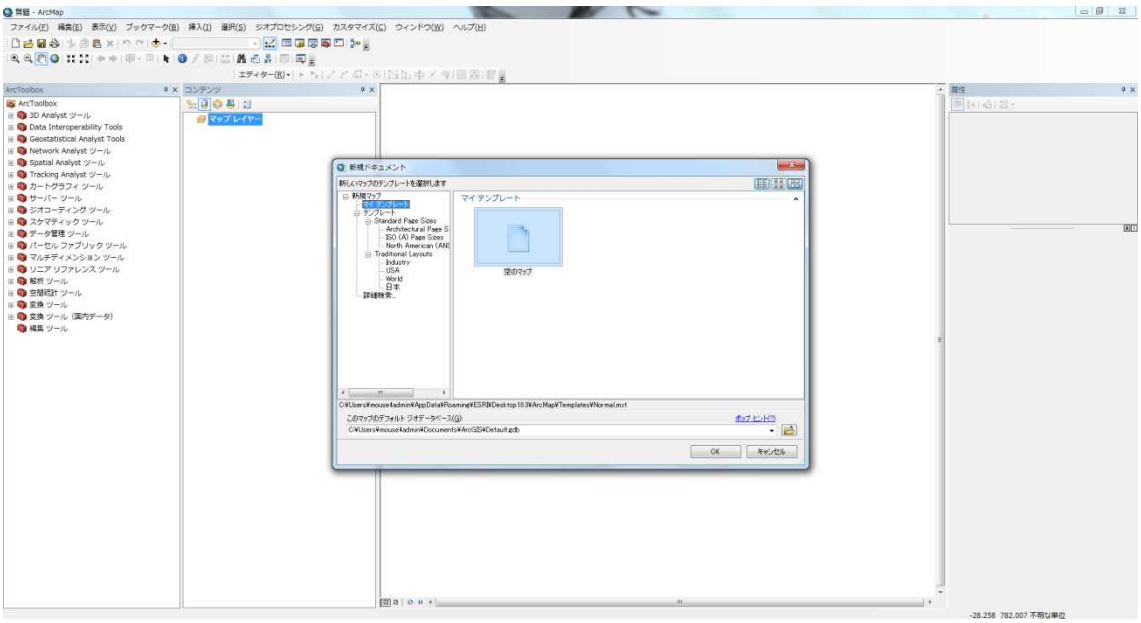
ArcGIS for Desktop Basic ，バージョン 10.3.1 以上で，ジオメトリ変換ツール（Esri のサポートを受けていれば無償で追加インストールが可能）がインストールされていること

（注意）

NTOR¥ArcGIS フォルダの中に，本手順で示している各種サンプルデータを用意しているが，竜巻データについては，データの不完全性（付録 1.1 参照）に対応したものではないので，使用する際はご注意が必要である。

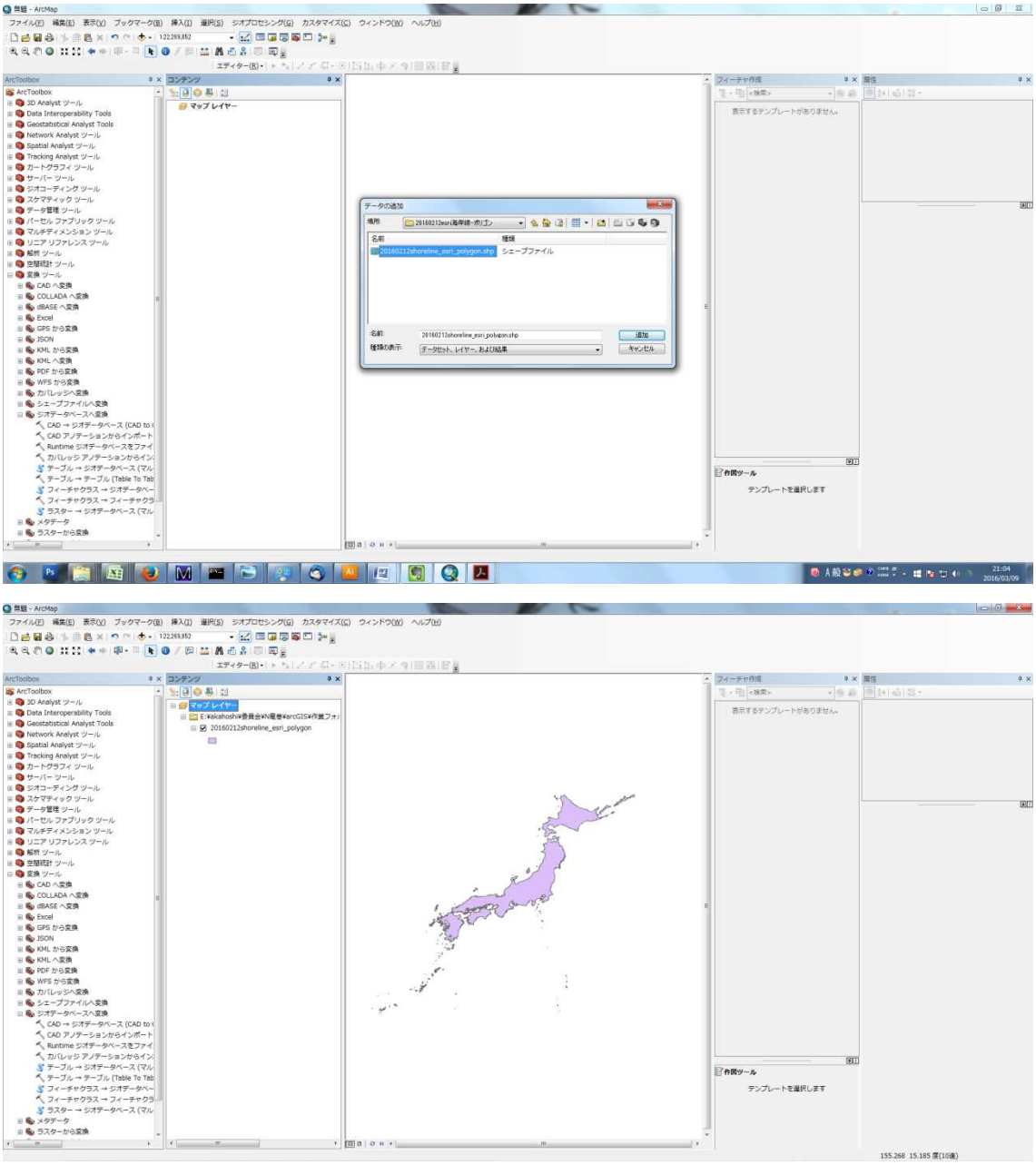
①ArcMap を起動する。

②ツールバーのファイル⇒新規作成⇒空マップを選択して，新しいマップを作成する。



付図 1.3.1　空マップの作成

③ツールバーのファイル⇒データの追加⇒データの追加で，海岸線データ追加する（サンプルデータ：NTOR¥ArcGIS¥海岸線データ¥20160212shoreline_esri_polygon.shp）。

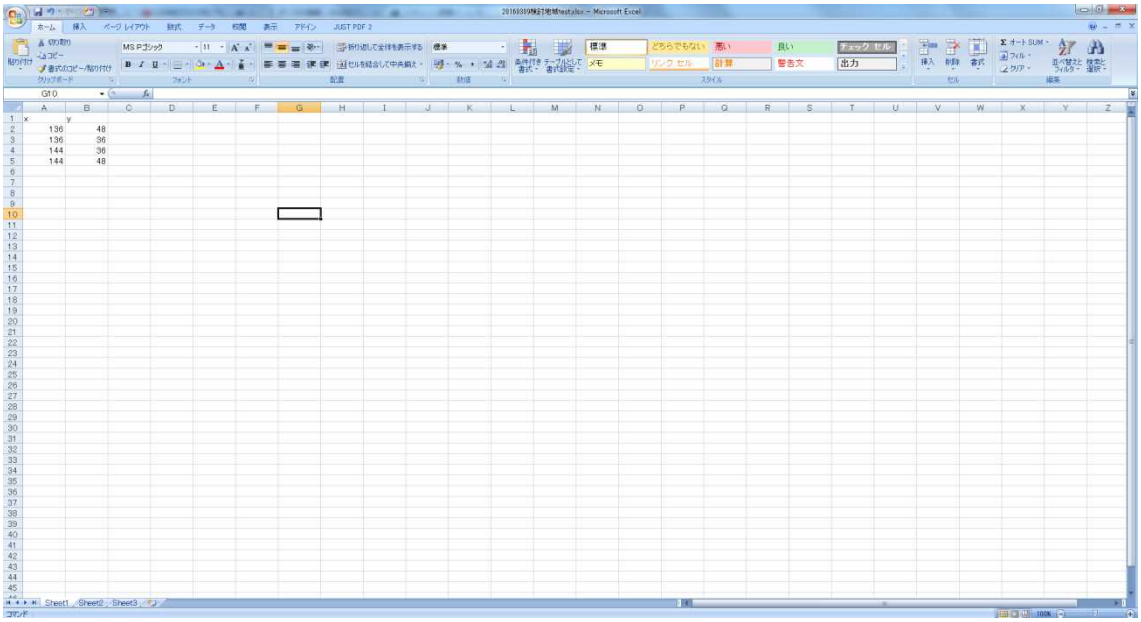


付図 1.3.2　海岸線データの追加

④竜巻検討地域を作成するために，ポリゴンデータを追加作成する。

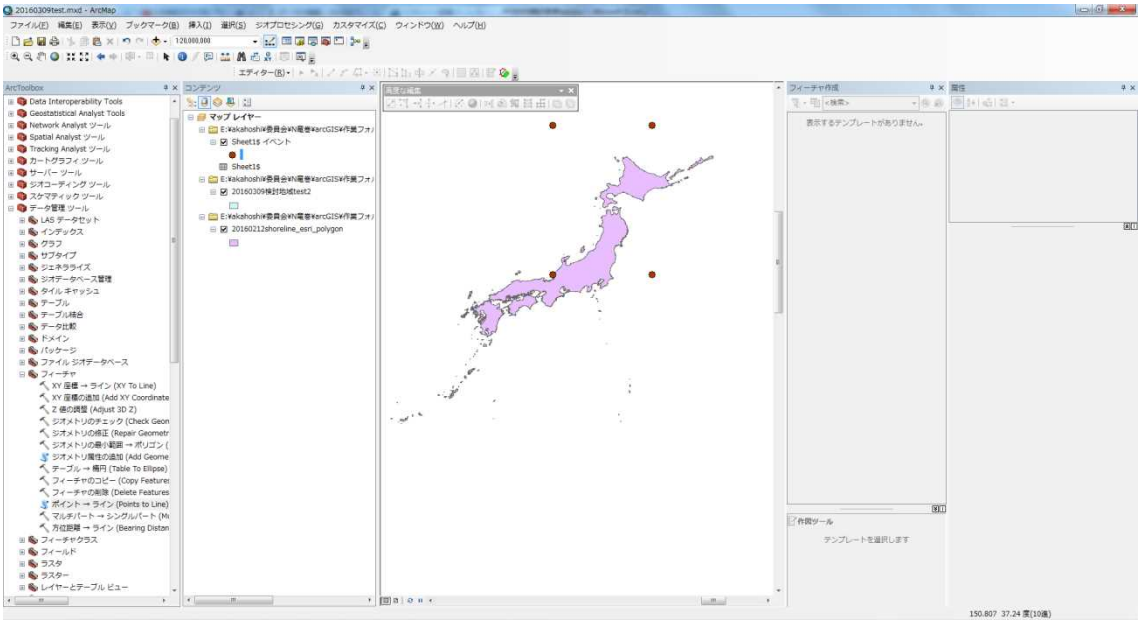
a) 緯度経度から追加作成する方法

i) 検討地域を形成するポイントの緯度経度データをエクセルでまとめておく。x,y などのヘッダを付けておく。



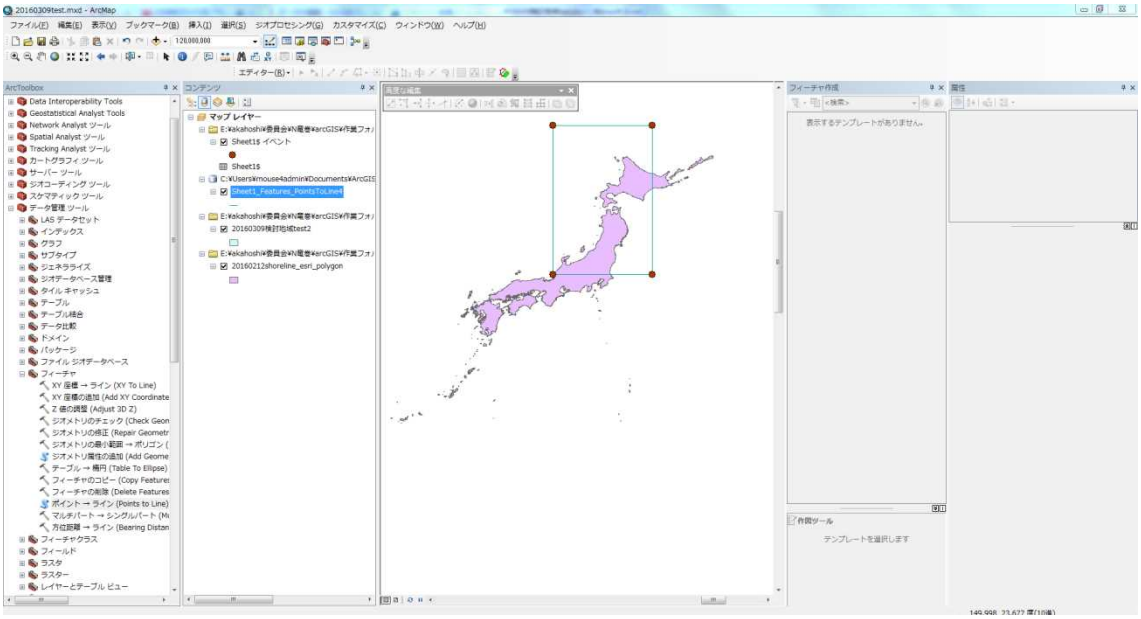
付図 1.3.3　エクセルを用いて緯度経度データの作成

ii) ArcMap のツールバーのファイル⇒データの追加⇒データの追加で，i)で作成したエクセルデータをダブルクリックし，さらにシートを選択すると，ArcMap にテーブルが追加される。追加されたテーブルを右クリックし，「XY データの表示」を選択，X フィールド，Y フィールドにそれぞれ経度（x），緯度（y）を指定し，OK を押すと，ポイントがマップに追加される。



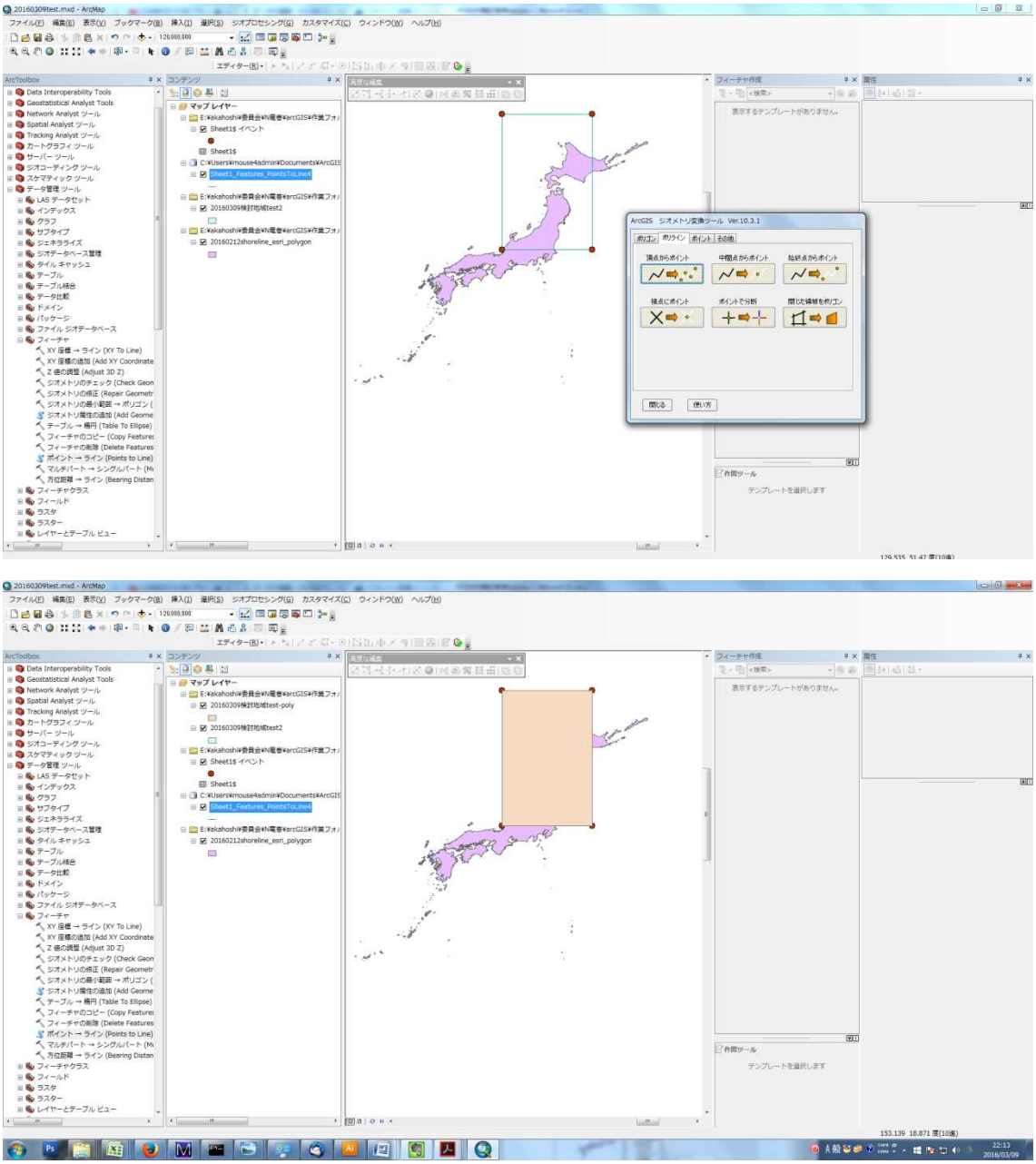
付図 1.3.4　緯度経度からポイントを作成

iii) ツールバーのジオプロセシング⇒ArcToolbox を選択し，ArcToolbox ウィンドウを表示させる。「データ管理ツール」⇒「フィーチャ」⇒「ポイント→ライン」を選択し，入力フィーチャに ii)で追加したポイントを指定，「ラインを閉じる」にチェックして OK をすると，ポイントがラインで結ばれて，閉じたポリラインが作成される。



付図 1.3.5　ポリラインの追加

iv) ジオメトリ変換ツールを用いて，「ポリライン」タブから「閉じた領域をポリゴン」を選択，iii)で作成したポリラインを入力レイヤに，出力ファイルに任意の場所と名前を指定して実行すると，ポリゴンが作成され，シェープファイルが出力される。

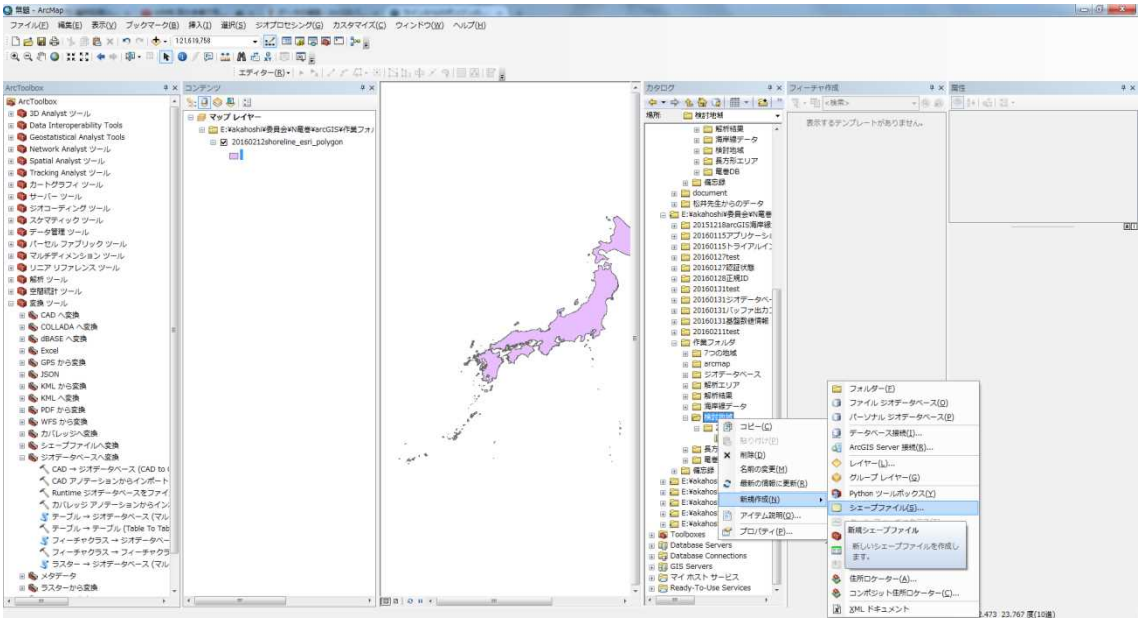


付図 1.3.6　ポリゴンの追加

v) 座標変換する。ArcToolbox⇒「データ管理ツール」⇒「投影変換と座標変換」⇒「投影変換(Project)」を選択し，入力データセットに作成したポリゴンフィーチャを，出力データセットは任意に指定し，出力データの座標系に「投影座標系」⇒「UTM 座標系」⇒「アジア」⇒「UTM 座標系第 54 帯 N(JGD2011)」を指定して OK を選択する。

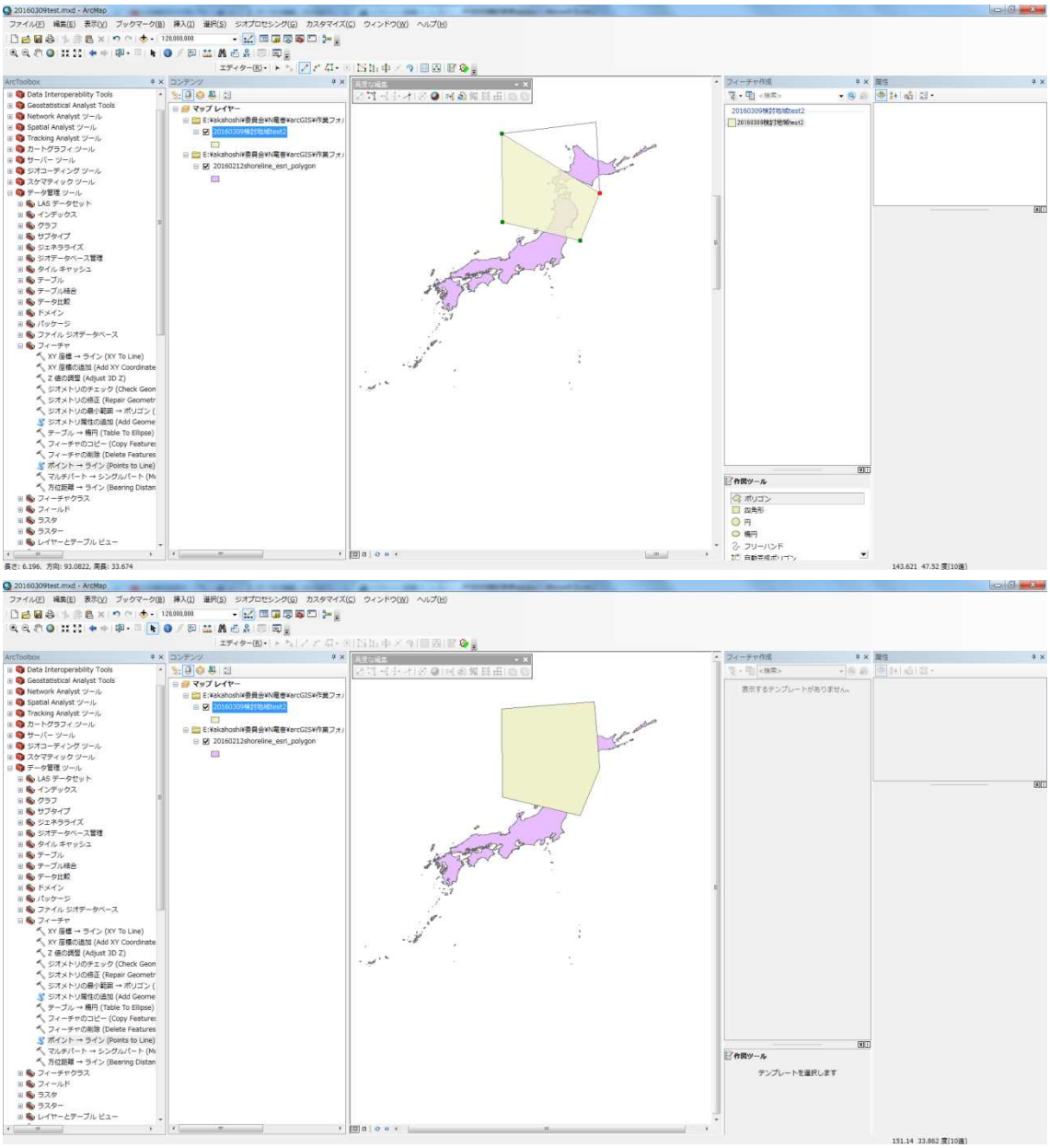
b) 手描きで追加作成する方法

i) ツールバーのウィンドウ⇒カタログを選択して，カタログウィンドウを表示させる。任意のフォルダを右クリックして「新規作成」⇒「シェープファイル」を選択する。任意の名前を指定し，フィーチャタイプは「ポリゴン」，「編集」をクリックして座標系に「GCS_JGD_2000」を指定して OK を選択する。



付図 1.3.7　シェープファイル（ポリゴン）の追加

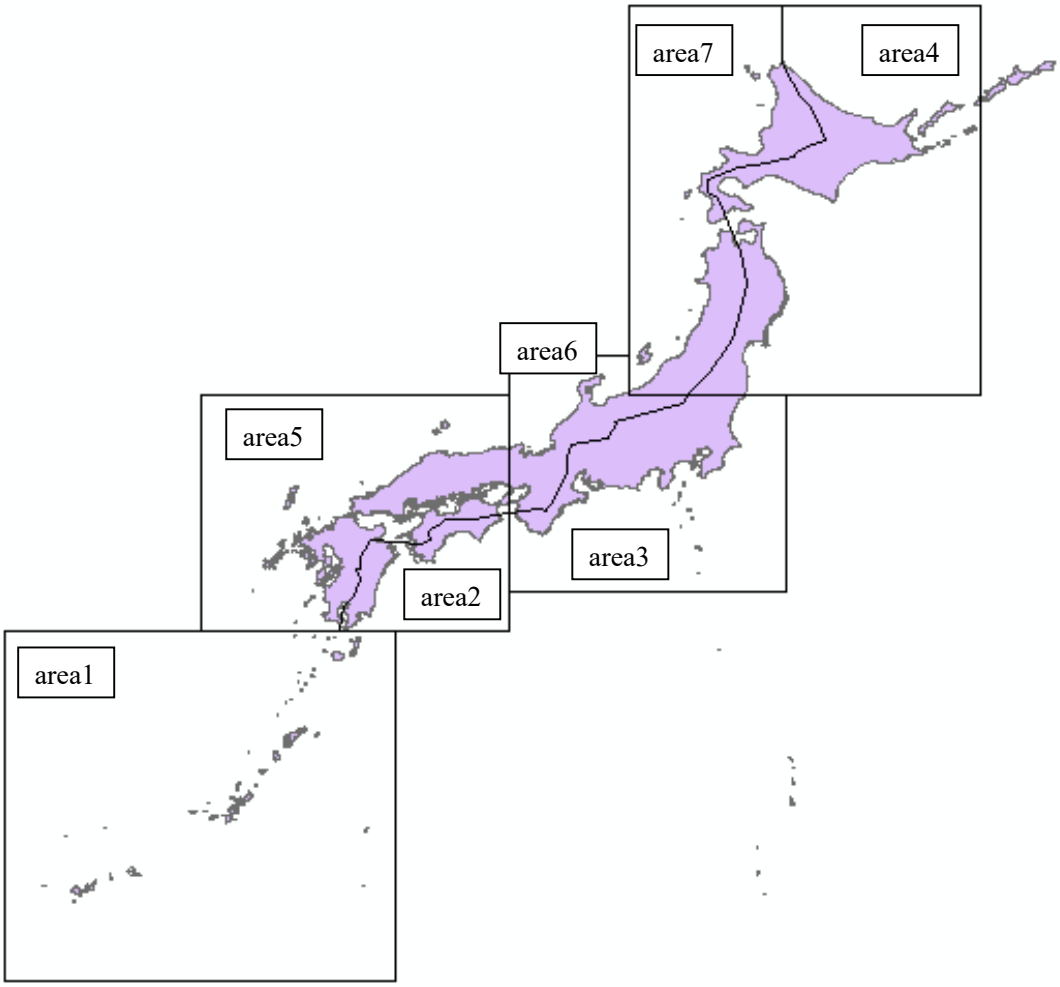
ii) ツールバーの「エディター」から「編集の開始」，i)で追加したフィーチャを選択して，フィーチャ作成ウィンドウから対象フィーチャを選択する。作図ツールでポリゴンを選択すると，手描きでポリゴンが追加できる状態になる。希望のポリゴンが描けたら，ダブルクリックしてポリゴンを確定する。「エディター」から「編集の終了」を選択して，編集内容を保存する。



付図 1.3.8　手書きでポリゴンを追加する

iii) a)-v)同様，座標変換する。

なお，「NTOR¥ArcGIS¥竜巻検討地域¥」フォルダには，図 9 に示す 7 つのエリアのシェープファイルがサンプルデータとして保存されている。

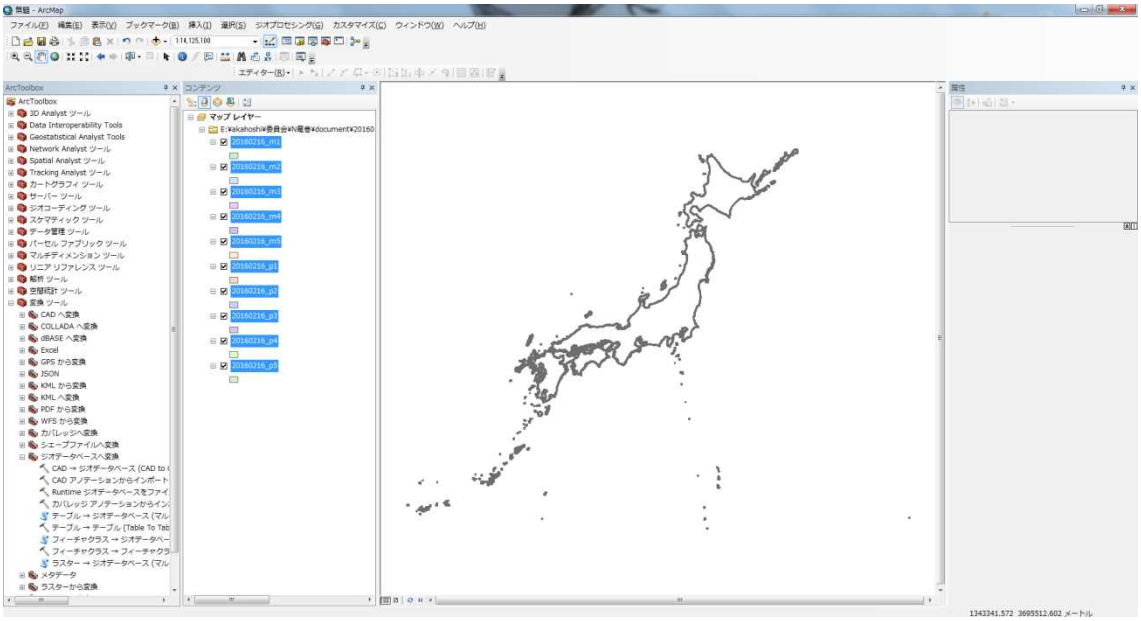


付図 1.3.9　「NTOR¥ArcGIS¥竜巻検討地域」に作成されている７つの地域

④海岸線のオフセットエリアを新たなマップに読み込む。ツールバーのファイル⇒新規作成で空マップを選択し，新たなマップを作成する。次に，ファイル⇒データの追加⇒データの追加で，海岸線からのオフセットエリアのデータを選択してマップに読み込む。サンプルデータは，「NTOR¥ArcGIS¥海岸線オフセットエリアデータ¥」にある。複数ファイルを選択しても問題ない。

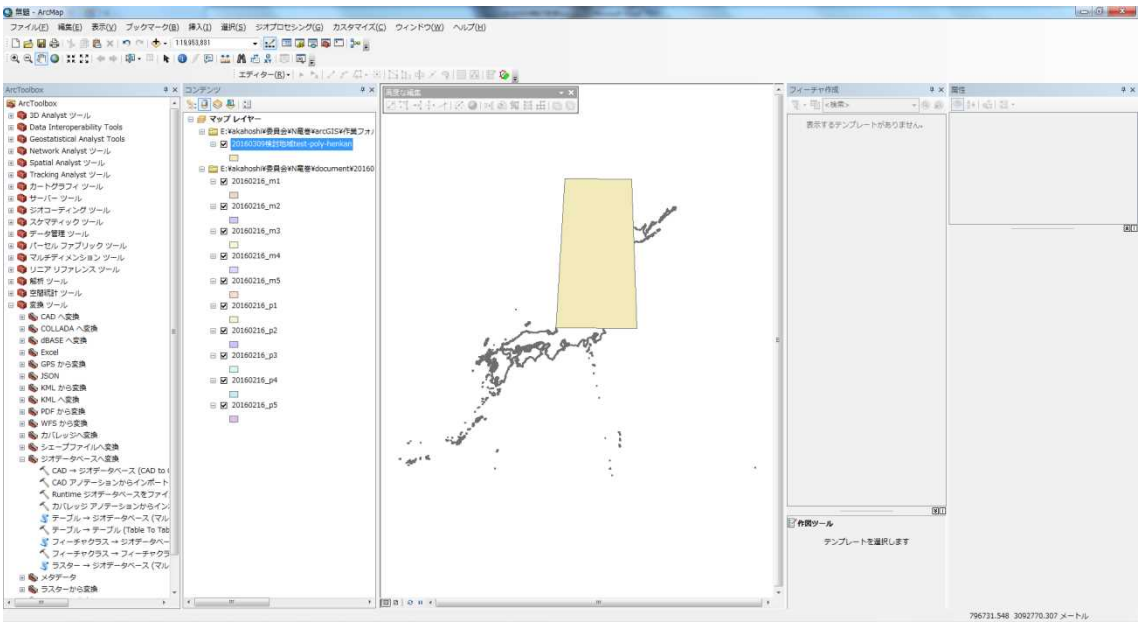
オフセットエリアは，以下の 13 種類が用意されている。

・海岸線から陸側 5km のエリア（ファイル名：20160310_mm1.shp）
・海岸線から海側 5km のエリア（ファイル名：20160310_pp1.shp）
・海岸線から海側 5km，陸側 5km のエリア（ファイル名：20160316_mp1.shp）
・海岸線から陸側 0～1km のエリア（ファイル名：20160216_m1.shp）
・海岸線から陸側 1～2km のエリア（ファイル名：20160216_m2.shp）
・海岸線から陸側 2～3km のエリア（ファイル名：20160216_m3.shp）
・海岸線から陸側 3～4km のエリア（ファイル名：20160216_m4.shp）
・海岸線から陸側 4～5km のエリア（ファイル名：20160216_m5.shp）
・海岸線から海側 0～1km のエリア（ファイル名：20160216_p1.shp）
・海岸線から海側 1～2km のエリア（ファイル名：20160216_p2.shp）
・海岸線から海側 2～3km のエリア（ファイル名：20160216_p3.shp）
・海岸線から海側 3～4km のエリア（ファイル名：20160216_p4.shp）
・海岸線から海側 4～5km のエリア（ファイル名：20160216_p5.shp）



付図 1.3.10　オフセットエリアの読み込み

⑤竜巻検討地域のデータを読み込む。ツールバーのファイル⇒データの追加⇒データの追加で，竜巻検討地域のデータを追加する。※座標変換されているため，③で作成した形状とは見た目が異なる。



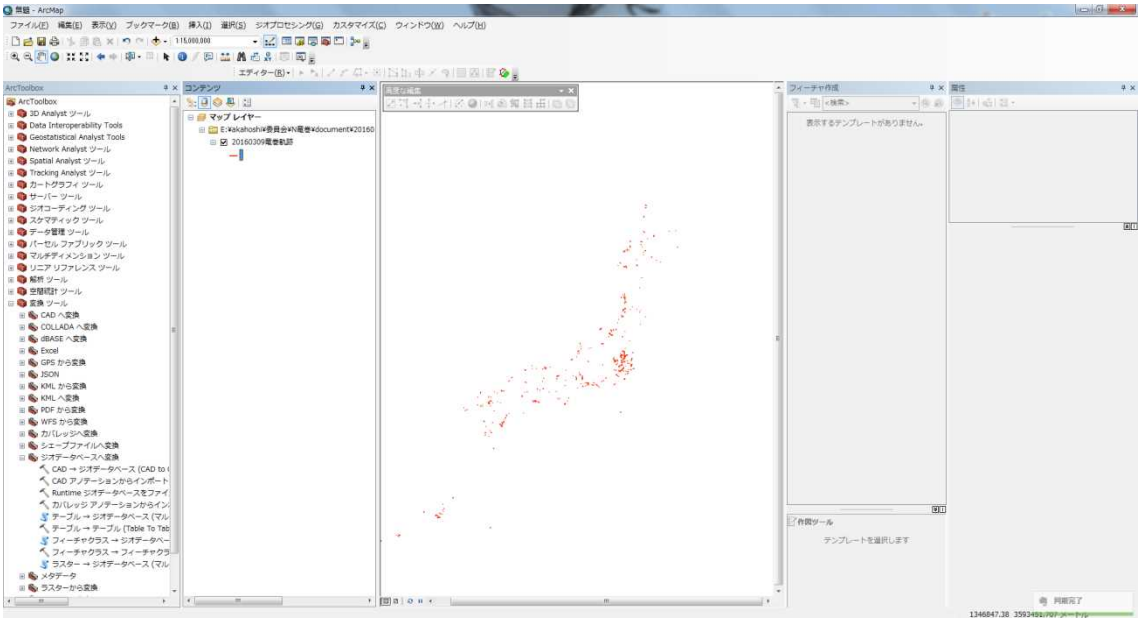
付図 1.3.11　竜巻検討地域の読み込み

⑥竜巻検討地域に含まれるオフセットエリアを抽出する。ツールバーのジオプロセシング⇒インターセクトを選択する。入力フィーチャに，竜巻検討地域フィーチャと，オフセットエリアフィーチャを一つ指定して，出力フィーチャを任意に指定して OK をすると，竜巻検討地域に含まれるオフセットエリアが抽出される。
抽出されたフィーチャをシェープファイルとして保存する。抽出されたフィーチャを右クリックし，データ⇒データのエクスポートで任意の出力場所を指定して OK を選択する。

⑦竜巻の軌跡データを読み込む。

ファイル⇒新規作成から空マップを作成する。次にデータの追加から，竜巻の軌跡データを map に追加する。

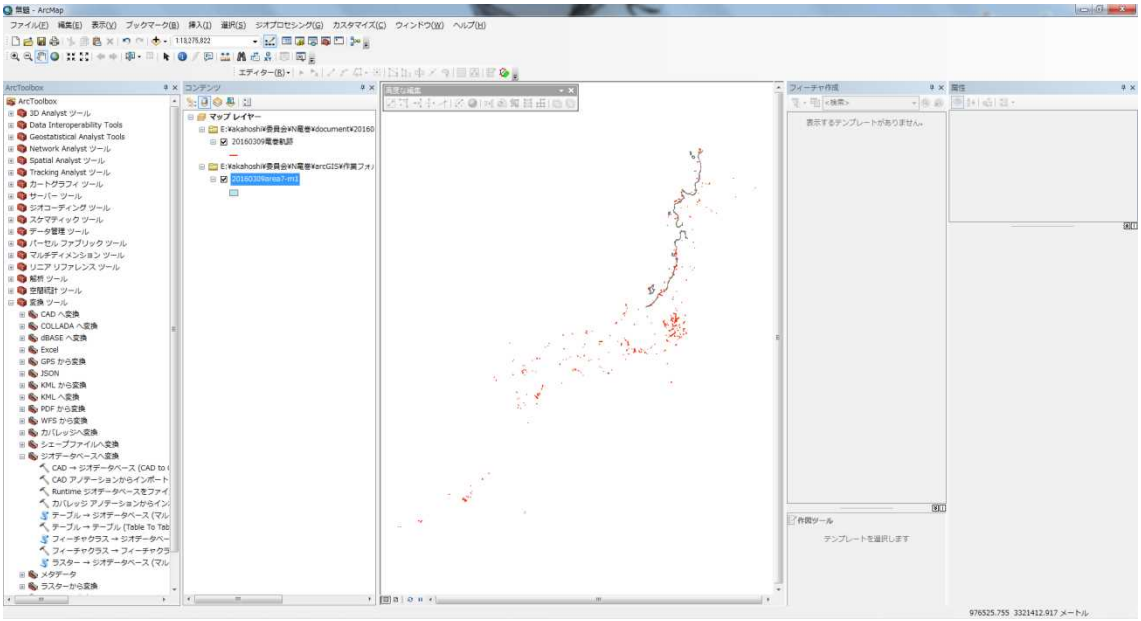
（サンプルデータ：NTOR¥ArcGIS¥竜巻データ¥20160315 竜巻軌跡.shp）



付図 1.3.12　竜巻軌跡データの追加

⑧竜巻検討地域に含まれるオフセットエリアを読み込む。

データの追加から，読み込みたいオフセットエリアを選択して map に追加する。

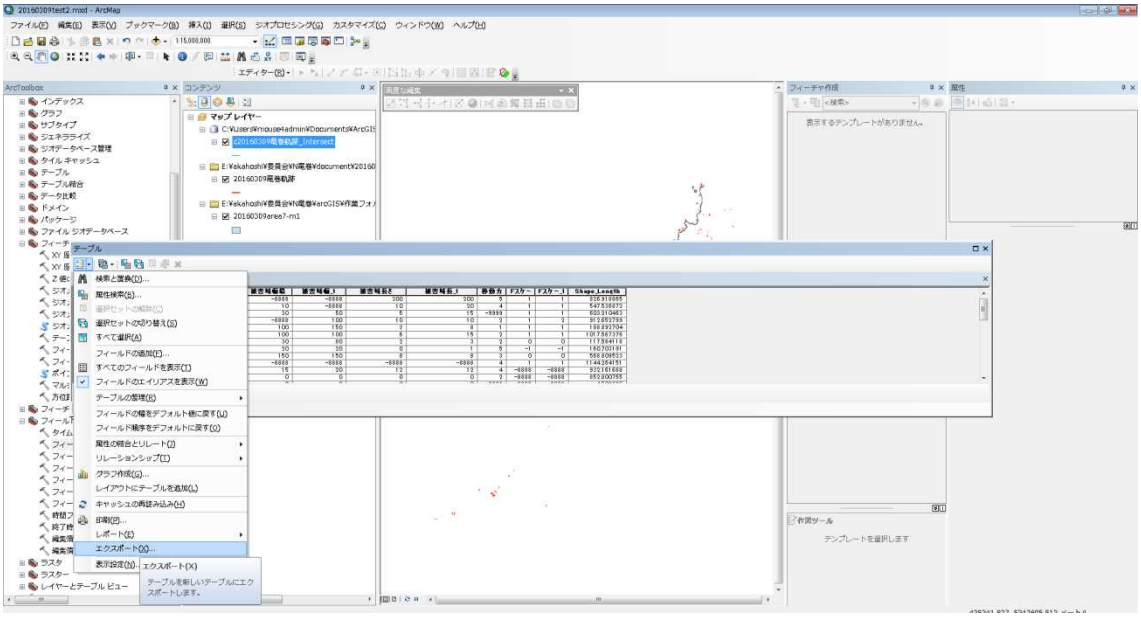


付図 1.3.13　竜巻検討地域に含まれるオフセットエリアの追加

⑨竜巻検討地域に含まれるオフセットエリアを通過する竜巻を抽出する。
ツールバーのジオプロセシング⇒インターセクトで，オフセットエリアと竜巻データを入力フィーチャに指定して，OK を選択する。

⑩必要なフィールド以外を削除する。
ArcToolbox⇒「データ管理ツール」⇒「フィールド」⇒「フィールドの削除」を選択し，入力フィーチャにオフセットエリアフィーチャを選択，「shape_area」以外をすべて選択し OK。同様に，入力フィーチャに抽出した竜巻データを選択，必要なパラメータを残してすべて削除する。

⑪抽出した竜巻とエリアの面積を csv で出力する。
抽出した竜巻データをコンテンツウィンドウで右クリックし，属性テーブルを開く。左上のアイコンをクリックして「エクスポート」を選択，ファイルの種類を「テキストデータ」にして任意の場所を指定して出力する。同様にオフセットエリアについても出力する。



付図 1.3.14　属性フィールドのエクスポート

⑫被害域長さを 1/10 にする。
被害域長さの単位が[0.1km]となっていますので、[km]に直すため、1/10 しておく。

参考文献

1.1 東京工芸大学，竜巻による原子力施設への影響に関する調査研究，平成 21～22 年度原子力安全基盤調査研究（平成 22 年度），平成 23 年 2 月

1.2 Wen. Y. K and Chu. S. L. (1973): Tornado risks and design wind speed, Proceedings of American Society of Civil Engineering, Journal of Structural Division 99, 2409-2421

1.3 Garson. R. C., Morla-Catalan J. and Cornell C. A. (1975): Tornado risk evaluation using wind speed profiles, Journal of Structural Division, Proceedings of American Society of Civil Engineering, pp.1167-1171

1.4 Garson. R. C., Morla-Catalan J. and Cornell C. A. (1975): “Tornado Design Winds Based on Risk”, Journal of Structural Division, Proceedings of American Society of Civil Engineers, Vol. 101, No. 9, pp.1883-1897

1.5 平口博丸ら，沿岸立地原子力発電所の竜巻風速ハザードモデル TOWLA の開発，電力中央研究所報告，平成 28 年 6 月

2. 竜巻飛来物解析プログラムの整備

2.1 飛散運動の計算方法

2.1.1 運動方程式

飛来物の運動は，竜巻状の渦の中にある物体の運動を数値的に計算することにより求められる[2.1]。計算に用いる気流性状は，ＬＥＳ計算より求めた風速 3 成分の各時間ステップの瞬間値，ランキン渦モデル，および，フジタ渦モデルで与えられる渦状の風速場を用いる。ＬＥＳ計算より作成された竜巻状の渦には種々の形態があるが，ここでは 2 セルタイプの渦を用いている。

渦中に放出された物体の運動の計算には，空気密度 ρ，代表風速 U_0，物体の代表面積 A，重力加速度 g を用いて，立川ら[2.1]と同様に無次元化された時間，距離，速度および加速度

時間：
$$t = \tilde{t}\, g / U_0 \tag{2.1}$$

距離：
$$x = \tilde{x} g / U_0^2 , y = \tilde{y} g / U_0^2 , z = \tilde{z} g / U_0^2 \tag{2.2}$$

速度（物体）：
$$u = \tilde{u} / U_0 = \dot{\tilde{x}}_1 / U_0 , v = \tilde{v} / U_0 = \dot{\tilde{x}}_2 / U_0 , w = \tilde{w} / U_0 = \dot{\tilde{x}}_3 / U_0 \tag{2.3}$$

速度（流体）：
$$U = \tilde{U} / U_0 , V = \tilde{V} / U_0 , W = \tilde{W} / U_0 \tag{2.4}$$

加速度（物体）：
$$\ddot{x} = \ddot{\tilde{x}}_1 / g , \ddot{y} = \ddot{\tilde{x}}_2 / g , \ddot{z} = \ddot{\tilde{x}}_3 / g \tag{2.5}$$

により記述された式(2.6)～(2.7)を用いる。ここで，上付きの～は図 2.1.1 に示すように実際（有次元）の値を表す。これにより，物体の飛散を記述する運動方程式は以下のよう記述できる。

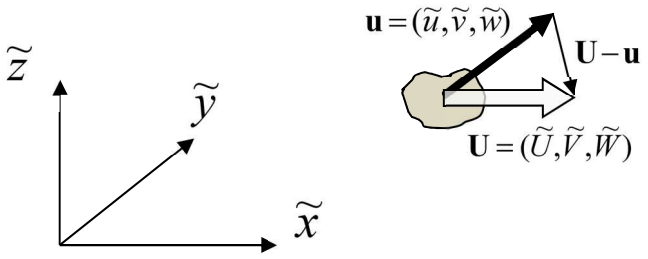


図 2.1.1　座標系および物体の速度と風速

x 軸方向：　　$\ddot{x} = T_a C_{DX}(U-u)\,|\mathbf{U}-\mathbf{u}|$　　(2.6)

y 軸方向：　　$\ddot{y} = T_a C_{DY}(V-u)\,|\mathbf{U}-\mathbf{u}|$　　(2.7)

z（鉛直）軸方向：　　$\ddot{z} = T_a C_{DZ}(W-w)\,|\mathbf{U}-\mathbf{u}|-1$　　(2.8)

ここで，$\mathbf{x}=(x_1,x_2,x_3)=(x,y,z)$ は飛散物の位置，$\mathbf{u}$ は飛散物の速度，$\ddot{\mathbf{x}}$ は飛散物の加速度を表します。T_a は次式で表される Tachikawa 数[2.2]で，

$$T_a = \frac{\rho A U_0^2}{2mg} = \frac{\rho U_0^2}{2C_D g}\frac{C_D A}{m} \tag{2.9}$$

m は物体の質量。C_{DX}, C_{DY}, C_{DZ} はそれぞれ A を代表面積としたときの x, y, z 方向の抗力係数。$\mathbf{U}$ は風速，$|\mathbf{U}-\mathbf{u}|$ は飛散物の速度と風速との差

$$|\mathbf{U}-\mathbf{u}| = \sqrt{(U-u)^2-(V-v)^2-(W-w)^2} \tag{2.10}$$

である。

数値計算に際しては式(2.1)～(2.8)を線形加速度法に準じた陽解法で時間方向に離散化し，最大接線風速 $V_{t\max}$ を基準風速 U_0 として無次元化した時間で 1 ステップあたり 0.001 ごとに積分して物体の位置，速度，加速度を求めている。なお，飛散物の計算は流れ場の解析とは別に行い，物体に加わる風力の反力を流れ場には反映させていない。

物体に加わる風力は風向角により変化しない（C_{DX}, C_{DY}, C_{DZ} は同一の平均的な値 C_D をもつ）と仮定し，式(2.9)中のパラメータ $\frac{C_D A}{m}$ で飛来物の空力特性を与えている。

2.1.2　計算精度の検証

上記で用いた離散化による計算方法が，物体の運動をどの程度の精度で再現するか，水平方向の風速が一定で，重力の影響がない場合の移動距離・速度を理論値と比較した。文献[2.3]によると，風速が一定 U_0 な x 軸方向の物体の加速度 $\ddot{x}$ と速度 u_m は

$$\ddot{x} = T_a C_D (U_0 - u_m)\,|U_0 - u_m| \tag{2.11}$$

と記述でき，$t=0$ のとき $x=0$ とすると，上式は解析的に解けて，

$$u_m(t) = \frac{kU_0^2 t}{1+kU_0 t} \tag{2.12}$$

$$x(t) = U_0\left[t - (\frac{1}{kU_0})\ln(1 + kU_0 t)\right] \tag{2.13}$$

となる。ここでkは物体の密度

$$\rho_m = \frac{m}{V} \tag{2.14}$$

と代表長さlを用いて

$$k = \frac{\rho C_D}{2\rho_m l} \tag{2.15}$$

と表される。$U_0 = 50$ [m/s]，$r = 1$ [m]として立川数T_aを 0.1 から 1000，積分時間ステップを無次元化時間dtで 0.0001 から 0.05 まで変化させて計算し，計算結果と式(2.12)，(2.13)による解析値と比較したところ，最大で$T_a = 100$，$dt = 0.05$のときに 1000m 進んだときに距離で最大 16.4[m]の差が生じ，1.6%以下の誤差となった。速度では 0.2[m/s]の差が生じ，0.4%以下の誤差となった。さらに，Simiu and Cordes ら [2.4]の計算と同じ条件で計算した飛来物の速度は表 2.1 のようになり，ほぼ同じ程度の精度を持っていることを確認した。

表 2.1　Simiu and Cordes ら（1976）の計算との比較

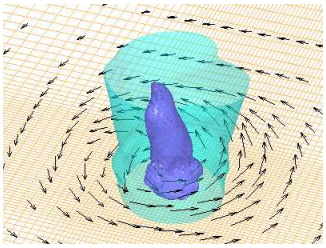
飛散物の投入位置 (m)		対地最大水平速度 (m/s)	
x	y	Simiu and Cordes らの結果	本製品の計算結果
46	0	10	9.4
23	0	18	18.1
69	0	9	9.2
-46	0	18	18.2
0	46	16	16.4
0	23	20	20.0
0	-23	35	34.6
0	-46	54	54.7

ここで，x 軸は渦の進行方向を正に，y 軸は x 軸に水平直角左方向を正に取り，渦の中心を原点とする。物体は高さ 40m から対地相対速度 0m/s で投入され，最大接線風速 146m/s，最大接線風速半径 46m，渦の移動速度 31m/s，空気密度を 1kg/m^3 とした計算結果の比較。

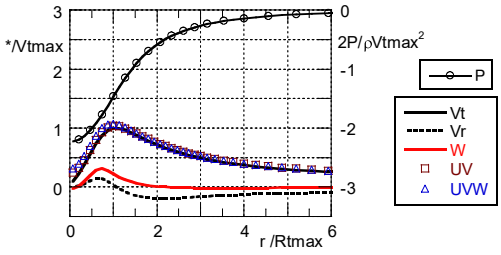
2.1.3　気流の設定

2.1.3.1　LES 計算により作成した風速場

自然界中における渦の形態は種々のものが観察されるが，2 セルタイプの竜巻は高レイノルズ数時に比較的多く発生し，他の 1 セルタイプや多重コアタイプに比べても発現頻度が多いと考えられる。そこで，LES による数値流体計算で生成した図 2.1.2，2.1.3 に示すような気流性状を持った 2 セルタイプの竜巻状の非定常風速場[2.5]を用いた。風速場の 3 次元時系列データは，バイナリーデータで保存されたファイルで提供され，飛来物の運動解析時の時間ステップに応じて読み込まれる。物体の周辺の風速は，最も近い計算格子 6 点（LES 計算のデータは直交格子系で与えられる）における風速から直線補完して求める。



渦中心付近の圧力等値面と
地面付近の風速ベクトル（瞬間値）



風速および圧力の径方向の分布（平均値）

図 2.1.2　渦中心に平均的な下降流がある渦（２セルタイプ）

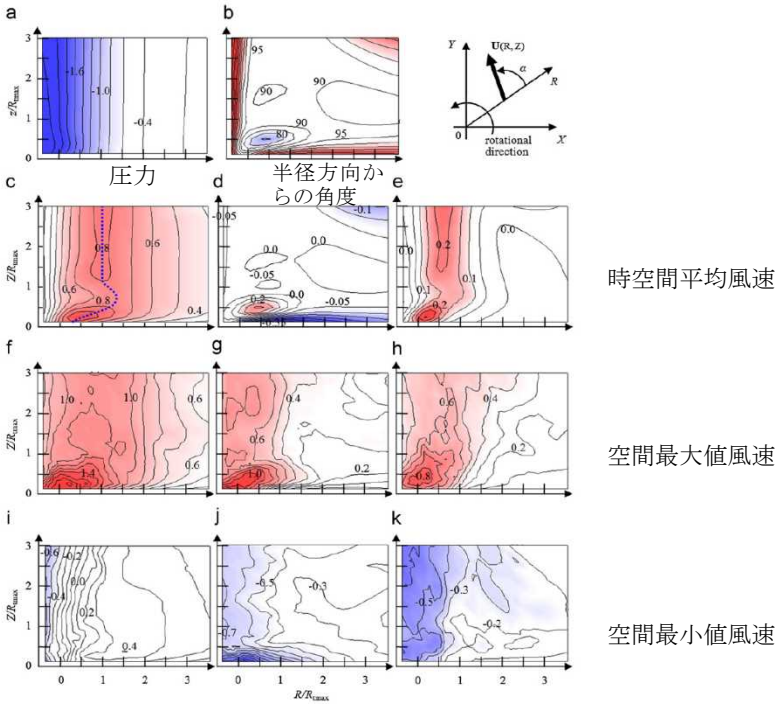


図 2.1.3　本製品で用いている竜巻状渦の風速場の特性

円周方向の平均値と最大・最小値，図中の値は最大接線風速と最大接線風速半径で無次元化してある

2.1.3.2　ランキン渦モデルによる風速場

計算で用いたランキン渦モデルは式(2.16)～(2.18)によって与られる。渦内の流れは剛体回転するコアとその外周部で表されるとし，式（2.16）に示すように，コア内部における接線方向水平風速は回転方向を正として渦中心からの距離に比例し，外周部では渦中心からの距離に反比例するとする。中心から外に向かう方向を正とする半径方向風速と上向きを正とする鉛直方向風速は，接線方向水平風速に比例するように図 2.1.4 式（2.17），(2.18）で与えられる。

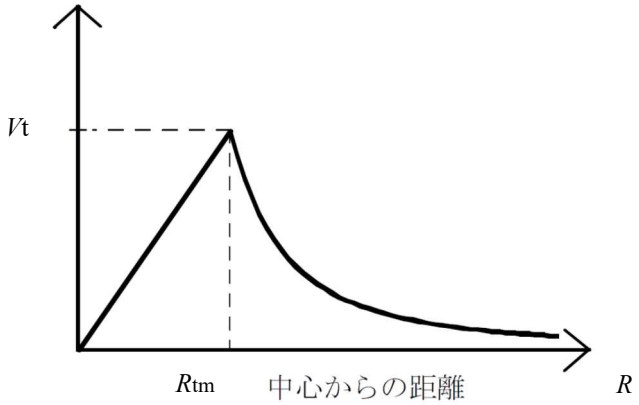


図 2. 1. 4　ランキン渦モデルによる接線方向水平風速

接線方向水平風速：　$V_t(R) = C_T \dfrac{R}{R_{tm}} V_{tm}$ （$0 \le R \le R_{tm}$）

$$V_t(R) = C_T \frac{R_{tm}}{R} V_{tm} \quad （R_{tm} < R） \tag{2.16}$$

半径方向風速：　$V_R(R) = C_R V_t(R)$ (2.17)

鉛直方向風速：　$W(R) = C_W V_t(R)$ (2.18)

ここで，R は渦中心からの距離，V_{tm} は最大接線風速，R_{tm} は最大接線風速半径である。ランキン渦はもともと接線風速の値のみを与えるモデルである。本計算では飛来物の計算には風速 3 成分の値が必要となるので，半径方向風速と鉛直方向風速を加えている。その大きさは観測値や実験値を参考に式(2.18)に示すように接線方向水平風速 V_t に比例すると仮定する。ここで，比例定数 C_T，C_R，C_W は Simiu ら[2.3]に準じてそれぞれ C_T=0.894，C_R=0.5，C_W=0.667 と与え，風速分布は高さに依存しないとする。C_T，C_R，C_W の値は，初期メニューで渦の種類を２（ランキン渦）と指定した場合に，パラメータ Vrot-Vt，Vt-Vr，Vt-Vz として表示される。デフォルト値としてそれぞれ上記の値が設定されているが，変更することが可能である。

2.1.3.3　フジタ渦モデルによる風速場

フジタモデルは Fujita 博士によって提案された工学モデルで，風速場は代数式によって与えられる。風速場は半径方向に３つの領域（内部コア，外部コア，最外領域）に分けてモデル化される。上昇流は外部コアのみに存在する。地面付近で渦中心に向かう流れを与える。接線方向水平風速はランキンモデルと同様であるが，高さに依存して与えられることなどが特徴である。定義を式（2.19）～（2.21）に示す。

・接線方向水平風速：

$$V_t(R,Z) = F_R(R)F_H(Z)V_{tm}$$

ただし，$F_R(R) = R/R_t$ （$0 \le R \le R_t$），$= R_t/R$ （$R_t < R$）

$$F_H(Z) = (Z/H_i)^{k_0} \quad (Z < H_i),\ = \exp(-k(Z/H_i - 1)) \quad (H_i \le Z) \qquad (2.19)$$

・半径方向風速：$V_R(R)$

$$V_R(R) = 0 \quad (R \le \nu R_t),\ = \frac{V_t \tan\beta}{1-\nu^2}\left(1 - \frac{\nu^2}{(R/R_t)^2}\right) \quad (\nu R_t < R < R_t),\ = V_t \tan\beta \quad (R_t \le R)$$

ただし，$\tan\beta = -A(1-(Z/H_i)^{1.5})$ （$Z < H_i$），$= B\{1 - \exp(-k(Z/H_i - 1))\}$ （$H_i \le Z$）

(2.20)

・鉛直方向風速：$W(Z)$，$\nu R_t < R < R_t$ の範囲のみ

$$W(Z) = \frac{3}{28}\frac{0.55(1-\nu^2)V_{tm}}{1-\nu^2}A(16(Z/H_i)^{7/6} - 7(Z/H_i)^{8/3}) \quad (Z < H_i),$$

$$= \frac{0.55(1-\nu^2)V_{tm}B\exp(-k(Z/H_i - 1))}{k(1-\nu^2)}\{2 - \exp(-k(Z/H_i - 1))\} \quad (H_i \le Z) \qquad (2.21)$$

ここで，R_t は外部コアの半径で最大接線風速半径とする。νR_t は内部コアの半径，H_i は最外領域の流入高さで竜巻の性状に応じた値を設定するが，ここでは $H_i = 0.55(1-\nu^2)R_t$，$\nu = 0.9 - 0.7\exp(-0.005R_t)$ とする。k_0，k，A，B は定数で k_0=1/6=0.167，k=0.03，A=0.75 とする。また，B の値は k_0，k，A を用いて

$$B = \frac{3kA}{(k_0+1)(k_0+2.5)} \qquad (2.22)$$

と与える。

2.2 ソフトウエアのインストール方法

2.2.1 動作環境

竜巻飛来物解析プログラムの動作環境は以下の通りである。

パソコン　　日本語 Windows10 が動作可能なマシン
ＯＳ　　日本語 Windows10
ＣＰＵ Intel® Core™ i7 2GHz 以上を推奨
メモリ ８GB 以上を推奨

2.2.2 ソフトウェアのインストールおよび起動方法

竜巻飛来物解析プログラムを記録したメディア内のフォルダーFD-calc には竜巻飛来物解析プログラムのソフトウェア本体である FD-calc.exe の他に実行に必要なフォルダーやファイルが保存されているので，パソコン上にフォルダーFD-calc をコピーする。ソフトウェアのインストールは以上で完了である。

ソフトウェアの起動は，デスクトップ上に FD-calc.exe のショートカットを設定するか，インストールしたフォルダーFD-calc を開いて，FD-calc.exe のアイコンをダブルクリックする。下の図 2.2.1（以下，この画面をメイン画面と呼ぶ）が現れれば起動が完了している。

注：コントロールファイル選択リストボックス、飛来物投入条件ファイル選択リストボックス、既存の計算結果選択リストボックス内のファイルは初期設定によって以下に示される図のものとは異なる場合がある。

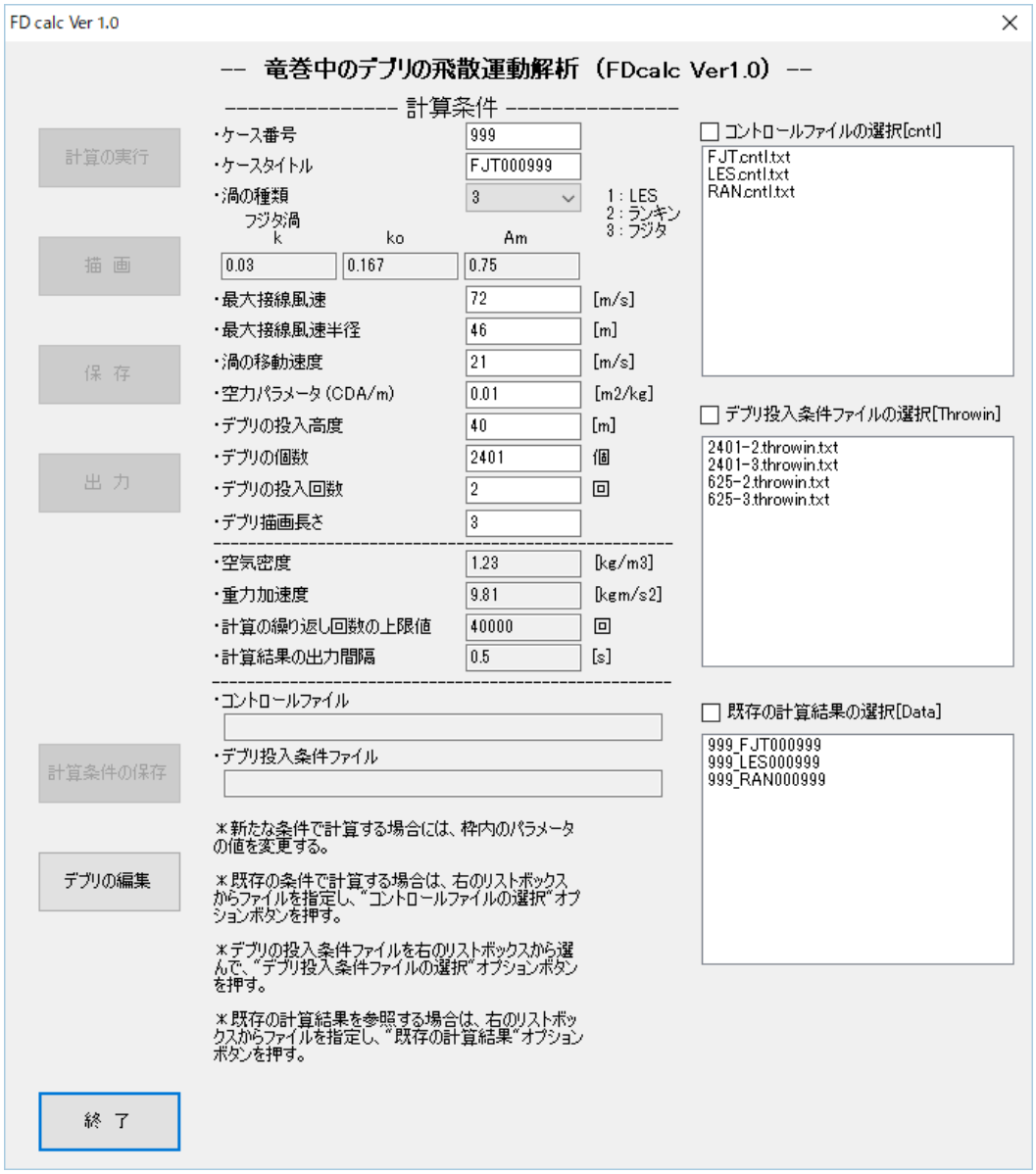


図 2.2.1　起動時のメイン画面

2.2.3　メイン画面上の名称

メイン画面上の各部分の名称を図 2.2.2 に示す。

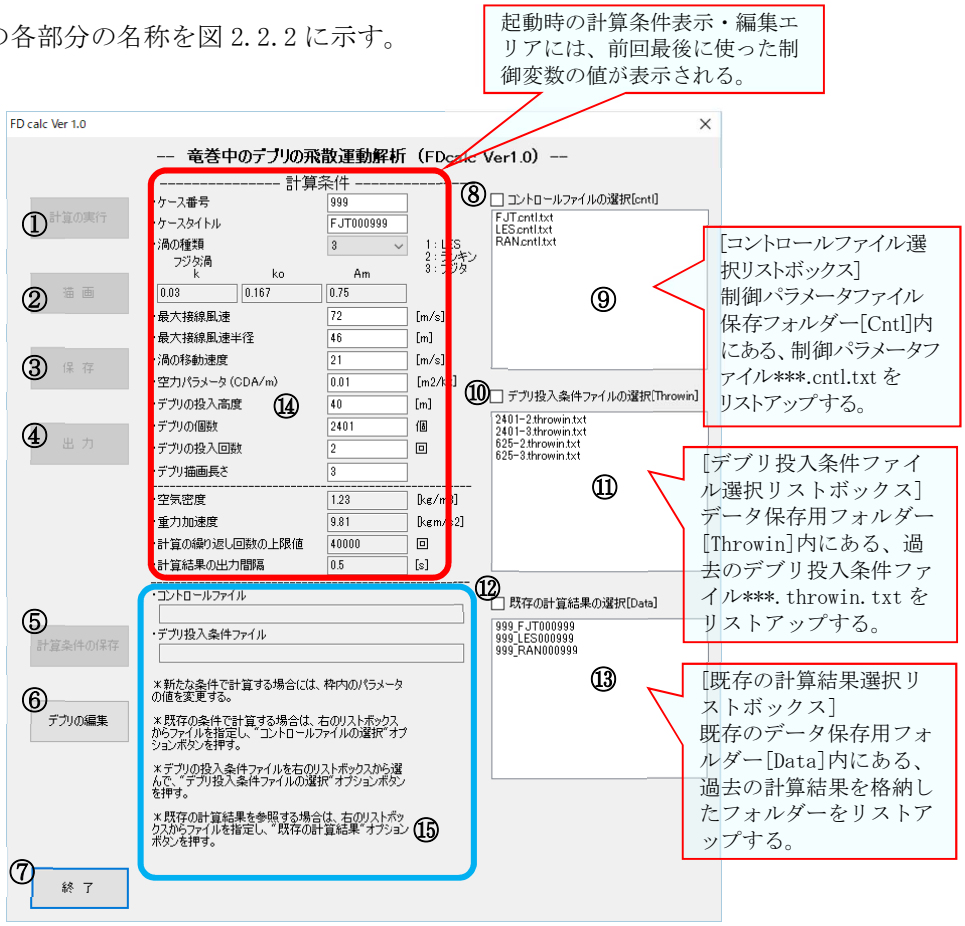


図 2.2.2　メイン画面上の各部分の名称

図中の番号に対応した各部分の名称を以下に挙げる。

① 計算実行ボタン
② 描画ボタン
③ 保存ボタン
④ 出力ボタン
⑤ 計算条件保存ボタン
⑥ 飛来物投入位置編集ボタン
⑦ 終了ボタン
⑧ コントロールファイル選択オプションボックス
⑨ コントロールファイル選択リストボックス
⑩ デブリ投入条件ファイル選択オプションボックス
⑪ デブリ投入条件ファイル選択リストボックス
⑫ 既存の計算結果選択オプションボックス
⑬ 既存の計算結果選択リストボックス
⑭ 計算条件表示・編集エリア
⑮ メッセージ表示エリア

2.2.4　ソフトウェアの終了方法

図 2.2.3 のメイン画面上の終了ボタンを押すと終了する。

図 2.2.3　計算条件を変更し、計算を行った後の状態

2.3 飛来物の運動解析手順

2.3.1 制御変数の設定

飛来物の運動解析を行う前に，計算条件および飛来物の投入条件を設定する。

計算条件が記録されたコントロールファイルを，コントロールファイル選択リストボックスで選択し（選択されたファイル名の色が反転する），コントロールファイル選択オプションボックスにチェックを入れると，対応する制御変数の値が計算条件表示・編集エリアに表示される。また，飛来物の投入条件が記録されたデブリ投入条件ファイルを，デブリ投入条件ファイル選択リストボックスで選択し（選択されたファイル名の色が反転する），飛来物投入条件ファイル選択オプションボックスにチェックを入れると，計算条件が設定され，対応する制御変数の値が計算条件表示・編集エリアに表示されて計算実行ボタンが実行可能となる。

各ボタンは使用可能な場合に，コメントが黒くハイライトされ，使用できない場合にはグレーで表示される。表示された制御変数の値を変更したい場合には，計算条件表示・編集エリアで編集を行う。

起動時の計算条件表示・編集エリアの制御変数の値は，前回最後に使った値が設定される。計算条件表示・編集エリア内の枠内の数値は，入力・変更することができる。ただし，枠内の色がグレーの部分は，推奨値を使うため，一時的に変更が可能であるが，終了時にはデフォルト値にもどされ，次回起動時には一時的に変更された値はデフォルト値に変わる。

計算実行ボタンが押されると、計算条件表示・編集エリアの制御変数の値はフォルダーFD-calc内に制御変数格納用ファイル cntl.txt として書き出された後に竜巻飛来物解析プログラム FD-calc.exe が実行される。

以下に各制御変数の意味と与え方を述べる。

１．ケース番号　　：半角 3 桁の“000”以外の任意の数字
２．ケースタイトル　：任意の半角 9 文字
３．渦の種類　　：計算に用いる渦の種類（LES、フジタ渦、ランキン渦）を選ぶ
“渦の種類”を選ぶと四角い枠内が現れて、対応する流れ場の計算に必要なパラメータが表示される。ただし、１：LES を選択した場合にはパラメータは表示されない。
４．最大接線風速　　：最大接線風速を[m/s]で与える
５．最大接線風速半径　：最大接線風速半径を[m]で与える
６．渦の移動速度　　：渦の移動速度を[m/s]で与える
７．空力パラメータ　　：空力パラメータ $C_D A/m$ を[m^2/kg]で与える
８．デブリの投入高度　：デブリの投入高度を[m]で与える
飛来物投入条件格納ファイル throwin.txt の中で“読み込むパラメータの数”を２と指定した場合には、ここに指定した値をデブリの投入高度として与える。throwin.txt の中で、

“読み込むパラメータの数”を３と指定した場合は、ここに指定した値は無視されて throwin.txt の中に指定されたデブリの投入位置の z 座標を投入高度として与える。

９．デブリの個数　　：デブリの個数を自然数で与える

“デブリの個数”と下記“デブリの投入回数”の積の数だけ飛散物が地面に達した場合に計算を終了する。したがって、大きな最大接線風速や空力パラメータを与えると、デブリが解析領域内で地面に落下しなくなり計算が止まらなくなる場合がある。その場合には、強制終了ボタンで計算を一旦終了させるか、“計算の繰り返し回数の上限値”に小さな値を与えることによって、地面に落下するデブリの数が“デブリの個数”×“デブリの投入回数”に達する前に計算を止めることができる。

10．デブリの投入回数　：デブリの投入回数を自然数で与える

ここで指定した“デブリの投入回数”×“デブリの個数”の数だけ飛散物が地面に達した時点で計算を終了する。飛来物投入条件格納ファイル throwin.txt の中のデブリの投入位置の数が、“デブリの投入回数”×“デブリの個数”の数よりも少ない場合には、throwin.txt の中のデブリの投入位置の初めに戻って、繰り返し投入位置の値が読み込まれる。なお、計算に用いる渦の種類としてフジタ渦、および、ランキン渦を選んだ場合、風速場は時間方向に変化しないので、投入時間が異なっても同じ位置から投入された飛来物の飛散運動は変化しない。したがって、通常フジタ渦、および、ランキン渦を選んだ場合には“デブリの投入回数”は２程度で十分である。一方、LES 渦を用いた計算では、同じ位置から投入されたとしても、投入時間が異なると風速場も変化するので、飛来物の飛散運動も変化する。したがって、LES 渦を用い計算では“デブリの投入回数”は十分大きくする。報告書ではこの値を 500 としている。

11．デブリ描画長さ　　：デブリ描画長さを自然数で与える

“描画”＋“デブリの飛散状況をアニメで表示”ボタンを選択した際のアニメ表示において、“計算結果の出力間隔”に飛行する距離を１として、ここで指定した長さを描画する。

12．空気密度　　：空気密度を[kg/m^3]で与える

空気密度の値を変えたい場合はここで指定する。

13．重力加速度　　：重力加速度を[m/s]で与える

重力加速度の値を変えたい場合はここで指定する。

14．計算の繰り返し回数の上限値：計算の繰り返し回数の上限値を自然数で与える

飛来物の飛散は離散化された運動方程式を積分して求められ、その際の積分は 1 ステップ当たりの時間“0.001×最大接線風速/重力加速度[s]”で行われる。この積分ステップの回数が“計算の繰り返し回数の上限値”を超えると計算を停止する。

15．計算結果の出力時間間隔　：計算結果の出力間隔を[s]で与える

番号１の飛来物の飛行記録（Trjct_No01.txt ファイル）の出力間隔を実数で与える。ファイル Trjct_No01.txt への実際の出力は、“計算結果の出力間隔”に近い積分 1 ステップ当たりの時間の倍数の値で行われる。

2.3.2　計算の実行

計算実行ボタンが実行可能となっている状態で，計算実行ボタンを押すと計算を開始する。計算が開始されると，図 2.3.1 に赤枠で示すようにメッセージ表示エリアに計算状況を示すウインドウが開き，現在の状況とメッセージが示される。

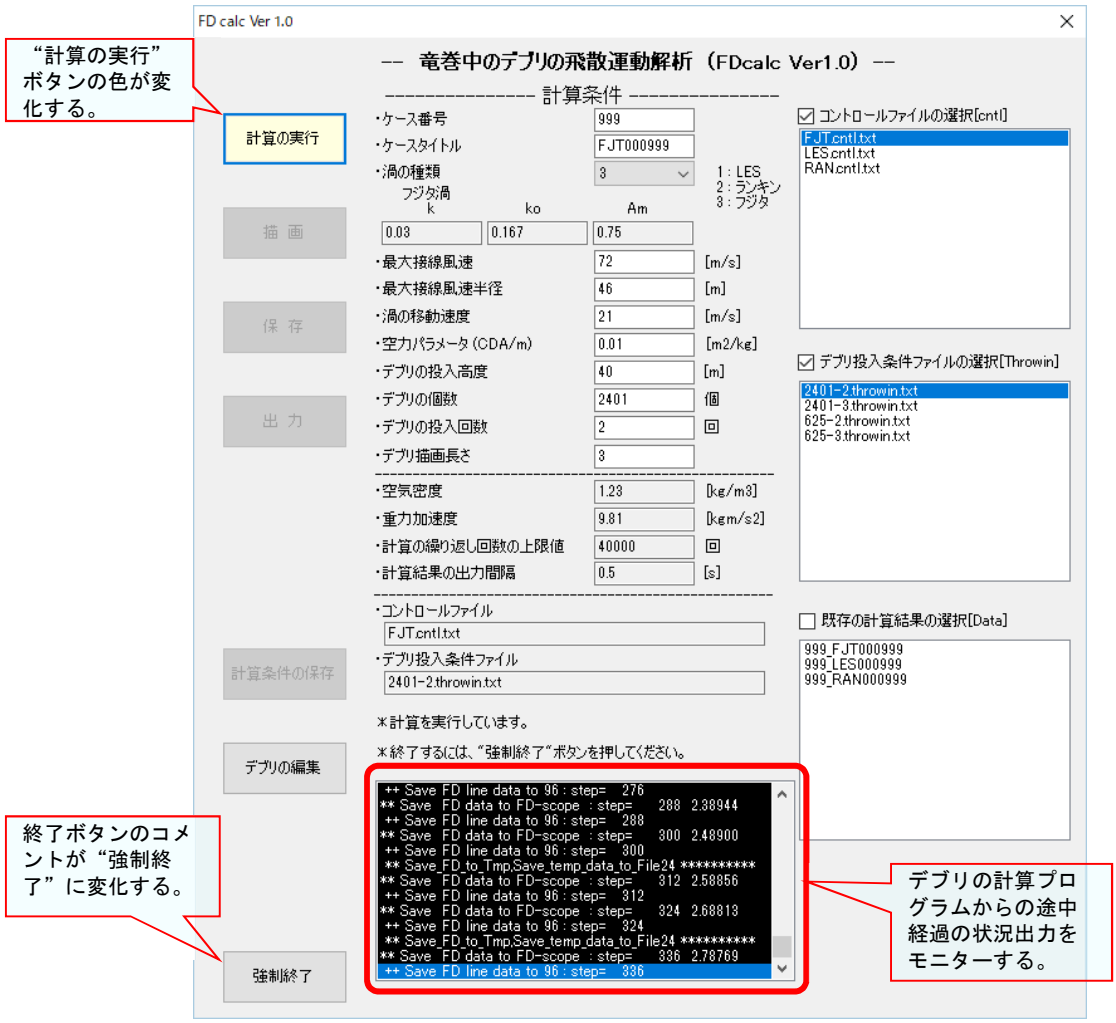


図 2.3.1　計算実行時中のメイン画面

計算が正常に終了すると，描画ボタン，保存ボタン，出力ボタンが使用可能になり，コメントが黒くハイライトされる。

2.3.3　計算結果の保存

計算結果は，保存ボタンを押すことにより，フォルダーFD-calc 内のフォルダーData 内に保存される。保存された計算結果は，既存の計算結果選択リストボックスで選択し（選択されたファイル名の色が反転する），既存の計算結果選択オプションボックスにチェックを入れることによって，再度呼び出すことができる。

2.3.4　計算結果の出力

計算結果は，出力ボタンを押すことにより，フォルダーFD-calc 内のフォルダーOutput フォルダー内に保存される。出力は，ケース名がつけられたテキストファイルで出力されるので，Output フォルダーから取り出して参照することができる。

2.3.5　各種ファイルの命名法

計算に必要となる制御変数および飛来物の投入位置を格納したファイル，計算結果を格納したファイルの名前は，ケース番号とケースタイトルにより作られるケース名が頭に付けれれたファイル名をもち，ケース名により識別することができる。ケース番号は 3 桁の半角数字，ケースタイトルは 9 桁の半角英数字で与え，ケース名はケース番号とケースタイトルを半角のアンダーバーでつないだものとなる。例えば，ケース番号“123”，ケースタイトル“LES123456”の場合のケース名は“123_LES123456”である。

FD-calc 内で用いられる入出力ファイルの名前と内容を以下に挙げる。各ファイルの書式は２．５節にまとめる。

・制御変数格納用ファイル名

１．defpa.txt　　：制御変数のうちデフォルト値が格納される。この値を変更することは推奨されない。
２．cntl.txt　　：計算実行時に必要となる制御変数の値が格納される。
３．throwin.txt　：飛来物の投入条件が格納される。
４．LESc2xyz.dat ：解析領域を与える座標が格納される。
５．LESc2.dat　　：渦を LES と選択した場合に用いる風速場のデータが格納される。
６．scope-an.prm ：計算結果の飛散状況をアニメで表示する場合の描画方法が格納される。
７．scope-2d.prm ：飛来物の最大速度の分布を２次元表示する場合の描画方法が格納される。
８．scope-3d.prm ：飛来物の最大速度の分布を 3 次元表示する場合の描画方法が格納される。

・結果出力格納用ファイル名

９．Log.txt　　：計算の状況のログが格納される。
10．Rec.dat　　：計算結果がバイナリー形式で格納される。
11．Rec.txt　　：計算結果がテキスト形式で格納される。

12. Stt.txt　　：飛来物の最大速度が格納される。
13. Xyz-an.dat　：飛散状況を動画で表示するために必要な座標データが格納される。
14. Fld-an.dat　：飛散状況を動画で表示するために必要な風速および圧力場のデータが格納される。
15. Srf-an.dat　：飛散状況を動画で表示するために必要な地面の模様が格納される。
16. Lin-an.dat　：飛散状況を動画で表示するために必要な飛散物の軌跡が格納される。
17. Xyz-2d.dat　：飛来物の最大速度の分布を２次元表示するために必要な座標データが格納される。
18. Fld-2d.dat　：飛来物の最大速度の分布を２次元表示するために必要なデータが格納される。
19. Xyz-3d.dat　：飛来物の最大速度の分布を３次元表示するために必要な座標データが格納される。
18. Fld-3d.dat　：飛来物の最大速度の分布を３次元表示するために必要なデータが格納される。
19. Trjct_No01.txt：番号１の飛来物の飛行記録（対地速度、対地座標、相対風速を算結果の出力間隔で記録）したデータが格納される。

以上のファイルは，先頭に“ケース名.”がつけられて識別される。例えば，“ケース名”が“123_LES123456”である Stt.txt ファイルは“123_LES123456.Stt.txt”となる。

2.3.6　各種ファイルの格納先

計算に必要となる制御変数が格納された defpa.txt ファイルと cntl.txt ファイルは制御変数保存用フォルダーCntl 内に格納される。その際、defpa.txt ファイルは org.defpa.txt という名前で，cntl.txt ファイルは頭に識別用の“ケース名.”を付けて保存される。別途自分で用意した cntl.txt ファイルを保存する場合は，ケース名以外の名前（ただし半角 13 文字以内の文字列＋“.”）を付けることも可能である。

飛来物の投入条件が格納された throwin.txt ファイルは，頭に識別用の“ケース名.”を付けて，飛来物投入設定保存用フォルダーThrowin に保存される。別途自分で用意した throwin.txt ファイルを保存する場合は，“ケース名.”以外の名前（ただし半角 13 文字以内の文字列＋“.”）を付けることも可能である。

計算結果出力格納用ファイル（2.3.5 参照）および cntl.txt，throwin.txt は、計算終了時に一時保存フォルダーTemp 内に格納され，保存ボタンが押されると，データ保存用フォルダーData 内にケース名を名前とするフォルダーが作成され，その中に格納される。また，出力ボタンが押されると，作成されたフォルダーの中でテキストファイル（ファイル名の最後の識別子が.txt のもの）が，結果出力用フォルダーOutput 内に出力される。フォルダー構造と格納されているファイルを図 2.3.2 に示す。

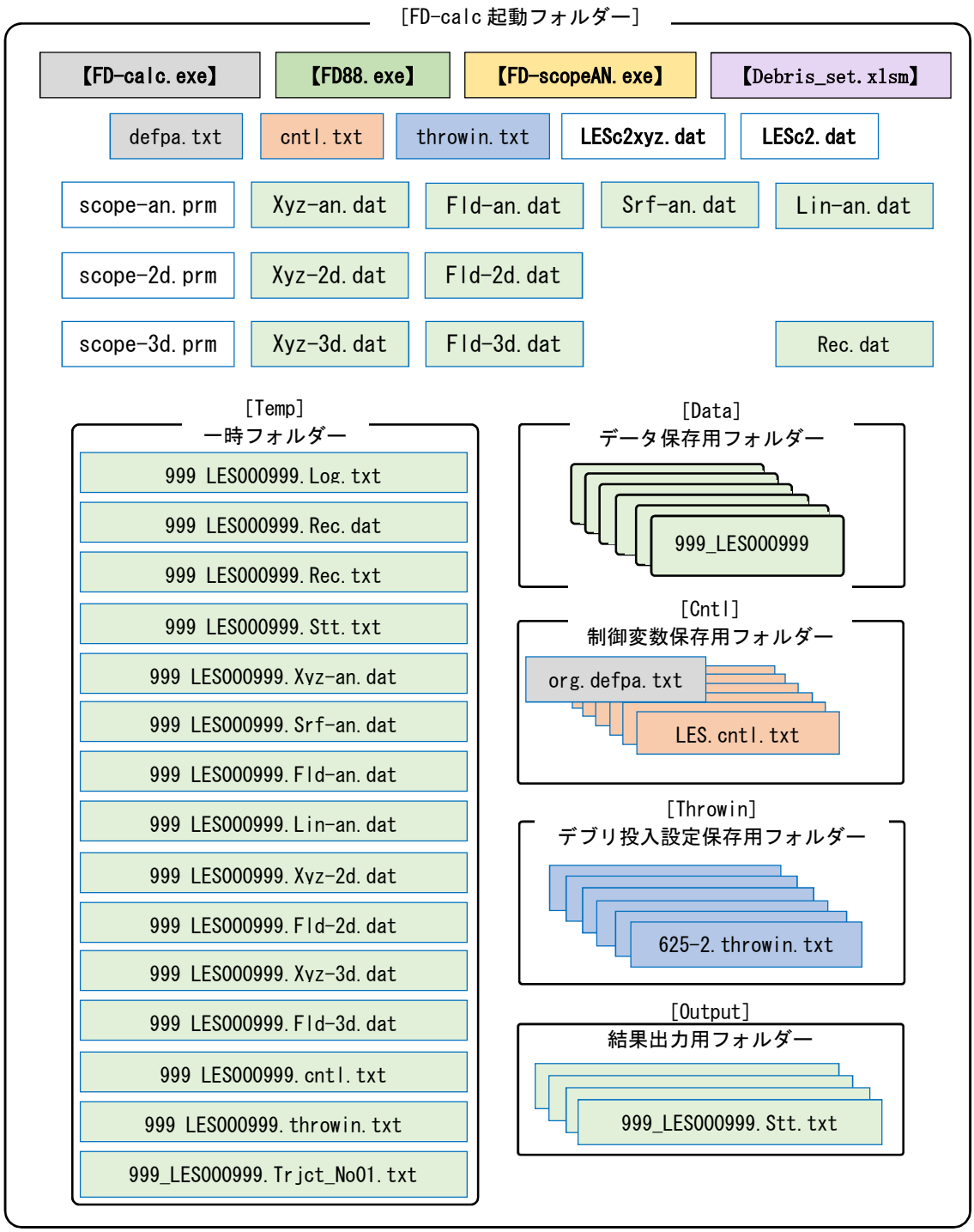


図 2.3.2　フォルダー構造と格納されているファイル

□はファイルを、[　　]はフォルダー、【　　】はプログラムを表す。

2.3.7　計算条件の保存

計算条件表示・編集エリアに表示されている制御変数は，計算条件の保存ボタンを押すことにより，制御変数保存用フォルダーCntl 内に保存される。その際，計算条件表示・編集エリアに示されているケース番号とケースタイトルから“ケース名.”が生成され，ファイル名の先頭に付けられる。例えば，ケース番号“123”，ケースタイトル“LES123456”の場合の制御変数保存用ファイルの名前は“123_LES123456.cntl.txt”となる。この制御変数保存用テキストファイルは，中身を別途編集・作成したものを制御変数保存用フォルダーCntl の中に保存すれば，FD-calc で制御変数を設定するために使うことができる。

2.3.8　飛来物の投入条件の設定

デブリの編集ボタンを押すと，飛来物の投入条件の設定のための Excel ファイル“Debris_set.xlsm”が立ち上がるので，投入したい位置の座標を設定してファイルを出力する。これにより，飛来物投入条件ファイル throwin.txt が飛来物投入条件ファイル保存用フォルダーThrowin 内に保存される。この飛来物投入条件ファイルは，中身を別途編集・作成したものをフォルダーThrowin 内に保存すれば，FD-calc で飛来物の投入条件を設定するために使うことができる。図 2.3.3 に“Debris_set.xlsm”実行時の画面を示す。

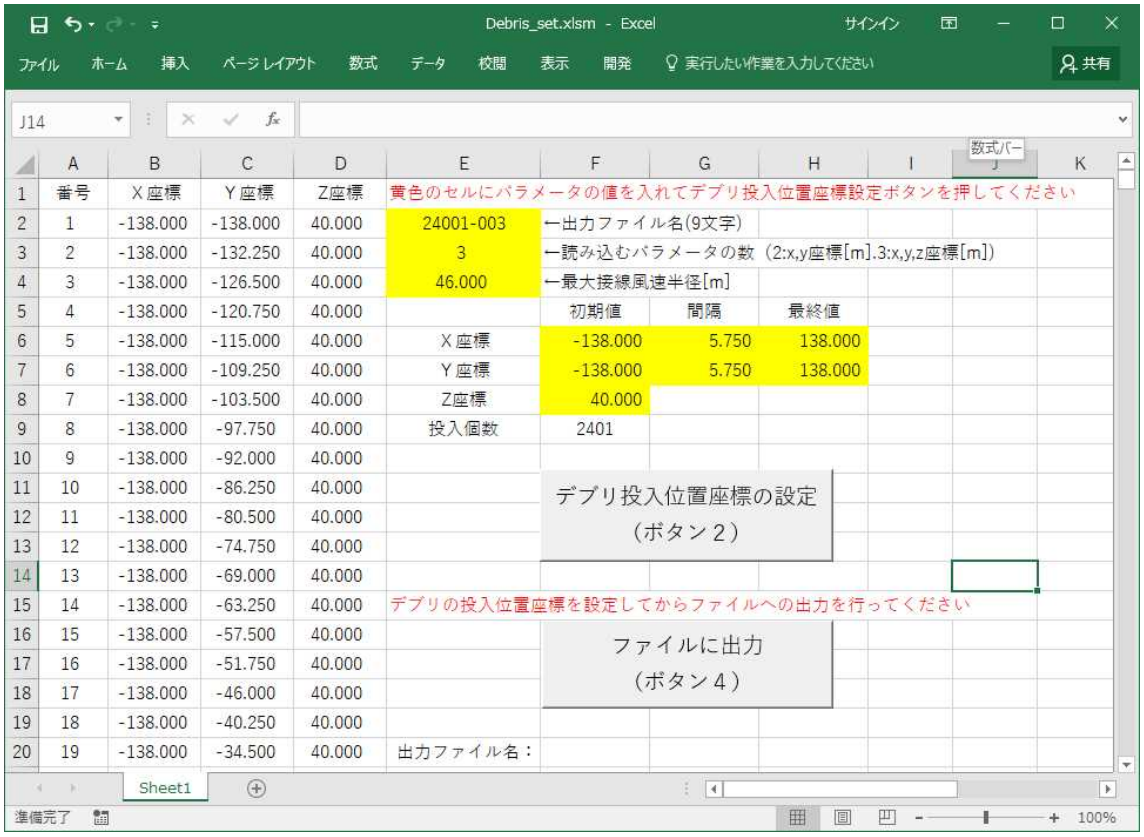


図 2.3.3　フォルダー構造と格納されているファイル

2.4 計算結果の描画方法

2.4.1　飛散運動の描画機能

本ソフトウェアは計算結果を表示する機能を備えている。描画ボタンを押すと図 2.4.1 の画面に切り替わり、飛来物の飛散の様子を３次元表示すること、飛来物の最大速度の空間分布を２次元平面内に投影した図を描くこと、飛来物の最大速度の空間分布を３次元表示することができる。

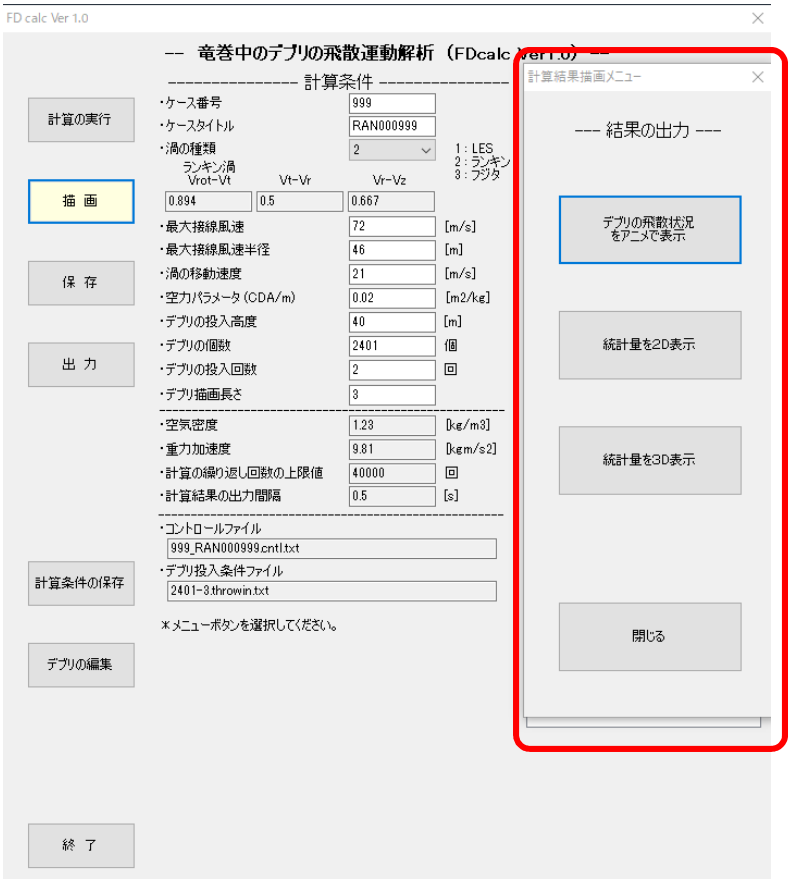


図 2.4.1　描画メニュー

2.4.2　飛散運動の動画表示

飛来物の飛散の様子を３次元表示するために、図 2.4.1 に示す計算結果描画メニューの“デブリの飛散状況をアニメで表示”ボタンを押すと、図 2.4.2 のような動画表示画面が現れるので、左上の動画再生ボタンを押すと動画再生が開始される。なお、次節以降で説明する、２次元描画画面、３次元描画画面の使い方は共通で、付録の“動画再生アプリ操作説明書”に使い方が解説されているので、詳細はそちらを参照のこと。

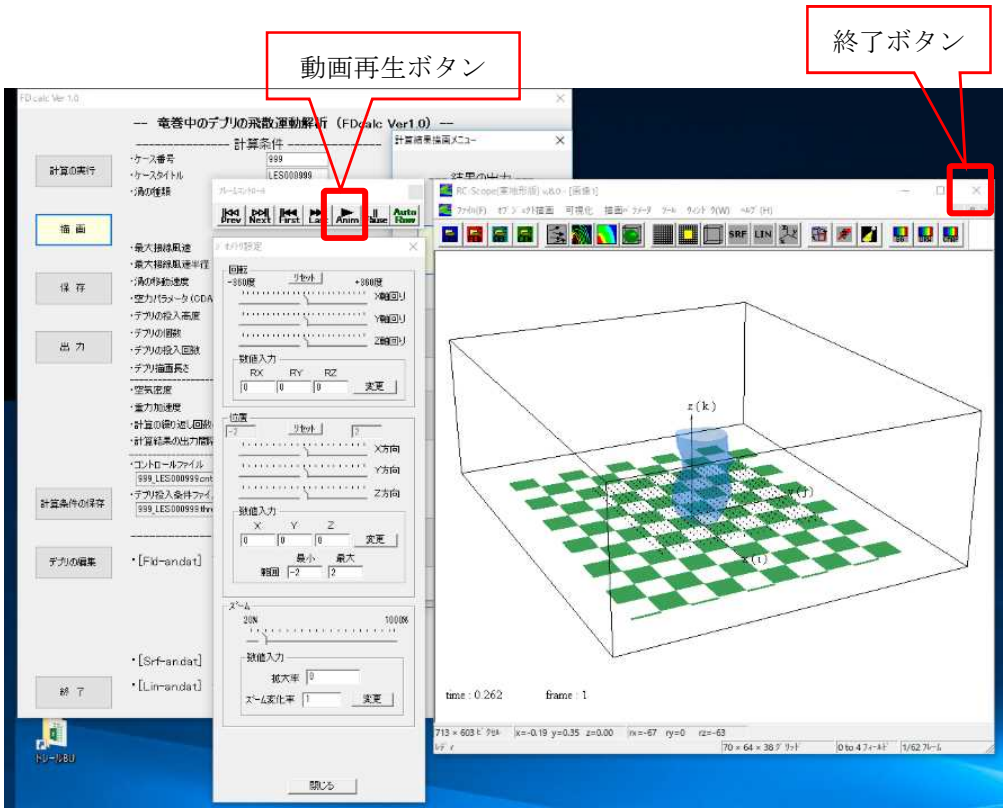


図 2.4.2　動画表示画面

Data フォルダー内にある 999_LES000999 ファイルを指定した場合の図

動画表示画面では、飛散物の運動をアニメーションで再現し、飛散状況を確認することができる。表示できる内容は、・飛散物の軌跡、・解析領域内の流れ場の状況（風速および圧力の 3 次元分布）である。デフォルトでは、飛散物および圧力の等値面が描かれ、渦の周りで飛来物が飛散する様子が再生できる。動画表示画面から計算結果描画メニューに戻るには、右上の終了ボタンを押す。図中、地面の市松模様の 1 格子の大きさは最大接線風速半径に設定されている。渦中心の低圧部分を水色の等値面で表している。（描画時の表示フィールド番号は３を指定）

2.4.3　飛来物の最大速度の２次元表示

飛来物の最大速度の２次元空間分布を描くことができる。図 2.4.1 に示す計算結果描画メニューの“統計量を２Ｄ表示”ボタンを押すと、図 2.4.3 のような２次元描画画面が現れる。なお、この画面の使い方は動画表示画面と共通なので、詳しい使い方は付録の動画再生アプリ操作説明書を参照のこと。

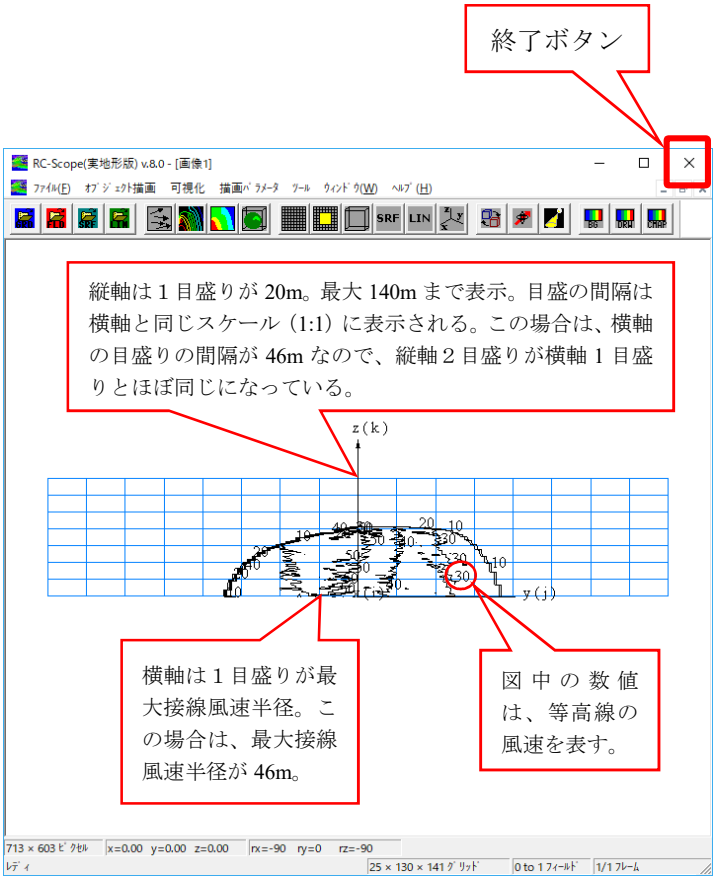


図 2.4.3　２次元描画画面

Data フォルダー内にある 999_RAN000999 ファイルを指定した場合の図

２次元描画画面ではデフォルトで、飛来物の最大対地水平速度の空間分布を竜巻の移動方向（ｘ軸方向）前面から眺め、鉛直面に投影した図が等値線で描かれる。図中の等値線の速度値表示は 10m/s 間隔で描かれる。横軸は１目盛りが最大接線風速半径、縦軸は１目盛が 20m を表している。動画表示画面からメイン計算結果描画メニューに戻るには、右上の終了ボタンを押す。なお、最大対地水平速度の表示は等値線描画メニュー（動画再生アプリ操作説明書を参照）でフィールド番号が０。これを１と設定すると、最大対地実効速度の空間分布を表示する。

2.4.4　飛散物の飛散範囲の３次元表示

飛来物の最大速度の３次元空間分布を描くことができる。図 2.4.1 に示す計算結果描画メニューの“統計量を３Ｄ表示”ボタンを押すと、図 2.4.4 のような３次元描画画面が現れる。なお、この画面の使い方は動画表示画面と共通なので、詳しい使い方は付録の動画再生アプリ操作説明書を参照のこと。

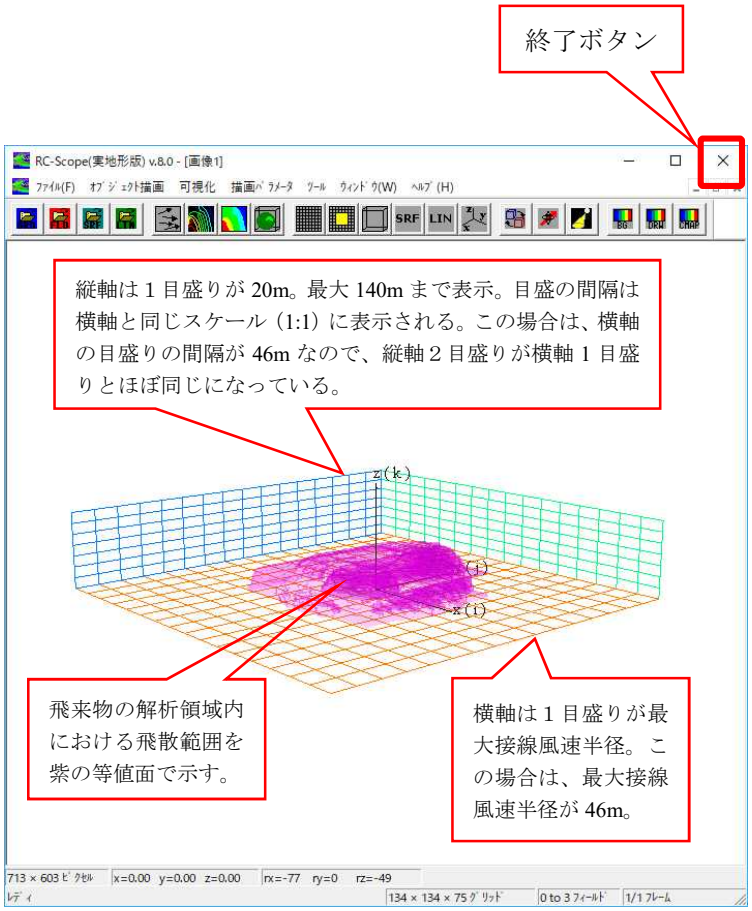


図 2.4.4　３次元描画画面

Data フォルダー内にある 999_RAN000999 ファイルを指定した場合の図

３次元描画画面ではデフォルトで、飛来物の最大対地水平速度の空間分布を俯瞰的に眺め、３次元的な等値面で描かれる。最大対地実効速度 0.1m/s の等値面が描かれており、飛来物の解析領域内における飛散範囲にほぼ対応した範囲を示す。図中の地面における格子間隔は最大接線風速半径、高さ方向の格子間隔は 20m となっている。動画表示画面から計算結果描画メニューに戻るには、右上の終了ボタンを押す。なお、最大対地水平速度の表示は等値線描画メニュー（動画再生アプリ操作説明書を参照）でフィールド番号が０。これを１と設定すると、最大対地実効速度の空間分布を表示する。

2.5 各種ファイルの書式と内容

計算に必要となる制御変数および飛来物の投入位置を格納したファイルはテキストファイルに格納されており、ファイ名の末尾が.txt となっている。その他、竜巻飛来物解析プログラムのソフトウェア本体である FD-calc.exe と、描画ソフトの FD-scopeAN.exe の入出力に必要なファイルはバイナリーファイルに格納されており、ファイ名の末尾が.dat, .prm となっている。ファイ名の末尾が.dat であるバイナリーファイルの出力書式に関しては、Rec.dat を除き、別添の描画ソフトの解説書に記載されている。

2.5.1 デフォルト制御変数格納用ファイル defpa.txt の内容と書式

計算に必要な制御変数のうち、その値を変更することが推奨されないデフォルト値が格納されるファイルで、起動時にフォルダーFD-calc 内になければフォルダーCntl 内に格納されているオリジナルファイル org.defpa.txt からコピーされる。したがって、org.defpa.txt は defpa.txt のバックアップとしてフォルダーCntl 内に格納されていることが必須である。

デフォルト制御変数値格納用ファイル defpa.txt の書式と、格納される変数を以下に説明する。

ファイル内の中身	変数の意味	書式
□□1.23E+00	1 行目：空気密度 ［kg/m^3］	(10 桁の実数)
□□9.81E+00	2 行目：重力加速度 ［kgm/s^2］	(10 桁の実数)
□□□□□40000	3 行目：計算の繰り返し上限回数	(10 桁の自然数)
□□5.00E-01	4 行目：計算結果出力間隔 ［s］	(10 桁の実数)

ここで［ □ ］は小文字のスペース 1 文字を表す。

竜巻飛来物解析プログラム FD-calc.exe からは、これらの変数は自由形式で読み込まれるので、改行さえしてあれば読み込まれる。

【参考】Fortranプログラムでの読み込みの書式は以下の通り

```
open(10,file='defpa.txt',FORM='FORMATTED',status='old',err=901)
        read(10,*) Rou_air
        read(10,*) Rgrv
        read(10,*) Nstp_last_FD
        read(10,*) out_dt_FS
close(10)
```

2.5.2　制御変数格納用ファイル cntl.txt の内容と書式

計算実行時に必要となる制御変数が格納されるファイルで、起動時にフォルダーFD-calc 内になければ、コントロールファイル選択リストボックスでコントロールファイルを選択した時点でフォルダーCntl 内からコピーされる。なお、計算条件表示・編集エリアの制御変数が全て設定されていれば（通常は、前回最後に使った値が設定される)、デブリ投入条件ファイルを，デブリ投入条件ファイル選択リストボックスで選択すれば、計算が実行できる状態になる。

制御変数格納用ファイル cntl.txt の書式と、格納される変数を以下に説明する。

＊ファイルの中身

```
*コントロールパラメータを記述する□subroutine□Set_F88_cntl で読み込みます
No.□Case_name□□Utmax_FS□□Rctmax_FS□Zstart_FS□Tv_FS□□□□□CDA_m_FS□□Mass_FD□□Eddy_type□□□□□□□□mP□□i_remain□□i_ground□□□□□parm1□□□□□parm2□□□□□parm3
990□RANOOO990□□7.20E+01□□4.60E+01□□4.00E+01□□2.10E+01□□1.00E-03□□1.00E+00□□□□□□□□□□2□□□□□□2401□□□□□□□□□3□□□□□□□□□2□□8.94E-01□□5.00E-01□□6.67E-01
```

ここで［ □ ］は小文字のスペース 1 文字を表す。

＊変数の意味と書式

・１，２行目はコメント文

・３行目に制御変数を記述

・数字の並びの書式が決まっているので、書式'(i3（3 桁の整数×１）,a（1 文字空白）,a（９文字）,6ES10.2（10 桁の実数×６）,4i10（10 桁の整数×４）,3ES10.2（10 桁の実数×３））'に合わせて記述すること。

・制御変数の順番は以下の通り、

１．ケース番号（3 桁の整数）

２．（1 文字空白）

３．ケースタイトル（半角９文字）

４．最大接線風速　［m/s］（10 桁の実数）

５．最大接線風速半径　［m］（10 桁の実数）：Rctmax_FS（後述の throwin.txt ファイルで参照）

６．飛散物の投入高さ　［m］（10 桁の実数）

７．竜巻の移動速度　［m/s］（10 桁の実数）

８．空力パラメータ C_DA/m　［m^2/kg］（10 桁の実数）

９．ダミー：１に固定（10 桁の実数）

10. 渦のタイプ（10 桁の整数）1:LES, 2:Rankin, 3:Fujita

11. デブリの個数（10 桁の整数）

12. 描画長さ（10 桁の整数）計算結果の出力間隔[s]に飛行する距離を１として、ここで指定した長さを描画する

13. 計算の繰り返し回数の上限値（10 桁の整数）

飛来物の飛散は離散化された運動方程式を積分して求められ、その際の積分は 1 ステップ当たりの時間“0.001×最大接線風速/重力加速度[s]”で行われる。この積分ステップの回数の上限値。

14. モデル係数１（10 桁の実数）

ランキン渦の場合、接線方向水平風速と最大接線風速の比（式 2.16 中の C_T の値）で 0.894

フジタ渦の場合、フジタモデル（式 2.19, 2.20, 2.21, 2.22 中）の k の値で 0.03

15. モデル係数２（10 桁の実数）ランキン渦、フジタ渦のモデル係数

ランキン渦の場合、半径方向風速と接線方向水平風速の比（式 2.17 中の C_R の値）で 0.5

フジタ渦の場合、フジタモデル（式 2.19, 2.20, 2.21, 2.22 中）の k_0 の値で 0.167

16. モデル係数３（10 桁の実数）ランキン渦、フジタ渦のモデル係数

ランキン渦の場合、鉛直方向風速と接線方向水平風速の比（式 2.18 中の C_W の値）で 0.667

フジタ渦の場合、フジタモデル（式 2.19, 2.20, 2.21, 2.22 中）の A の値で 0.75

【参考】Fortran プログラムでの読み込みの書式は以下の通り

```
open(29,file='cntl.txt',FORM='FORMATTED')
    read(29,'(a)') ch_dmy  !キャプションの読み飛ばし
    read(29,'(a)') ch_dmy  !キャプションの読み飛ばし
    read(29,'(i3,a,a,6ES10.2,4i10,6ES10.2)') i_dmy,Fq_name0,F_name_in_9 &
     ,Utmax_FS,Rctmax_FS,Zstart_FS,Tv_FS,CDA_m_FS,Mass_FD &
     ,ieddy_type,mP,i_remain_FD,icnt_grnd_limit_FD &
     ,parm1_dmy,parm2_dmy,parm3_dmy
if(ieddy_type==2) then
        Vrot_Vt_Ra=parm1_dmy;Vt_Vr_Ra=parm2_dmy;Vt_Vz_Ra=parm3_dmy
endif
if(ieddy_type==3) then
        Rk_Fu=parm1_dmy;Rko_Fu=parm2_dmy;RAm_Fu=parm3_dmy
endif
! Eddy_typeの値により、parm1、parm2、parm3が読み込まれる変数が変わります。
! Eddy_type＝１　ＬＥＳ計算の場合、parm1、parm2、parm3は読み込まれません。
close(29)
```

2.5.3　飛来物の投入条件格納用ファイル throwin.txt の内容と書式

計算実行時に必要となる制御変数のうち、飛来物の投入条件が格納されるファイルで、起動時にフォルダーFD-calc 内になければ、デブリ投入条件ファイル選択リストボックスでデブリ投入条件ファイルを選択した時点で、フォルダーCntl 内からコピーされる。なお、デブリ投入条件ファイルが選択されないと計算は実行できない。また、デブリ投入条件ファイルの中身はデブリの編集ボタンを押すことにより、Debris_set.xlsm を起動させて編集・保存できる。

飛来物投入条件格納ファイル throwin.txt の書式と、格納される変数を以下に説明する。

＊ファイルの中身

```
**□デブリの投入位置を設定**
**データ並びは、投入粒子番号、ｘ座標(m)、ｙ座標(m)、z座標(m)
□3□□□□□□□□□□□□□←読み込むパラメータの数（2:x,y座標[m].3:x,y,z座標[m]）
□46□□□□□□□□□□□□←最大接線風速半径[m]
□1□□□□□□□□□□□□□-138□□□□□□□□□□□-138□□□□□□□□□□□□40□
□2□□□□□□□□□□□□□-138□□□□□□□□□□□-126.5□□□□□□□□□□40□
□3□□□□□□□□□□□□□-138□□□□□□□□□□□-115□□□□□□□□□□□□40□
□4□□□□□□□□□□□□□-138□□□□□□□□□□□-103.5□□□□□□□□□□40□
・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
□623□□□□□□□□□□□□138□□□□□□□□□□□□115□
□624□□□□□□□□□□□□138□□□□□□□□□□□□126.5□
□625□□□□□□□□□□□□138□□□□□□□□□□□□138□
```

ここで［ □ ］は小文字のスペース１文字を表す。

＊変数の意味と書式

・１，２行目はコメント文

・３行目に読み込むパラメータの数（自然数）を記述

x、*y* 座標[m]のみを読み込む場合は２、*x*、*y*、*z* 座標[m]を読み込む場合は３と記述。

＊ ここに２と記述した場合は、５行目以降の *z* 座標は読み飛ばされる、制御変数格納用ファイル（cntl.txt）に記述された飛散物の投入高度が適応される。

＊ ここに３と記述した場合は、制御変数格納用ファイル（cntl.txt）に記述された飛散物の投入高度は適応されず、５行目以降の *z* 座標が読み込まれるので、*z* 座標が記述されていないとエラーとなる。*z* 座標は飛散物ごとに、異なる値を指定することができる。

＊ ５行目以降に記述される *x* 座標、*y* 座標は、４行目に記述された最大接線風速半径 Rctmax_FS_dmy と、制御変数格納用ファイル（cntl.txt）に記述された最大接線風速半径 Rctmax_FS を用いて、Rctmax_FS/Rctmax_FS_dmy 倍される。したがって、例えば、４行目に最大接線風速半径を１と記述し、５行目以降の x 座標、y 座標を１に対する相対的な大きさで記述することが可能である。

＊ *z* 座標に対しては、上述の変換は行われないので、実際の大きさ[m]で記入すること。

＊ 以下、竜巻飛来物解析プログラム FD-calc.exe から変数は自由形式で読み込まれるので、

半角スペース１以上で区切ってあれば、区別される。

・４行目に最大接線風速半径（[m]、実数）を記述：Rctmax_FS_dmy

・５行目以降は、デブリ番号（自然数)、デブリの投入位置 x、y、z 座標（[m]、実数）

・x、y、z 座標は渦中心の地面を原点 o(0[m],0[m],0[m])とし、移動方向を x 軸、鉛直方向を軸とし、渦共に移動する右手系の直角座標系で与える。

・“デブリ番号”の指定の順序は任意である。

参考として来物投入条件格納フォルダーThrowin に格納されている飛来物投入条件格納ファイル 625-2.throwin.txt 等は Debris_set.xlsm で作成されており、ファイル内の“デブリ番号”は昇順であるが、手入力で throwin.txt ファイルを作成する場合には“デブリ番号”の指定の順序を任意に設定できる。

・同一の“デブリ番号”の指定は複数可能である。

・“デブリ番号”が１と指定された飛散物の計算結果は、その飛行運動の記録がファイル“Trjct_No01.txt”に記録される。

運動の記録を残したい飛来物は“デブリ番号”を１と指定すればよい。同一の“デブリ番号”の指定は複数可能なので、複数の飛来物に“デブリ番号”１を指定すると、同じ番号の飛来物が同時に飛散する場合がある。この場合、ファイル“Trjct_No01.txt”に複数の飛来物の計算結果が混在して記録されることになり、飛来物の違いによるデータの区別がつかなくなる可能性がある。

【参考】Fortran プログラムでの読み込みの書式は以下の通り

```
open(18,file=fninn_thrown_in,FORM='FORMATTED',status='old',err=999)]
    read(18,'(a)') qsCH_dmy  !1行目ダミーで読み込み
    read(18,'(a)') qsCH_dmy  !2行目ダミーで読み込み
    read(18,*) ichk_thrown_in  !始めの整数を１つだけ読み込む
    read(18,*) Rctmax_FS_dmy  !始めの実数を１つだけ最大接線風速半径として読み込む
! ＊＊＊＊以下、ループで読み込み
if(ichk_thrown_in==2) then          x,y座標のみ読み込み
          read (18,*,end=901) iqs_count,qsx,qsy
          qsx=qsx/Rctmax_FS_dmy*Rctmax_FS
          qsy=qsy/Rctmax_FS_dmy*Rctmax_FS
      endif
if(ichk_thrown_in==3) then          x,y,z座標の読み込み
          read (18,*,end=901) iqs_count,qsx,qsy,qsz
          qsx=qsx/Rctmax_FS_dmy*Rctmax_FS
          qsy=qsy/Rctmax_FS_dmy*Rctmax_FS
      endif
! ＊＊＊＊ループここまで
! ファイルの最後に到達した場合は、初めに戻ってくり返し読み込む。
```

2.5.4　計算状況のログ格納用ファイル Log.txt, Rec.dat の内容

計算実行中の状況が記録される。記録される内容は、cntl.txt ファイルの内容、気流条件、渦の種類、デブリの計算条件、その他の計算条件、解析領域の風速設定格子形状、デブリの投入条件、地面に落下するまでの飛散性状を表す代表的な値（最大速度、最大加速度、最遠位置の座標）などが記録される。Log.txt ファイルおよび Rec.dat ファイルはメンテナンス用の記録ファイルなので、計算が正常に終了した場合は消去してもよい。

2.5.5　飛散運動の計算結果格納用ファイル Rec.txt の内容と書式

飛来物の飛散中の諸特性が記録される。ファイルの中身とその書式を以下に示す。

＊ファイルの中身

```
□□Steps□UV-Rmax□UVW-Rmax□粒子No□内部No□到達数□除外数□in-X[m]□in-Y[m]□in-Z[m]□UV-Rmax□UVW-Rmax□UV-max□UVW-max□□□W-max□□□W-min□Acc-max□□H-Rmax□□D-Rmax
□□□□360□□□52.81□□□56.46□□□1323□□□1323□□□□□□1□□□□□□1□□□11.50□□138.00□□□40.00□□□□0.47□□□24.82□□□21.38□□□32.69□□□□0.00□□-24.81□□□□9.81□□□40.00□□□□0.63
□□□□360□□□52.81□□□56.46□□□1372□□□1372□□□□□□2□□□□□□2□□□17.25□□138.00□□□40.00□□□□0.44□□□24.81□□□21.41□□□32.70□□□□0.00□□-24.81□□□□9.81□□□40.00□□□□0.58
□□□□360□□□52.81□□□56.46□□□1421□□□1421□□□□□□3□□□□□□3□□□23.00□□138.00□□□40.00□□□□0.60□□□24.81□□□21.43□□□32.71□□□□0.00□□-24.80□□□□9.81□□□40.00□□□□0.62
・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
```

ここで［ □ ］は小文字のスペース 1 文字を表す。

- 1 行目はコメント文
- 2 行目以降には、地面に落下した飛来物の以下の 1 から 17 までの諸特性を、地面に落下した順に 1 行に記述。

1．飛来物が地面に落下した時点の飛散計算の繰り返し回数（半角文字 7 桁の自然数）
2．飛来物が地面に落下した時点までに計算を行った全ての飛来物の対地実効速度の最大値（[m/s]、半角文字 8 桁の実数）
3．飛来物が地面に落下した時点までに計算を行った全ての飛来物の対地水平速度の最大値（[m/s]、半角文字 8 桁の実数）
4．飛来物の投入番号（半角文字 7 桁の自然数）
5．飛来物の内部計算の総数（半角文字 7 桁の自然数）
6．地面に到達した飛来物の総数（[個]、半角文字 7 桁の自然数）
7．地面に到達した、および、領域外に出て除外した飛来物の総数（[個]、半角文字 7 桁の自然数）
8．投入位置（x、y、z 座標）（[m]、半角文字 8 桁の実数、注：渦中心と共に移動する座標系）
9．最大対地水平速度（[m/s]、半角文字 8 桁の実数）
10．最大対地実効速度（[m/s]、半角文字 8 桁の実数）
11．最大水平速度（[m/s]、半角文字 8 桁の実数、注：渦中心と共に移動する座標系）
12．最大実効速度（[m/s]、半角文字 8 桁の実数、注：渦中心と共に移動する座標系）
13．最大鉛直速度（[m/s]、半角文字 8 桁の実数）

14. 最小鉛直速度（[m/s]、半角文字８桁の実数）
15. 最大加速度（[m/s^2]、半角文字８桁の実数）
16. 最高高度（[m]、半角文字８桁の実数）
17. 放出点からの最大水平距離（[m]、半角文字８桁の実数）

ここで、８．投入位置、11. 最大水平速度、および、12. 最大実効速度だけは、地上の渦中心を原点 O（0[m],0[m],0[m]）とし、渦の進行方向を x 軸、鉛直上方を z 軸にとり、渦中心と共に一定速度（渦の移動速度）で移動する右手系の直角座標系から見た値。その他は、計算を開始した時点の地上の渦中心を原点 o（0[m],0[m],0[m]）とし、渦の進行方向を x 軸、鉛直上方を z 軸にとった、空間に固定された右手系の直角座標系で表される。x、y、z 軸方向風速成分をそれぞれ u、v、w とすると、最大対地実効速度は $\sqrt{u^2+v^2+w^2}$ で、最大対地水平速度は $\sqrt{u^2+v^2}$ で与えられる。

2.5.6　飛来物の最大速度の納用ファイル Stt.txt の内容と書式

計算結果から最も早い速度を持った飛来物の情報が出力される。

最大速度の納用ファイル Stt.txt の書式と、格納される変数を以下に説明する。

＊ファイルの中身

```
**□最大対地水平速度[m/s]□□□□□対地座標[m]□高度[m]□□□□□□対地速度成分[m/s]□□□□□加速度成分[m/s2]
□□□□Max_relative_UVmax□□□□□□□□□X□□□□□□□Y□□□□□□□Z□□□□□□□U□□□□□□□V□□□□□□□W□□□□□□Au□□□□□□Av□□□□□□Aw
□□□□□□□□□□□□□□□□53.84□□□□□□161.10□□-50.93□□□24.93□□□53.84□□□□0.83□□-12.88□□□-0.11□□□□6.62□□□-7.11
**********************************************************************************************
□**□最大対地実効速度[m/s]□□□□□対地座標[m]□高度[m]□□□□□□対地速度成分[m/s]□□□□□加速度成分[m/s2]
□□□□Max_relative_UVWmax□□□□□□□□X□□□□□□□Y□□□□□□□Z□□□□□□□U□□□□□□□V□□□□□□□W□□□□□□Au□□□□□□Av□□□□□□Aw
□□□□□□□□□□□□□□□□57.83□□□□□□126.97□□-43.85□□□-0.10□□□53.02□□□□4.51□□-22.66□□□-1.55□□□□0.23□□□-6.35
```

ここで [□] は小文字のスペース 1 文字を表す。

＊出力の意味と書式

・１，２，４，５，６行目はコメント文

・３行目に最大対地水平速度と、その値が生じた際の、位置、速度成分、加速度成分を出力する。
全ての値は、計算を開始した際の地上の渦中心を o（0[m],0[m],0[m]）とし、渦の進行方向を x 軸、鉛直上方を z 軸に取った、空間に固定された右手系の直角座標系で表される。
ここで、x、y、z 軸方向風速成分をそれぞれ u、v、w とすると、最大対地水平速度は $\sqrt{u^2+v^2}$ で与えられる。

・７行目に最大対地実効速度と、その値が生じた際の、位置、速度成分、加速度成分を出力する。
ここで、最大対地実効速度は $\sqrt{u^2+v^2+w^2}$ で与えられる。

【参考】Fortran プログラムでの出力書式は以下の通り

```
open(10,file='***_*********.Stt.txt',FORM='FORMATTED')
  write(10,'(a)') ' ** 最大対地水平速度[m/s]     対地座標[m] 高度[m]      対地速度成分[m/s]     加速度成分[m/s2]'
  write(10,'(a)') '    Max_relative_UVmax         X       Y       Z       U       V       W       Au      Av      Aw'
  write(10,'(a,f8.2,a,9f8.2)') '           ',Rec_vel_max(0,0),'    ',Rec_vel_max(0,1:9)
  write(10,'(a)') '**********************************************************************************************'
  write(10,'(a)') ' ** 最大対地実効速度[m/s]     対地座標[m] 高度[m]      対地速度成分[m/s]     加速度成分[m/s2]'
  write(10,'(a)') '    Max_relative_UVWmax        X       Y       Z       U       V       W       Au      Av      Aw'
  write(10,'(a,f8.2,a,9f8.2)') '           ',Rec_vel_max(1,0),'    ',Rec_vel_max(1,1:9)
close(10)
```

2.5.7　番号１の飛来物の飛散記録格納用 Trjct_No01.txt の内容と書式

番号１の飛来物の飛散記録（対地速度、対地座標、相対風速）が格納される。

飛行記録格納用ファイル Trjct_No01.txt の書式と、格納される変数を以下に説明する。

＊ファイルの中身

```
**□粒子 No.1□対地水平速度[m/s]□対地実効速度[m/s]□□□□□対地速度成分[m/s]□□□対地座標[m]□高度[m]□□□□□デブリとの相対風速[m/s]
□□step□time[s]□□□UVmax□□□□□□UV□□UVWmax□□□□□UVW□□□□□□□U□□□□□□□V□□□□□□□W□□□□□□□X□□□□□□□Y□□□□□□□Z□□□□□□□u□□□□□□□v□□□□□□□w
□□□□□1□□□□□0.0□□□□0.00□□□□0.00□□□□0.00□□□□0.00□□□□0.00□□□□0.00□□□□0.00□□-138.00□-138.00□□□40.00□□□32.72□□-11.71□□□□0.00
□□□□□2□□□□□0.0□□□□0.03□□□□0.03□□□□0.05□□□□0.05□□□□0.03□□□-0.01□□□-0.04□-138.00□-138.00□□□40.00□□□32.68□□-11.70□□□□0.04
□□□□62□□□□□0.5□□□□3.31□□□□3.31□□□□5.74□□□□5.74□□□□3.11□□□-1.13□□□-4.69□-137.17□-138.30□□□38.79□□□28.83□□-10.55□□□□4.69
□□□122□□□□□1.0□□□□5.97□□□□5.97□□□10.76□□□10.76□□□□5.61□□□-2.05□□□-8.95□-134.97□-139.10□□□35.36□□□25.75□□□-9.57□□□□8.95
□□□182□□□□□1.5□□□□8.24□□□□8.24□□□15.29□□□15.29□□□□7.73□□□-2.84□□-12.88□-131.63□-140.32□□□29.90□□□23.20□□□-8.71□□□12.88
□□□183□□□□□1.5□□□□8.27□□□□8.27□□□15.36□□□15.36□□□□7.77□□□-2.85□□-12.94□-131.57□-140.35□□□29.79□□□23.16□□□-8.69□□□12.94
・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
```

ここで［ □ ］は小文字のスペース１文字を表す。

＊変数の意味と書式

- １,２行目はコメント文
- ３行目以降には、地面に落下するまでの飛来物の運動に関して、以下の内容 1 から 15 までの値を１行に記述。計算条件表示・編集エリアの制御変数“計算結果の出力間隔”に近い積分１ステップ当たりの時間の倍数の値ごとに出力される。

１．飛散計算の繰り返し数（半角文字 6 桁の自然数）
２．経過時間（[s]、半角文字 8 桁の実数）
３．対地水平速度（[m/s]、半角文字 8 桁の実数）
４．水平速度（[m/s]、半角文字 8 桁の実数、注：渦中心と共に移動する座標系）
５．対地実効速度（[m/s]、半角文字 8 桁の実数）
６．実効速度（[m/s]、半角文字 8 桁の実数、注：渦中心と共に移動する座標系）
７．対地速度 *x* 軸方向成分（[m/s]、半角文字 8 桁の実数）
８．対地速度 *y* 軸方向成分（[m/s]、半角文字 8 桁の実数）
９．対地速度 *z* 軸方向成分（[m/s]、半角文字 8 桁の実数）
10. *x* 座標（[m]、半角文字 8 桁の実数）
11. *y* 座標（[m]、半角文字 8 桁の実数）
12. 高度 *z*（[m]、半角文字 8 桁の実数）
13,14,15. デブリと周囲の風の相対風速 x、y、z 軸成分（[m/s]、半角文字 8 桁の実数）

ここで、４．水平速度、および、６．実効速度だけは、地上の渦中心を原点 O（0[m],0[m],0[m]）とし、渦の進行方向を *x* 軸、鉛直上方を *z* 軸にとり、渦中心と共に一定速度（渦の移動速度）で移動する右手系の直角座標系から見た値。その他は、計算を開始した時点の地上の渦中心を原点

o（0[m],0[m],0[m]）とし、渦の進行方向を x 軸、鉛直上方を z 軸にとった、空間に固定された右手系の直角座標系で表される。x、y、z 軸方向風速成分をそれぞれ u、v、w とすると、最大対地実効速度は $\sqrt{u^2+v^2+w^2}$ で、最大対地水平速度は $\sqrt{u^2+v^2}$ で与えられる。

【参考】Fortran プログラムでの出力書式は以下の通り

```
write(27,'(i6,f8.3,30f8.2)') Nstp_ND &
                ,(Time_now_ND-dt_FD_ND)*PjcT_FD_FS &
                ,UVV_Rma_FD(m)*PjcU_FD_FS &
                ,chk_UVV*PjcU_FD_FS &
                ,UVW_Rma_FD(m)*PjcU_FD_FS &
                ,chk_UVW*PjcU_FD_FS &
                ,Vlc_FD(1,m)*PjcU_FD_FS+Tv_FS &
                ,Vlc_FD(2:3,m)*PjcU_FD_FS &
                ,Xyz_FD(1,m)*PjcX_FD_FS+Tv_FS*(Time_now_ND-dt_FD_ND)*PjcT_FD_FS &
                ,Xyz_FD(2:3,m)*PjcX_FD_FS &
                ,(UVW_ND(1:3)-Vlc_FD(1:3,m))*PjcU_FD_FS
```

参考文献

2.1 立川正夫・福山雅弘（1980）：平板の空力特性と飛散の性状について，第６回風工学シンポジウム論文集，pp.231-238.

2.2 J. D. Holmes, C. J. Baker, Y. Tamura : Short note Tachikawa number: A proposal, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, Vol.94, pp.41-47, 2006.

2.3 Simiu, Emil, and Robert H. Scanlan, Wind Effects on Structures: Fundamentals and Applications to Design, 3rd Edition, John Wiley &Sons, Hoboken, NJ, August 1996.

2.4 E. Simiu and M.Cordes : Tornado-Borne Missile Speeds, NBSIR 76-1050, Inited States Nuclear Regulatory Commission, 1976.4.

2.5 Maruyama T.: Simulation of flying debris using a numerically generated tornado-like vortex, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics. vol.99(4), pp.249-256, 2011.4.