

強風による建物疲労被害低減に向けた設計法と脆弱性モデルの提案

Design method and fragility model of building components subjected to wind-related fatigue damage

大阪市立大学大学院工学研究科都市系専攻 准教授 ガヴァンスキ江梨

(研究計画ないし研究手法の概略)

研究目的

本研究の目的は、様々な種類の低層建物（住宅、商業建物、工場など）に使用される金属屋根のより適切な疲労破壊に対する設計法の提案とリスク評価である。具体的には繰り返し荷重を用いた疲労実験による耐力評価、台風通過に伴って屋根に作用する風圧時刻歴の不確定性を考慮した疲労に対する設計用荷重評価、これらを用いた疲労設計法の提案、そして台風通過に伴う金属屋根のフラジリティ（脆弱性）モデルの作成と日本各地におけるリスク（被害額など）評価を行うことである。

近年、我が国では台風や竜巻といった強風災害の頻度が増しており、温暖化の影響を受け、大型台風の発生頻度が増加するものと予想されている。強風災害の場合、屋根や壁が破壊するといった構造部材の破壊よりも屋根瓦や窓ガラスといった外装材の被害は非常に顕著である。外装材被害の中でも、特に大きな風圧が作用する屋根面での金属屋根被害が顕著である。金属屋根はこれまで工場や商業建物で主に使用されていたが、2011年東日本大震災後、瓦屋根に代わって一般住宅でも使用が広がり、この適切な設計法の確立、そして老朽化の進む工場・商業建物のリスク評価は急務である。

被害調査の結果、金属屋根破損（特に留め具との接合部）の原因の多くは繰り返し荷重による疲労であることが知られており、この破壊原因は荷重・耐力の両方が必ずしも適切に算定されていないためである。特に設計荷重においては、現基準では1つの強風イベント供用期間中に作用する最大風力を風荷重と設定しており、最大風力以外の風力レベルや継続時間も考慮する必要がある疲労設計に現基準値を用いることは不適切である。つまり金属屋根を含む外装材に対する適切な疲労設計法は存在していない。

以上のような学術的背景に基づき、本研究では金属屋根の疲労強度、そして金属屋根に作用する風荷重の算定の両方を実験的手法により行う。そして風荷重に関しては、既往の研究等で一般的に行われているレインフロー法を用いて、取得した風圧時刻歴に基づき作用風圧の相対頻度分布を求めるだけでなく、実際に発生した台風の風速・風向時刻歴情報と風洞実験で得られた風圧時刻歴情報を組み合わせることで「デザイン台風」²⁾を作成する。これを用いることで台風移動に伴う風圧変化や台風作用時間を時刻歴に沿って考慮した、疲労設計で用いるべき設計用風荷重の算定を行う。そして金属屋根の疲労強度とデザイン台風からの風荷重情報を用いて、疲労設計法の提案を行う。一方でより具体的に金属屋根疲労被害の重要度を一般の方にも提示するため、金属屋根のフラジリティモデル（風速と破壊確率の関係図）を作成し、結果の具現化に努める。

研究手法

本研究は以下の手順に従って実施する。

1. 金属屋根の疲労に対する耐力評価
2. 低層建物屋根に作用する風荷重評価
3. 2で取得した風荷重時刻歴より、様々な風圧レベルや継続時間を考慮した、疲労設計用荷重の算定
4. 強風下での疲労破壊に対する、設計法の提案と金属屋根のフラジリティ（脆弱性）モデルの提案

今回対象とする低層建物は、金属屋根がより広く使用されている工場・商業建物とする。1に関して

は過去に強風で被害を受けた金属屋根建物の文献調査等を行い、より頻繁に被害を受けている種類とその留め具を特定する。その留め具に対して、様々な風圧レベルの繰り返し荷重を載荷することで疲労耐力を算定し、破壊に至るまでの性状を把握する。2に関しては、片流れ・切妻屋根を屋根傾き方向に連ねたマルチスパン屋根を有する模型を用いた風洞実験を行う。工場・商業建物としては近年、陸屋根の普及が進んでいるが、老朽化が進んでいると考えられる既往の工場・商業建物はマルチスパン屋根を有していることが多く、かつ、国内においてこれまで研究検討された様子はないためマルチスパン屋根に作用する風荷重の情報自体が欠落している。3に関しては、2で測定した風圧係数時刻歴と実測に基づく風速・風向データを用いて疑似的な台風（デザイン台風）の風圧時刻歴を作成し、これを用いて台風通過時の各風圧レベルとその発現頻度について統計的な考察を行い、疲労に対する風荷重の算定・提案を行う。4に関してはある工場・商業建物を想定し、1と3で得られた結果を用いてより適切な疲労破壊に対する設計法を提案する。更にモンテカルロシミュレーションを行い、想定建物の金属屋根破壊確率と風荷重の関係性を表す脆弱性モデルを作成する。これにより具体的な被害イメージを具現化し、さらにコストモデルや風荷重ハザードモデルなどと組み合わせることで、国内の特定地域におけるリスク（被害額等）の計算などを可能とする。

（実験調査によって得られた新しい知見）

今年度は上記の研究手法における手順2の低層建物に作用する風荷重評価を行った。今回対象としたマルチスパン屋根を有する低層建物の風荷重評価に関しては、既往文献調査を進める中で、日本建築学会・建築物風荷重指針³⁾（以下「荷重指針」と称する）にて設計値が掲載されていないことが判明し、既往研究間でも結果にばらつきが大きく、かつ、風荷重に影響を及ぼすと考えられる建物形状パラメータ（屋根形状・勾配、建物幅・長さ・高さ、スパン数）が多く存在することが分かった。加えて実験を行っている段階でアメリカ設計荷重規格ASCE7⁴⁾の次の改定においてマルチスパン屋根に対する設計値が対象となること知り、充実した最新情報を提供するため、当初予定していたよりも多くの時間を実験と考察に費やすことにした。

風洞実験概要

実験模型：屋根勾配 β が5°、10°、20°、30°、45°の片流れ屋根を有する建物模型（幾何学的縮尺は1/100、建物模型の幅・奥行き・軒高さはそれぞれ100mm、300mm、100mmである）に対し、屋根面には248点（図1）、壁面には $\beta=5^\circ、10^\circ、20^\circ、30^\circ、45^\circ$ の模型それぞれに14点、28点、42点、42点、56点の圧力測定孔を設け、これを「測定模型」と称する。この測定模型に加えて、圧力測定孔を有さない「ダミー模型」を組み合わせることで、マルチスパン屋根を再現する。また切妻屋根模型は測定模型と片流れ屋根のダミー模型を合わせて切妻屋根模型として実験を行う。本研究では屋根種類（切妻、片流れ）、屋根勾配（5°、10°、20°、30°、45°）、スパン数（1-5）をパラメータとするため、約150パターン of 測定模型とダミー模型の組み合わせに関して測定を行う。図2はスパン数4の切妻屋根模型を示す。

測定風向は、建物対称性を考慮し、0°から180°とする。風向の定義、そして屋根スパン名の定義を図3に示す。片流れ屋根、切妻屋根共に風向 $\theta=0^\circ$ 時に最も風上側をスパンAとし、そこから風下側に向かってスパンB、スパンC、スパンD、スパンEとする。

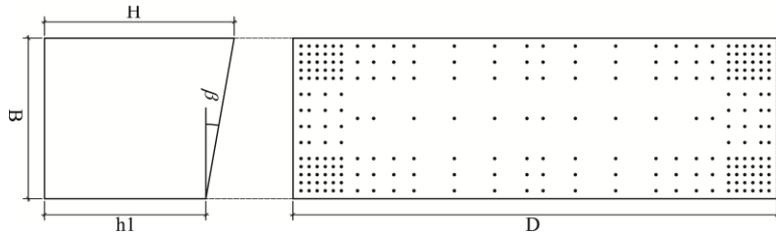


図1: 模型屋根面圧力測定孔配置図

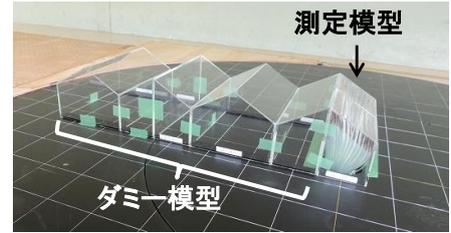


図2: 切妻屋根を有する4スパンのマルチスパン屋根建物

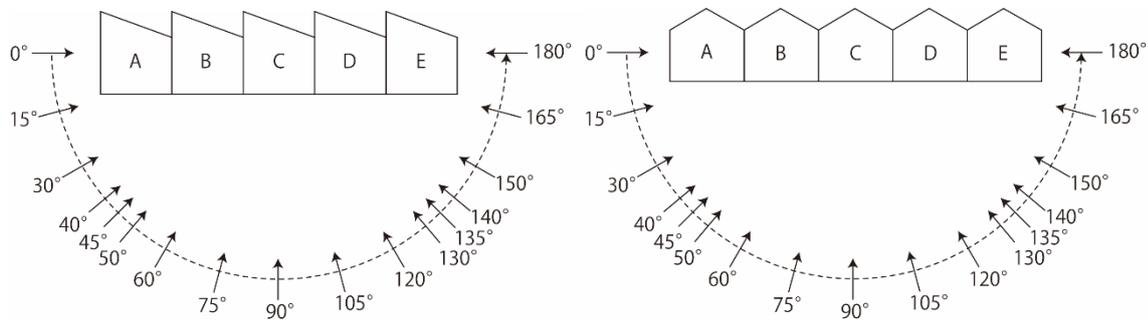


図3: 風向と建物スパン名の定義

実験気流：本実験は京都大学防災研究所が所有する境界層風洞実験施設で行った。今回の実験では荷重指針にて規定されている粗度区分II（高さ数mから10m程度の障害物が散在している地域、田園地帯）を再現した。高さ690mmにおける平均風速と乱れの強さのプロファイルと、そして荷重指針に示されているこれらの基準値を併せて図4左に示す。これらの対応より、粗度区分IIが再現されていることがわかる。また高さ100 mmにおける変動風速のパワー密度とカルマン型スペクトルを比較したものを図4右に示す。本実験の風速の変動のパワースペクトルはカルマン型スペクトルに概ね一致しており、自然風を再現できているものとする。

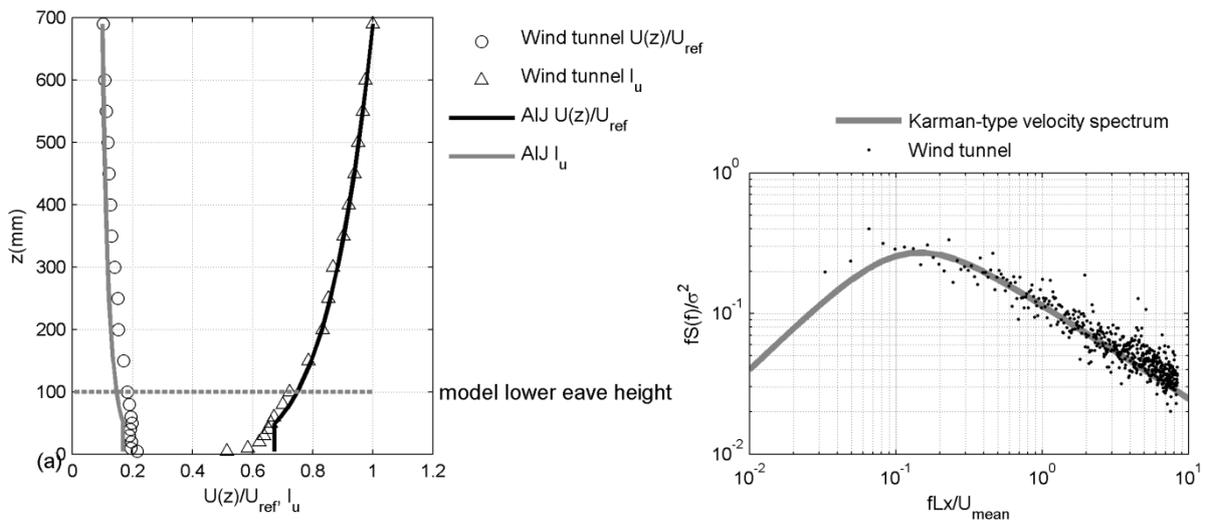


図4: 風洞実験で再現した（左）平均風速と乱れの強さのプロファイル、（右）パワースペクトル

風圧測定：建物模型表面で測定された風圧は高さ690 mmで測定した平均風速から求めた速度圧を用いて風圧係数に変換され、測定用PCに記録された。この風圧係数を図4左に示した風速のプロファイルを用いて、屋根頂部高さで基準化された風圧係数に変換し、これを以後の考察において用いることとする。

風圧測定はサンプリング周波数200Hzで120秒間、基本風速9m/sの状態で行われた。荷重指針に基づき仮定された基本風速が36m/sであるため、風速の縮尺率は1/4となり、これと模型の幾何学的縮尺率1/100と合わせると時間の縮尺率は1/25となる。よって測定時間120秒間は実時間換算で10分間に相当する24秒を5セット取得したことになる。

実験結果・考察

2018年4月時点では屋根勾配5°、10°、30°の場合のデータ解析が終了しているため、これらの結果のみ報告する。

各パラメータ(屋根形状、勾配、スパン数)の影響

屋根形状、勾配、スパン数の変化による屋根面での風圧の変化を評価するため、屋根勾配毎に屋根面の負のピーク風圧係数 \check{C}_p (実時間10分における風圧係数の最小値を5つ求め、アンサンブル平均したもの)の分布を図5に示す。特にシングルスパンとマルチスパンの間で傾向が異なり、かつスパン数2-5では分布に大きな差はないため、スパン数1、4の結果のみ提示する。

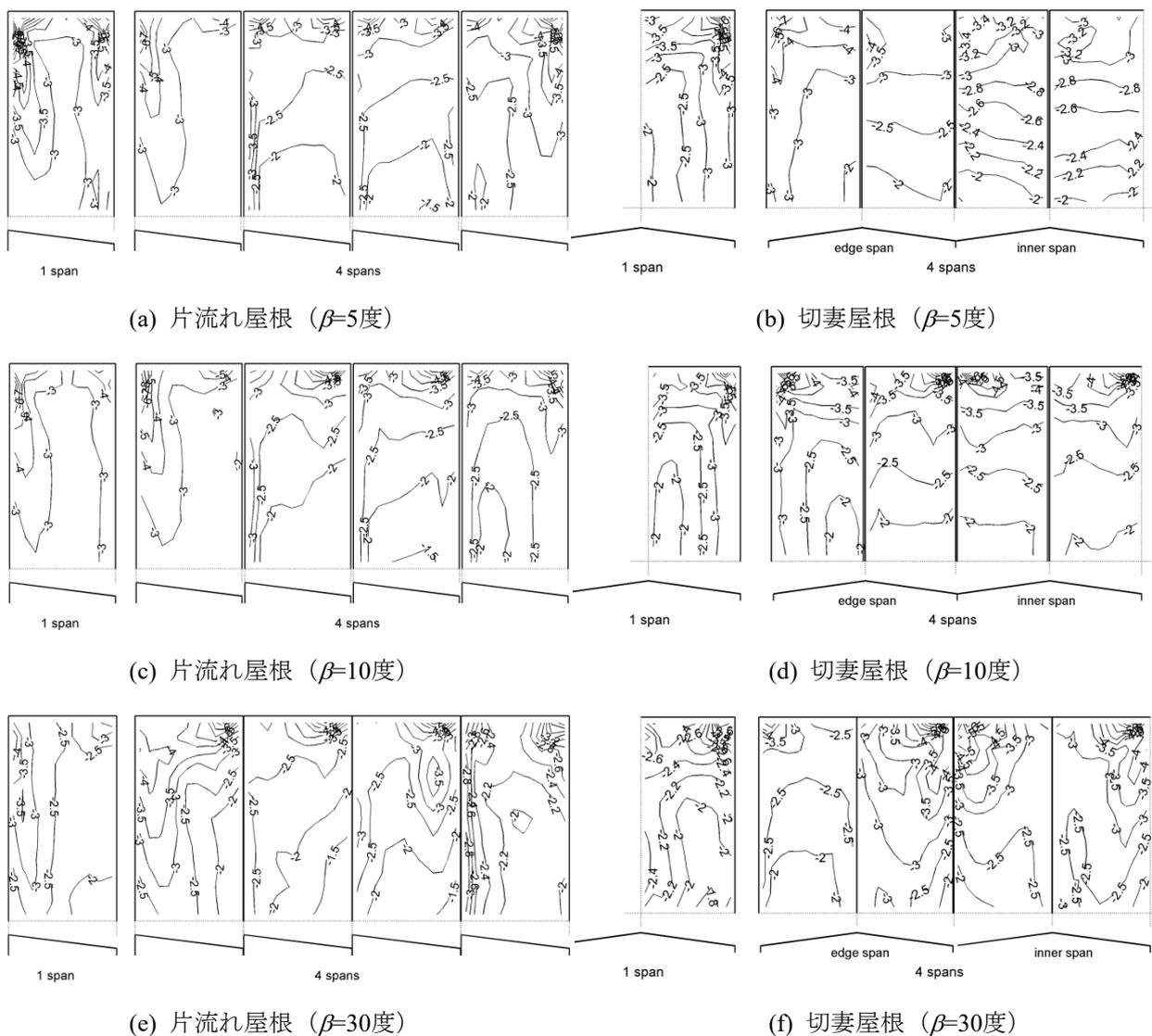


図5：全風向中における最もクリティカルな負の屋根面風圧係数 \check{C}_p 分布

片流れ屋根では既往研究と同様、屋根勾配に関わらず、シングルスパン時は、スパンAのHC(定義は図6を参照)で(絶対値が)最大の \check{C}_p が発生している。 \check{C}_p の大きさ自体はシングルスパン時の最大負圧

よりも小さいが、マルチスパンのスパンB以降ではHCとLCの両方において比較的大きな \check{C}_p が発生する。その大きさは低勾配屋根においてはHCとLCの \check{C}_p の大きさにあまり変わりはないが、屋根勾配が大きくなるとLCでの \check{C}_p の方が、HCでの \check{C}_p よりも大きくなる。また、HC、LC以外の領域においてはスパン数・屋根勾配に関わらず、似たような \check{C}_p を受けているが、HC、LCにおける \check{C}_p の大きさは、低勾配屋根($\beta=5^\circ$ 、 10°)の方が急勾配屋根($\beta=30^\circ$)の \check{C}_p に比べて、スパン数に関わらず大きい。その他の屋根勾配の影響として、 $\beta=30^\circ$ 時には中間スパンにおけるTCで大きい負圧の領域が拡大していることが分かる。

切妻屋根ではシングルスパンにおいて全やね勾配でTCに最大の \check{C}_p が発生する。しかし、低勾配($\beta=5^\circ$ 、 10°)と比較して急勾配($\beta=30^\circ$)では屋根面端部で \check{C}_p が小さくなる。マルチスパンでは $\beta=5^\circ$ 、 10° において最端の屋根面(例えば風向 0° 時における最も風上側のスパンA)ではシングルスパンと同様にTCで最大の \check{C}_p が発生し、そのTCにおける負圧は $\beta=5^\circ$ から $\beta=30^\circ$ にかけて小さくなる。一方、最端の屋根面以外では屋根勾配が大きくなるにつれて、TCに加えてSE、RCでも大きな \check{C}_p が発生するようになり、その大きさは屋根勾配と共に大きくなる。これらの結果、屋根勾配が小さい場合はシングルスパンやマルチスパン時の最端屋根面で発生する \check{C}_p が最大であったが、屋根勾配が大きい場合はマルチスパンにおける中間スパンにおいて最大の \check{C}_p が発生している。

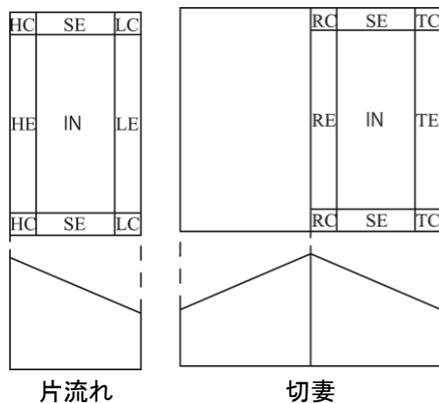


図6: 屋根面の領域名称

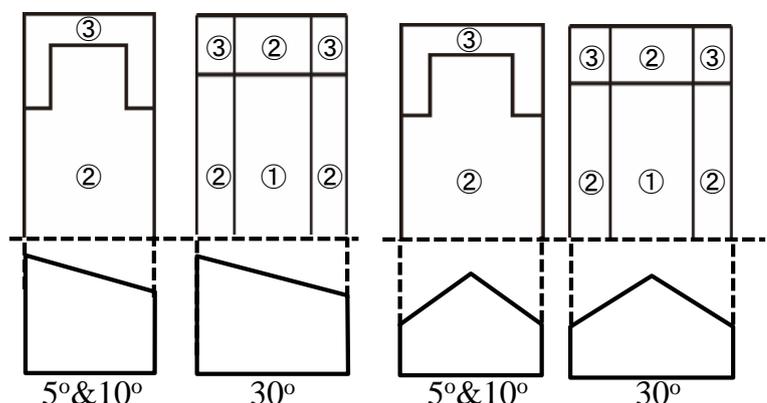


図7: ASCE7における屋根面の領域分け

ASCE7-16との比較

ASCE7-16に従って屋根面を領域分けした一例を図7に示す。表1は屋根面領域において本研究とASCE7-16との負のピーク風圧係数の比較を示す。表1における片流れ屋根 $\beta=30^\circ$ の領域3ではスパンによってASCE値が異なるため、スパンごとに比較を行っている。また本研究結果は文献5に従い、ASCE7-16に合わせて屋根平均高さ、平均化時間3秒、粗度区分が対数則で $z_0=0.03\text{m}$ に対応するOpen countryに基準化されている。網掛け部分はASCEが過小評価している場合を指す。

片流れ・切妻屋根共に $\beta=5^\circ$ 、 10° の比較的大きな負圧が発生する領域3において、ASCE7値は大きく過小評価している。更に、 $\beta=30^\circ$ の片流れ屋根の領域1、2においては、スパン数に関わらずASCE7値と本研究の結果の対応は良い。しかし領域3では、対象スパン位置に関わらずASCE7の値は一定となっているため、屋根面Aの領域3の場合はスパン数が小さいほどASCE7値が過大に評価しており、屋根面B-Eの領域3では逆にスパン数が大きいほどASCE7値が大きく過小評価している。よって急勾配屋根においては、スパン数増加による負のピーク風圧係数の増加を考慮する必要があると考えられる。またASCE7は低勾配屋根の場合はスパン数の違いによらず設計値を与えているが、本研究の考察からは高勾配屋根同様、大きな負圧の発生する領域3においてはスパン数の違いを反映させるべきであると考えられる。

$\beta=30^\circ$ の切妻屋根では全領域においてASCE7は大きく過小評価しており、 $\beta=5^\circ$ 、 10° でも領域3において

はASCE7が過小評価している。切妻屋根の場合、屋根勾配の違いによる負圧の大きさの差は顕著であり、大きな負圧の発生する領域も3と固定されているが、どの屋根面でこの大きな負圧が発生するかはスパン数・屋根勾配の両方の影響を受けているため、片流れ屋根と異なり、領域3に対してスパンごとに設計値を提案していない手法は妥当であると考えられる。

表 1：ASCE7と本研究から得られた外装材設計用風圧係数の比較

スパン数		片流れ						切妻			
		1		2		3-5		β	領域	本研究	ASCE7
β	領域	本研究	ASCE7	本研究	ASCE7	本研究	ASCE7	β	領域	本研究	ASCE7
5°	2	-2.1	-2.3					5°	2	-2.2	-2.3
	3	-4.4	-3.2						3	-4.1	-3.2
10°	2	-2.3	-2.3					10°	2	-2.1	-2.3
	3	-4.7	-3.2						3	-3.8	-3.2
30°	1	-2.2	-2.2	-2.3	-2.2	-1.6	-2.2	30°	1	-2.9	-1.6
	2	-2.4	-3.2	-3.5	-3.2	-3.1	-3.2		2	-4.1	-2.2
	3(A)	-2.6	-4.1	-3.8	-4.1	-4.0	-4.1		3	-4.0	-2.7
	3(B-E)	N/A	-2.6	-2.3	-2.6	-3.3	-2.6				

まとめ

風洞実験を行い、屋根形状、屋根勾配、スパン数がマルチスパン屋根面に作用する負の風圧係数に与える影響把握とアメリカ設計基準値ASCE7-16との比較を行った。その結果、パラメータの影響に関しては必ずしも既往研究と対応しているわけではなかった。屋根形状の違いと低勾配屋根(5°, 10°)と高勾配屋根(30°)との違い、シングルスパン(スパン1)とマルチスパン(スパン2-5)との違いで屋根面に作用する負圧の性状は大きく異なることが分かった。ASCE7との比較においては、現設計値が過小評価している場合が多々あり、片流れ屋根においてはスパン数が異なる場合はせめてシングルスパンかマルチスパンとで屋根勾配に関わらず、別の設計値を用意すべきであると考えられる。

今後は屋根勾配20°と45°の風洞実験・データ解析を進め、同様の解析を行い、ASCE7との比較を異なる面平均値においてもを行い、研究手法の第2ステップを終える。上記の実験・解析と同時に第1ステップの耐力算定もを行い、これらの結果を踏まえて研究手法の第3、4ステップへと進む予定である。

参考文献

1. Nishijima, K., Maruyama, T., Graf, M. (2012). "A preliminary impact assessment of typhoon wind risk of residential buildings in Japan under future climate change." Hydrological Research Letters 6, 23-28.
2. Jancauskas, E.D., Mehendran, M., Walker, G.R. (1994). "Computer simulation of the fatigue behaviour of roof cladding during the passage of a tropical cyclone." J. Wind. Eng. Ind. Aerodyn., 51, 215-227.
3. 日本建築学会 (2015). 建築物荷重指針・同解説.
4. ASCE (2017). Minimum Design Loads For Buildings and Other Structures, ASCE7-16, ASCE
5. St. Pierre, L.M., Kopp, G.A., Surry, D., and Ho, T.C.E., (2005). "The UWO contribution to the NIST aerodynamic database for wind loads on low buildings: Part 2. Comparison of data with wind load provisions." J. Wind. Eng. Ind. Aerodyn., 93(1), 31-59.

(発表論文)

なし