



乾燥を考慮したコンクリートの凍害劣化予測手法と 利用に関する研究

メタデータ	言語: jpn 出版者: 公開日: 2022-06-30 キーワード (Ja): キーワード (En): 作成者: 野口, 巧巳 メールアドレス: 所属:
URL	https://doi.org/10.15118/00010864

乾燥を考慮した
コンクリートの凍害劣化予測手法と
利用に関する研究

Study on Method and Application for Predicting Frost Damage of Concrete
Considering Drying Conditions

2021 年

野口 巧巳

目次

第1章 序論.....	1
1.1 研究背景および目的.....	1
1.2 コンクリートの凍害と凍害に関わる指針.....	2
1.2.1 凍害のメカニズム.....	2
1.2.2 実構造物における凍害劣化事例.....	4
1.2.3 凍害環境下のコンクリートに対する施工・維持管理指針.....	7
1.3 本論文の構成および概要.....	9
【参考文献】.....	11
第2章 凍害環境評価に関する既往研究.....	13
2.1 はじめに.....	13
2.2 耐凍害性評価と凍害環境の地域性評価.....	13
2.2.1 凍結融解抵抗性の評価試験方法.....	13
2.2.2 凍害環境の地域性評価・予測手法.....	15
2.3 経年による耐凍害性変化.....	23
2.3.1 耐凍害性と細孔構造の関係.....	23
2.3.2 耐凍害性の変化とその予測.....	24
【参考文献】.....	29
第3章 乾燥による細孔構造変化を考慮した凍害劣化予測計算手法の確立.....	31
3.1 はじめに.....	31
3.2 相対動弾性係数低下率と区間細孔量との関係.....	32
3.2.1 相対動弾性係数低下率算出時の問題.....	32
3.2.2 解析データ.....	33
3.2.3 分析結果.....	40
3.3 温湿度時間積と40-2000nm細孔量変化率の関係.....	43
3.3.1 温湿度時間積の課題.....	43
3.3.2 解析データ.....	44
3.3.3 分析結果.....	46
3.4 相対動弾性係数予測式の作成.....	47
3.5 劣化予測結果の整合性.....	50
3.5.1 凍結融解抵抗性に関する曝露試験の文献調査.....	50
3.5.2 曝露試験結果と劣化予測手法における予測結果との比較.....	53
3.6 まとめ.....	57
【参考文献】.....	58
第4章 乾燥を考慮した凍害劣化予測計算手法を用いた凍害環境地域性評価.....	61

4.1	はじめに	61
4.2	凍害環境の地域性評価方法	62
4.3	使用する気象データに関する検討	63
4.3.1	気象データの種類	63
4.3.2	時間間隔の検討	66
4.3.3	平滑化・統計処理の影響	69
4.4	気候変動による凍害環境の変化	73
4.4.1	計算条件	73
4.4.2	温度特性の変化	73
4.4.3	凍害危険度の変化	75
4.4.4	FDEL-AE による凍害環境の変化	76
4.5	凍害環境の地域性評価	79
4.5.1	日本国内における凍害環境の地域性評価	79
4.5.2	国際的な凍害環境の地域性評価	83
4.6	まとめ	94
	【参考文献】	95
第5章	乾燥を考慮した凍害劣化予測の活用方法	97
5.1	はじめに	97
5.2	LightGBM を用いた JIS A 1148 A 法試験結果の推定	98
5.2.1	試験結果推定モデルの作成	98
5.2.2	予測精度・汎用性の検討	110
5.3	乾燥を考慮した凍害劣化予測手法の活用例	122
5.4	まとめ	128
	【参考文献】	129
第6章	結論	130
	関連発表論文	133
	謝辞	134

第 1 章

序論

第1章 序論

1.1 研究背景および目的

コンクリートの凍害は、寒冷地において生じる劣化現象であり、強度の低下や美観の悪化を伴う重大な劣化現象の一つである。この凍害はコンクリートの細孔内の水分が凍結融解を繰り返すことにより、繰り返し膨張圧が発生し、コンクリート内部や表層が破壊される現象であり、実構造物に対しては亀甲状ひび割れや崩壊、剥離、スケーリング、ポップアウトといった形で現れる。コンクリートの耐凍害性は JIS A 1148 を始めとした実験室による促進凍結融解試験によって評価するのが一般的である。それに対して、実構造物における凍害は気温や日射といった気象要素やコンクリートの含水状態によって発生確率が左右されるため、地域によって凍害の生じやすさが異なっている。そのため、コンクリート構造物の長寿命化・維持管理の観点から凍害環境の評価と、凍害環境と評価される地域では適切な凍害対策が重要である。

建築工事標準仕様書・同解説書 JASS 5 鉄筋コンクリート工事^{1.1)}では、「寒冷地に建設する建築物の激しい凍結融解作用を受ける部分に使用するコンクリートに適用する」事項として「凍結融解作用を受けるコンクリート」が定められており、凍結融解作用の強さ(その建物の建つ地域の気象条件、コンクリートの使用される部位、コンクリートの含水条件など)の判断基準として凍害危険度^{1.2)}や ASTM 相当サイクル数^{1.3)}などが紹介されている。中でも凍害危険度は日本全国の分布図が作成されており、JASS 5 を始めとした様々な指針において凍害環境の地域性を判断する基準となっている。また、コンクリート構造物の長寿命化のためには劣化程度の予測が重要である。凍害劣化に対する予測手法の一つとして、鉄筋コンクリート構造物の耐久設計施工指針・同解説^{1.4)}には ASTM 相当サイクル数による耐用年数の算出^{1.3)}が採用されている。他の内部損傷の予測手法としては、基準化凍結融解サイクル^{1.5)}や凍害指標値^{1.6)}といった数々の指標が提案されている。

一方で、浜らは 7～12 年間の屋外曝露試験から、低水セメント比のコンクリートでは曝露後の耐凍害性が大きく低下することを示し^{1.7), 1.8)}、それに対して青野らはセメントペーストによる実験で、高温での乾湿繰り返しおよび乾燥を受けることで耐凍害性が低下することを確認するとともに、²⁹Si-NMR による分析から乾燥の影響によりシリケートアニオン鎖の縮重合が進行して C-S-H のナノ構造が変化し、細孔が粗大化することを示した。その上で、乾燥による耐凍害性低下の原因を鎌田らの研究^{1.9)}に基づいて直径 40～2000nm 細孔量が増加することで説明している^{1.10), 1.11), 1.12)}。これらの検討から、実環境下において乾燥を受ける環境に晒されるコンクリート構造物では、経年によりポテンシャルとしての耐凍害性が低下すると考えられる。しかしながら、ASTM 相当サイクル数を始めとした既往の凍害劣化予測手法はコンクリートの性能としての耐凍害性には変化がないものとして扱われており、乾燥の影響を考慮した劣化予測手法の確立が必要である。さらに、乾燥の程度に関しても凍結融解作用と同様に気象条件によって左右されるものであり、凍害環境の地域性評価の際に乾燥の地域性も含めた評価が必要である。

このような背景から、本研究室では実験室実験と国内 3 地域での曝露試験により、夏期を想定した乾燥温度と期間が直径 40～2000nm 細孔量の変化に及ぼす影響を表す指標として温度時間積を提案し^{1.13)}、さらにそれを発展させる形で、湿度の影響を追加した温湿度時間積を提案すること

により、乾燥条件から直径 40～2000nm 細孔量の予測を可能としている^{1.14)}。以上のことを踏まえ、本研究では、凍害環境を評価する指標として ASTM 相当サイクル数を発展させる形で、乾燥による細孔構造の粗大化に起因する耐凍害性低下の影響を考慮した凍害劣化予測手法と、その手法を用いた凍害環境の地域性の評価手法および地域性評価・劣化予測手法の活用方法について提案することを目的とする。

1.2 コンクリートの凍害と凍害に関わる指針

1.2.1 凍害のメカニズム

1) 水圧説

Powers は、コンクリートへの空気の導入がコンクリートの凍害を防止する機構として水圧説を提案した^{1.15)}。コンクリート中の水分は表面部から内部という順に凍結するため、コンクリート中の水分が凍結すると、表層部は凍結水によってシールされる。また、水は凍結すると約 9%の体積膨張を生じるため、その体積膨張により未凍結水が硬化セメントペーストの細孔組織中を移動する。硬化セメントペースト中の細孔組織は緻密であるため、水分の移動時には粘性抵抗が生じ、コンクリートの陶酔係数を用いた式 1.1 に示す Darcy 則によって水圧の勾配が形成される。生じた水圧がコンクリートの破壊強度を上回ればひび割れを誘発し、破壊に至る。一方、気泡の導入は未凍結水の移動による圧力の緩和の働きを持つ。

$$Q = k \times \frac{H}{L} \quad \text{式 (1.1)}$$

ここで、

Q : 透水速度

k : コンクリートの透水係数

H : 層の水圧の勾配

L : 層の厚み

この Powers の水圧説は、現在でも凍害に関する最も基本的な理論として扱われているものの、細孔構造の違いによる融点降下は考慮されていない。

2) 融点降下理論

鎌田は Powers の水圧説^{1.15)}を基に、硬化セメントペーストの微細構造をゲル孔、毛細管空隙、気泡からなる広範囲におよぶ細孔径を有する空隙構造として捉え、細孔内の水が細孔径に依存して凍結するという融点降下を考慮した理論を提案した^{1.16)}。また、細孔径分布と耐凍害性の関係について、W/C が 0.4～0.6 の硬化セメントペーストおよびコンクリートにおける実験結果について統計的な解析を行い、-18℃ までの凍結温度においては細孔半径 178～10000 Å (直径約 40～2000nm) の範囲の細孔量が多いほど耐凍害性が低下することを示した^{1.9)}。

3) 過冷却水の凍結を考慮した凍害機構

桂らは、Powers の水圧説^{1.15)}と鎌田の細孔構造による融点降下を考慮した凍害理論^{1.16)}を基にして、凍害過程による過冷却水の存在を考慮した凍害機構を提案した^{1.17), 1.18)}。この理論は、過冷却水が凍結する際の氷の成長速度は極めて速く、その体積膨張により急速な未凍結水の移動が生じ、その移動による圧力がコンクリートの引張強度を超えると組織が破壊されるとする理論である。また、その際に生じる圧力は式 1.2 で表すことができるとしている。

$$P_1 = \frac{8\eta Gl}{n\pi r^4} \quad \text{式 (1.2)}$$

ここで、

P_1 : 不凍水圧[N/m²]

η : 液体の粘性係数[Ns/m²]

G : 流速[m³/s]

l : 凍結点と気泡の距離[m]

r : 毛細管空隙の半径[m]

n : 気泡へつながる半径 r と長さ l の毛細管空隙の本数

この理論は、コンクリート中に存在する水分による凍結過程における凍害劣化機構を説明するものではあるが、凍結融解繰り返しや、外部からの水分移動の影響は考慮されていない。

4) 限界飽水度説

Fagerlund は、コンクリートには凍害を引き起こす飽水度の上限値 (Degree of saturation; 限界飽水度) が存在するとした限界飽水度説を提案した^{1.19)}。飽水度は、式 1.3 で定義され、耐凍害性は式 1.4 に示すように、限界飽水度と実施の飽水度との差から定義される。

$$S = \frac{V_w}{V_p} \quad \text{式 (1.3)}$$

$$F = S_{CR} - S_{ACT} \quad \text{式 (1.4)}$$

ここで、

S : 飽水度

V_w : 105°C で脱水可能な吸水量

V_p : 全空隙量(エントレインドエアも含む)

F : 耐凍害性

S_{CR} : 限界飽水度

S_{ACT} : 実施の飽水度

限界飽水度 S_{CR} は、そのコンクリート特有の値を持ち、これを越えた吸水状態に至ると、コンクリートは凍害劣化を引き起こす。一方、 S_{CR} より小さい吸水状態のコンクリートは凍結融解作用を受けても、凍害劣化を生じない。

5) 変形挙動の数理モデル

三橋らは、凍結過程に伴い生じるコンクリートの変形挙動について、熱力学的並行条件を考慮した数理モデルを提案した^{1.20)}。凍結過程での変形挙動は、より小さな空隙内の未凍結水の移動による凍結収縮と、より大きな空隙内の凍結圧による膨張と、温度変化による熱変形の総合として表されるとしている。また、空隙内の凍結圧により空隙壁に作用する応力が空隙壁の引張強度を超えると破壊が生じるとしており、微視的過程の膨張に関する実験によりその妥当性を検証した。

このモデルでは、過冷却における氷核生成温度のモデル化、融解過程での水分移動による変形挙動を説明するに至っていない。

1.2.2 実構造物における凍害劣化事例

実構造物における凍害劣化はひび割れや崩壊、エフロレッセンス、スケーリング、ポップアウト、剥離といった形で現れる。これらの劣化現象の発生状況を把握するために、劣化状況を調査することは非常に重要であり、これらの調査結果は、凍害対策の必要性の判断材料にもなる。

北海道建築診断研究会診断事例研究委員会は1994年から1995年の2年間にかけて、北海道における構造物の経年による劣化状況の調査を行い、そのうち100件の結果を整理した報告書^{1.21)}を作成している。この報告書における調査対象はコンクリート構造物に限らず、ALCやタイル・レンガ、石・人造石など多岐にわたっている。劣化事例は図1.2.1のようにまとめられており、発生している劣化にやいする原因とそれに対する対策がすべての事例で考察されており、凍害環境の地域における施工、管理手段に対する非常に有用な参考資料となっている。

また、著者らは2017年に室蘭市、札幌市、旭川市、富良野市、帯広市、苫小牧市、登別市、北見市の道内7都市で、2018年に山形市で劣化調査を行った。その結果、どの地域でも共通してベランダなどの出隅や擁壁・橋脚といった水分の供給を受けやすい箇所で凍害と思われる劣化が生じていることや、築50年を超えた対策・管理が不十分であったと考えられる建築構造物において写真1.2.1のような凍害によるコンクリートの崩壊および鉄筋の断面欠損が生じている事例が確認された。一方で、北見や帯広といった寒さの厳しい地域では写真1.2.2のように凍害が発生しやすい箇所には水分の供給を防ぐ対策や補修等の維持管理が行われている形跡がみられ、大きな劣化が見られなかったことから、凍害劣化の発生は凍害に対する意識や管理の影響を強く受けることを確認した。

被害事例	コンクリートバルコニー／剥落	
所在地	札幌市	
建物条件・方位	バルコニー	方位：南面
被害要因	床面の水の滞留、凍結融解作用	
被害形態・部位	尖端剥落	部位：尖端（水平）
経過年	不明	
防止対策	床面防水（良質なコンクリートの使用）、ディテールの工夫	
写真		
解説	<p>融雪水、雨水などがコンクリートに吸収され蓄積されやすいので、バルコニーの表面の防水処理を完全に行う必要がある。一部分でも防水が不備の箇所があるところから水が入る。</p>	
整理No. : 0024	番号 : AA-010	記号 : AACCC

図 1.2.1 構造物の劣化事例報告書の報告事例の一例^{1.21)}



写真 1.2.1 凍害によるベランダの損傷



写真 1.2.2 劣化対策を施したベランダ

自然環境下のコンクリート劣化に関するシンポジウム委員会報告書^{1.22)}では、中国地方、九州地方、北海道・東北地方における臙構造物における凍害劣化調査がまとめられている。特に、九州地方における調査は建築・土木構造物の双方を調査対象としており、九州においても写真1.2.3に示すような凍害劣化を受けた構造物が数多く確認されたことが報告されている。この九州において凍害が確認された地域は、凍害危険度分布図において「品質の悪いプレーンコンクリートとした場合の凍害発生危険地域」とされる範囲内であることが確認されている。また、寒冷地において凍害は、日射による融解が生じやすい水平面や南面で発生しやすいとされているが、九州のような温暖な地域では凍害の発生しやすさは方位に依存せず、湿潤になりやすい部位で生じやすいことが示されている。

中国地方における調査に関しては、調査対象構造物は橋梁等の土木構造物であるものの、橋脚や側溝ふたなどの道路面の水が流れるもしくはしぶきとなってかかる部位においてスケーリングなどの劣化が報告されている。加えて、特に山陰地方では図1.2.2に示すように、凍害危険度が0である地域でも凍害の事例が確認されている。



写真 1.2.3 九州における凍害劣化事例^{1.22)}



図 1.2.2 中国地方における凍害危険度と凍害構造物の所在地点^{1.22)}

1.2.3 凍害環境下のコンクリートに対する施工・維持管理指針

凍害はコンクリート構造物の性能に対して大きな影響を及ぼす劣化現象であることから、凍害が発生する恐れのあるコンクリートに対しては、凍害対策に重点が置かれた施工・維持管理が規定されている。

建築工事標準仕様書・同解説書 JASS 5 鉄筋コンクリート工事^{1.1)}では、初期凍害や強度増進停滞対策等に関する規定である「12 節 寒中コンクリート工事」とは別に、激しい凍結融解作用を受ける部分に使用するコンクリートに適用する「26 節 凍結融解作用を受けるコンクリート」がある。この JASS 5 26 節には、激しい凍結融解作用を受ける部分に使用するコンクリートの品質として、JIS A 1148 A 法による凍結融解試験結果において 300 サイクル時点の相対動弾性係数が 85% 以上のコンクリートを使用することや、空気量の下限值は 4% (品質基準強度 36N/mm² を超える場合は 3%) 以上とすることなどが定められている。さらに、適用基準となる凍結融解作用の強さの判断手法として過去の凍害発生状況を参考にする手法以外として、式 1.5 および表 1.2.1、表 1.2.2 から算出される凍結融解作用係数や凍害危険度^{1.2)}、ASTM 相当サイクル数^{1.3)}が示されている。

$$(\text{凍結融解作用係数}) = -(\text{最低気温}) \times (\text{日射係数}) \times (\text{部材係数}) \quad \text{式 (1.5)}$$

表 1.2.1 日射係数の参考値

部材の方位		日射係数
水平面		1.5
鉛直面	南面	1.5
	東西面	1.3
	北面	1.0

表 1.2.2 部材係数の参考値

水分の供給程度による部材条件	対象となる部材、部位の例	部材係数
水と接した状態で凍結融解を受ける部位	軒先、ベランダ、ひさし、パラペット、笠石、笠木などの突出部、屋外階段など	1.0
比較的水分供給の多い部位	一般的な水平部材(防水押えなど)、斜め外壁、開口部まわり、排気口下部など	0.8
水がかりの少ない部位	一般的な外壁面など	0.3

鉄筋コンクリート造建築物の耐久設計施工指針・同解説^{1.4)}では、凍害に対する設計限界状態および維持保全限界状態の判断をひび割れとスケーリングの2点で評価しており、ひび割れに対しては相対動弾性係数、スケーリングに関してはスケーリング深さによって評価している。また、コンクリートの耐久設計は、コンクリートの材料・調合・含水状態、ならびに年間の凍結融解回数および最低温度を考慮して、式 1.6 を満足するものとするとして記載されている。

$$SL < \min(SL_d, SL_s) \quad \text{式 (1.6)}$$

ここで、

SL : 設計耐用年数[年]

SL_d : ひび割れが限界状態に至る年数[年]

SL_s : スケーリングが限界状態に至る年数[年]

また、 SL_d および SL_s は式 1.7、式 1.8 によって算出され、ひび割れに対しての評価基準として ASTM 相当サイクル数による劣化予測手法が採用されている^{1.3)}。

$$SL_d = C_{yn}/C_{yp} \quad \text{式 (1.7)}$$

$$SC - SC_e(t) = 0, t = SL_s \quad \text{式 (1.8)}$$

ここで、

C_{yn} : ASTM C 666 (JIS A 1148) A 法による限界状態の相対動弾性係数になるときの試験サイクル数(使用するコンクリートのA法による試験結果、または信頼できる資料による)[回]

C_{yp} : ある地点の年間 ASTM 相当サイクル数[回/年]

SC : 限界状態のスケーリング深さ[mm]

$SC_e(t)$: 期間 t [年]時点でのスケーリング深さ[mm](信頼できる資料によって求める)

1.3 本論文の構成および概要

本研究では、ASTM 相当サイクル数を発展させる形で、乾燥による細孔構造の粗大化に起因する耐凍害性低下を考慮した劣化予測手法の確立のために、鎌田らの実験結果^{1.9)}を用いて凍結融解試験 1 サイクルあたりの相対動弾性係数低下量(ΔE)と区間細孔量との関係式を作成し、温湿度時間積と温湿度条件から乾燥後の ΔE を算出し、ASTM 相当サイクル数と掛け合わせることで相対動弾性係数を予測する手法を確立した。また、この劣化予測手法を用いて凍害環境の地域性を日本国内と世界の代表的な都市で評価した。加えて、本劣化予測手法を活用手法および活用を補助するシステムの考案を行った。図 1.3.1 に本論文の構成を示す。

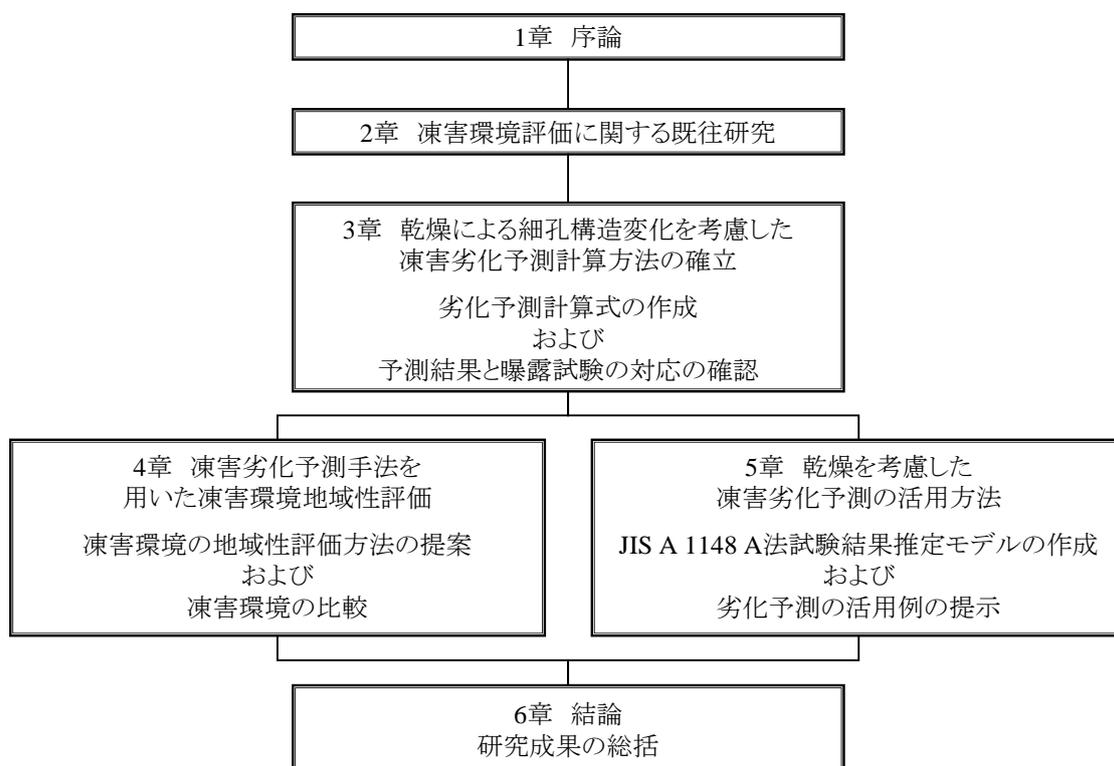


図 1.3.1 本論文の構成

本論文の各章の概要を以下に示す。

第 1 章は「序論」である。本研究における背景と目的を示し、対象とする劣化現象である凍害に関するメカニズムや実環境下における事例報告をまとめ、凍害対策に関する指針について整理した。それらを踏まえたうえで、本研究の対象範囲と目的を示した。

第 2 章は「凍害環境評価に関する既往研究」である。耐凍害性や凍害環境の評価手法や劣化予測手法に関する既往研究と乾燥による耐凍害性低下現象に関する既往研究を整理した。日本国内の凍結融解試験では、一次共鳴振動数から求めた相対動弾性係数を用いて凍結融解作用による内部損傷を評価していることや、現在どのような指標を用いて凍害環境の評価や凍害劣化の予測を行っているのかを整理した。また、乾燥による耐凍害性低下現象に関する既往研究を示

し、実環境下における凍害劣化を予測する際に乾燥による影響を考慮する必要性を示し、乾燥による耐凍害性低下現象の予測のために行われた研究を示し、本研究の立ち位置を明確にした。

第3章は「乾燥による細孔構造変化を考慮した凍害劣化予測計算方法の確立」である。ASTM相当サイクル数を用いて乾燥による耐凍害性低下の影響を考慮した凍害劣化予測を行えるようにするために、 ΔE と区間細孔量との関係および初期状態に対する乾燥後の直径40~2000nm細孔量の比と温湿度時間積の関係性を既往の実験結果を用いて明らかにした。これらの結果から、冬期の凍結融解作用の大きさを1年間の凍結融解回数としてASTM相当サイクル数を用い、乾燥による耐凍害性低下の影響を温湿度時間積から求めた乾燥後の ΔE を用いて表現し、両者を掛け合わせることで任意の年の相対動弾性係数を予測する劣化予測計算手法を確立した。さらに、既往の曝露試験と比較することにより、予測結果の妥当性の検討も行った。

第4章は「乾燥を考慮した凍害劣化予測計算手法を用いた凍害環境地域性評価」である。劣化予測計算を用いた凍害環境の地域性評価手法を提案し、計算に使用する気象データの時間間隔と種類の検討を行い、それぞれのデータ種類に対してASTM相当サイクル数と年間温湿度時間積の算出に適した手法を明らかにした。提案した凍害環境の地域性評価手法を用いて50年間における凍害環境の変化を検討した結果、50年前と比較して気候変動の影響により、比較的温暖な地域では凍害のリスクが減少しているものの、北海道のような寒さの厳しい地域では凍害のリスクの変化が小さいことを確認した。また、日本国内の凍害環境の地域性の分布図を作成し、想定する条件によらず、北海道などの寒冷地と本州や九州の山間部ではほぼ同等の凍害環境であることを確認し、世界各地の凍害環境の地域性を評価した結果、厳しい凍害環境となるのは亜寒帯であることを確認した。

第5章は「乾燥を考慮した凍害劣化予測手法の活用手法」である。本劣化予測手法の活用手法を提示するにあたり、最大の課題であるJIS A 1148 A法の試験結果が必須であることに対して、LightGBMを用いた機械学習によるJIS A 1148 A法試験結果予測モデルの作成を行った。作成したモデルは学習データ中の骨材産地などの情報の種類が少なかつたため、汎用性は得られなかったものの、学習データに含まれる骨材産地であれば、十分な精度で試験結果の推定が行えることを確認し、これによりJIS A 1148 A法の試験結果が未知のコンクリートを対象としても本劣化予測手法を適用できる可能性を示した。また、本劣化予測手法を活用した維持管理・調合選定を行うための補助ツールとしてのシステムを提案し、その使用例を示した。

第6章は「結論」である。各章で得られた結果を要約し、本研究の総括とするとともに凍害劣化予測に関する今後の展望と課題を示した。

【参考文献】

- 1.1) 日本建築学会:建築工事標準仕様書・同解説 JASS 5 鉄筋コンクリート工事 2015, pp.99-101, 632-644, 2015
- 1.2) 長谷川 寿夫:コンクリートの凍害危険度算出と水セメント比限界値の提案, セメント技術年報 XXIX, pp.248-253, 1975
- 1.3) 浜 幸雄, 松村 光太郎, 田畑 雅幸, 冨板 崇, 鎌田 英治:気象因子を考慮したコンクリートの凍害劣化予測, 日本建築学会構造系論文集, 第 523 号, pp.9-16, 1999
- 1.4) 日本建築学会:鉄筋コンクリート造構造物の耐久設計施工指針・同解説, pp.140-148, 2016
- 1.5) 石井 清, 江川 颯一郎, 堤 知明, 野口 博章:凍結融解作用を受けるコンクリートの劣化予測に関する研究, 土木学会論文集, No.564, pp.221-232, 1997
- 1.6) 山下 英俊, 村上 祐治, 鈴木 篤, 吉川 弘道:凍結融解を受けるコンクリートの劣化予測に関する研究, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.14, No.1, pp.1021-1026, 1992
- 1.7) 浜 幸雄, 濱田 英介, 千歩 修, 友澤 史紀:7~12 年間の屋外暴露によるコンクリートの耐凍害性の変化, 第 56 回セメント技術大会講演要旨, pp.216-217, 2002
- 1.8) 浜 幸雄, 濱田 英介, 千部 修, 友澤 史紀:高強度・高流動コンクリートの耐凍害性におよぼす凍結融解試験前の養生条件の影響, セメント・コンクリート論文集, No.56, pp.425-430, 2003
- 1.9) 鎌田 英治, 千歩 修, 田畑 雅幸, 田中 宏和:コンクリートの耐凍害性におよぼす細孔構造の役割についての統計的解析, 日本建築学会構造系論文集, 第 487 号, pp.1-9, 1996
- 1.10) 青野 義道, 松下 文明, 柴田 純夫, 濱 幸雄:乾燥による硬化セメントペーストのナノ構造変化と耐凍害性への影響, コンクリート工学論文集, 第 19 巻, 第 2 号, pp.21-34, 2008
- 1.11) 青野 義道, 松下 文明, 柴田 純夫, 濱 幸雄:乾湿繰り返し及ぼすコンクリートの耐凍害性への影響とその劣化メカニズムに関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 607 号, pp.15-22, 2006
- 1.12) Aono, Y. Matsushita, F. Shibata, S. and Hama, Y.: Nano-structural Changes of C-S-H in Hardened Cement Paste during Drying at 50°C, Journal of Advanced Concrete Technology, Vol. 5, No. 3, pp.313-323, 2007
- 1.13) 中村 暢, 濱 幸雄, 谷口 円:乾燥によるモルタルの直径 40-2000nm の細孔量変化と温度時間積の関係, 日本建築学会構造系論文集, 第 713 号, pp.981-989, 2015
- 1.14) 坂口 朗央, 濱 幸雄:乾燥によるモルタルの細孔構造変化を表す温湿度時間積, コンクリート構造物の補修, 補強, アップグレード論文報告集, 第 16 巻, pp.79-84, 2016
- 1.15) Powers, T. C.: A Working Hypothesis for Further Studies of Frost Resistance of Concrete, Journal of American Concrete Institute, Vol.16, No.4, pp.245-272, 1995
- 1.16) 鎌田 英治:セメント硬化体の微細構造とコンクリートの凍害, コンクリート工学, Vol.19, No.11, pp.36-42, 1981
- 1.17) 桂 修:過冷却現象を考慮したコンクリートの凍害機構に関する研究, 北海道大学学位論文,

1999

- 1.18) 桂 修, 吉野 利幸, 鎌田 英治: 過冷却水の凍結を考慮したセメント硬化体の凍害機構, コンクリート工学論文集, 第10巻, 第2号, pp.51-63, 1999
- 1.19) Fagerlund, G.: The Critical Degree of Saturation Method of Assessing the Freeze/Thaw Resistance of Concrete, Materials and Structures, Vol.10, No.58, pp.217-230, 1997
- 1.20) 三橋 博三, 周 志云, 多田 眞作: 微視的メカニズムを考慮したコンクリートの凍結作用による変形挙動の数理モデル, コンクリート工学論文集, 第14巻, 第3号, pp.33-44, 2003
- 1.21) 北海道建築診断研究会診断事例研究委員会: 構造物の劣化事例調査報告書, 1996
- 1.22) 日本コンクリート学会: 自然環境下のコンクリート劣化に関するシンポジウム委員会報告書・論文集, pp.5-81, 2018

第 2 章

凍害環境評価に関する既往研究

第 2 章 凍害環境評価に関する既往研究

2.1 はじめに

寒冷地のコンクリート構造物において発生する凍害は、内部損傷やスケーリング、ポップアウトなど様々な現象が生じる劣化現象であるが、この中で内部損傷は強度の低下やコンクリートの崩壊、崩壊箇所からの鉄筋の腐食・断面欠損といった構造物の継続利用に致命的な影響を及ぼす。そのため、凍害による内部損傷に対する抵抗性の高いコンクリートの利用は必須であり、耐凍害性の評価は非常に重要である。このことから、現在では耐凍害性の評価は JIS A 1148 を始めとした実験室における促進凍結融解試験によって行われ、活用されている。

一方で、実環境下における凍害は気温や日射といった気象要素やコンクリートの含水状態によって左右される。特に気温による影響は大きく、凍害対策の必要性は地域によって異なり、凍害環境の地域性評価は凍害対策の必要性を判断するために重要である。さらに実環境下において凍結融解作用に対して耐えることが可能な期間を評価することは、コンクリートの耐凍害性を評価する際の命題でもある。そのため、凍害環境の地域性評価や凍害劣化予測に関する研究が数多く行われている。また、実環境下での凍害劣化を予測するにあたり、経年による耐凍害性に関しても考慮する必要がある。

そこで本章では耐凍害性や凍害環境、耐凍害性の経時変化に関する既往研究の整理を行う。

2.2 耐凍害性評価と凍害環境の地域性評価

2.2.1 凍結融解抵抗性の評価試験方法

日本国内で利用されている内部損傷に対する抵抗性を評価に利用される促進凍結融解試験として JIS A 1148 コンクリートの凍結融解試験方法がある。この JIS A 1148 試験方法は ASTM C-666 を参考に作成された試験方法であり、凍結融解 1 サイクルを、5°C の融解工程と-18°C の凍結工程として、1 サイクル 3～4 時間で与える試験方法である。測定項目としては、たわみ振動による一次共鳴振動数と質量が規定されており、長さ変化についても附属書 A として規定されている。凍結融解による劣化程度は式 2.1 に示す計算式を用いて一次共鳴振動数から算出した相対動弾性係数もしくは長さ変化率を用いて評価される。

$$P_n = \left[\frac{f_n^2}{f_0^2} \right] \times 100 \quad \text{式 (2.1)}$$

ここで、

P_n : 凍結融解 n サイクル後の相対動弾性係数[%]

f_n : 凍結融解 n サイクル後のたわみ振動の一次共鳴振動数[Hz]

f_0 : 凍結融解 0 サイクルにおけるたわみ振動の一次共鳴振動数[Hz]

また、試験方法として水中凍結融解試験方法である A 法と気中凍結水中融解試験方法である B 法の 2 種類が規定されている。A 法は実環境下と比較して非常に厳しい条件下であり、B 法は

A 法と比べると実環境下に近い試験方法となっているが、融解工程時に全面吸水となる点など、B 法でも実環境下よりも非常に厳しい条件である。日本国内において耐凍害性の評価には JIS

A 1148 A 法による試験結果が用いられることが一般的であるが、JIS A 1148 には「この試験方法は、使用材料、配合などの異なるコンクリートの凍結融解抵抗性を相互に比較するためのものであって、コンクリート構造物における耐凍害性を直接的に評価したり、耐凍害性によって定まるコンクリート構造物の耐用年数を予測するためのものではない。」との記載があり、本試験のみで実環境下における耐凍害性や耐用年数を評価することは適切ではない。

別の試験方法として RILEM の CIF 試験方法^{2.1)}(Capillary suction, Internal damage and Freeze-thaw test)が挙げられる。本試験方法の最大の特徴として、**図 2.2.1** に示すように試験体を設置するため、水分の供給条件が下面からの一面吸水であり、JIS A 1148 A 法と比較して実環境下に近い水分供給条件であることが挙げられる。凍結融解サイクルは**図 2.2.2** に示すような条件であり、温度変化の速度も JIS A 1148 と比べて緩やかである。測定項目は、スケーリング量、吸水率、内部損傷であり、内部損傷は相対超音波伝播速度から算出された相対動弾性係数を用いて評価することが試験規格には規定されている。しかし、日本国内で CIF 試験法を用いて内部損傷を評価する際には、一次共鳴振動数から算出された相対動弾性係数を用いていることもある。

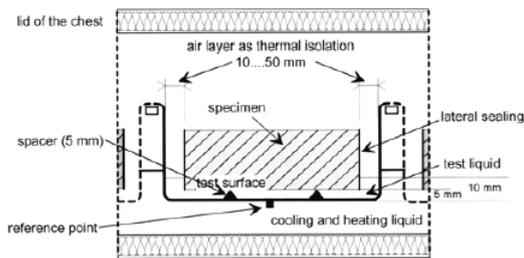


図 2.2.1 RILEM CIF 試験における試験容器

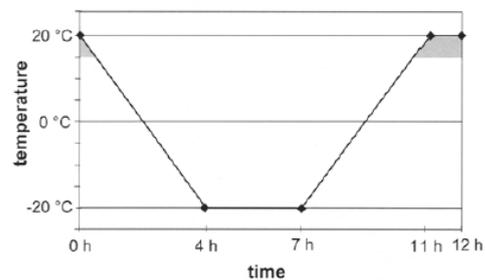


図 2.2.2 RILEM CIF 試験における温度条件

このように日本国内では、凍結融解試験における内部損傷の評価は一次共鳴振動数から算出された相対動弾性係数を用いて評価している。

2.2.2 凍害環境の地域性評価・予測手法

1) 凍害環境の地域性評価手法

実環境下における凍害の危険性はコンクリートの材料特性だけでなく気温変動などといった気象条件等によっても大きく左右され、地域性が強く表れる。そのため、凍害環境の地域性を評価する手法が提案・活用されてきている。

長谷川は図 2.2.3 に示す手順で導出する凍害危険度を提案している^{2.2), 2.3), 2.4)}。この指標は、凍害に影響する要因のうち、気温、日射によるコンクリート温度の上昇、降水および融雪による水分供給といった外的要因を式 2.2 および表 2.2.1 から表 2.2.4 および式 2.3, 図 2.2.4 を用いて一括で表現する「凍害危険値」およびその値をもとに表 2.2.5 を用いて6段階に分級した「凍害危険度」の2つの値を用いて凍害環境の地域性を表現するものである。

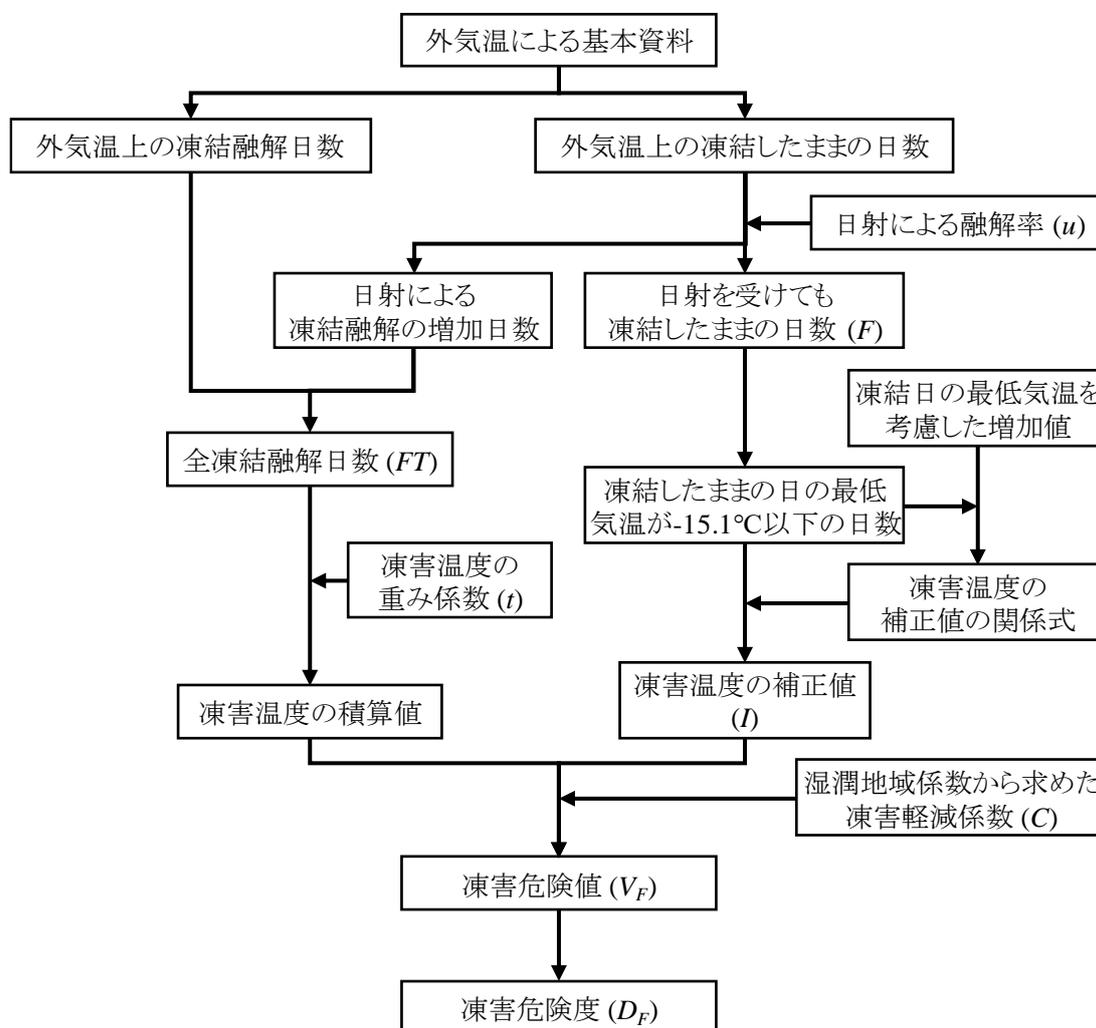


図 2.2.3 凍害危険度の算出過程(参考文献^{2.4)}を基に作成)

$$V_F = [\Sigma\{(FT + F \times u) \times t\} + I] \times C \quad \text{式 (2.2)}$$

ここで、

V_F :凍害危険値

FT :外気温上の凍結融解日数[日]

F :外気温上の凍結日数[日]

u :外気温上の凍結したままの日に対する日射による融解率

t :氷点下の気温差による凍害重み係数

$\Sigma\{(FT + F \times u) \times t\}$:氷点下の気温差による温度範囲別凍害温度の積算値

I :日射を受けても凍結したままの日の最低気温を考慮した凍害温度積算値の計算上の補正值

C :冬期湿潤程度による凍害軽減係数

表 2.2.1 融解率 u

最高気温[°C] 最低気温[°C]	~-10.1	-10.0~-5.1	-5.0~-1.0
-5.0~-1.0			68%
-10.0~-5.1		42%	65%
-15.0~-10.1	14%	38%	66%
-20.0~-15.1	6%	34%	64%
-25.0~-20.1	0%	23%	58%
~-25.1	0%	7%	20%

表 2.2.2 凍害重み係数 t

最低気温[°C]	-5.0~-1.0	-10.0~-5.1	-15.0~-10.1	-20.0~-15.1	-25.0~-20.1	~-25.1
凍害重み係数 t	2	10	19	30	36	40

$$I = 6.5 \times D + 20 \quad (D > 0) \quad \text{式 (2.3)}$$

ここで、

D :最低気温が-15.1°C以下の凍結日数[日]

表 2.2.3 $D=0$ の場合の補正值 I

最低気温が-10.0~-5.1°C の凍結日数[日]	0~1.9	2.0~5.0	5.1~
補正值 I	0	10	20

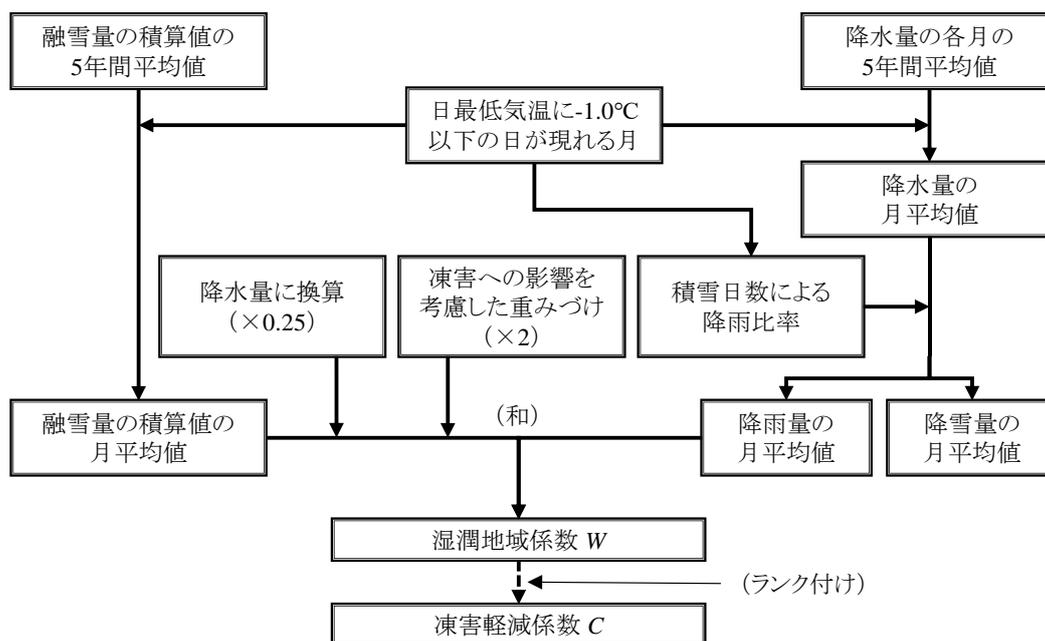


図 2.2.4 湿润地域係数の算出過程

表 2.2.4 凍害軽減係数

湿润地域係数 W	0 ~ 50	51 ~ 100	101 ~ 150	151 ~ 200	201 ~ 250	251 ~ 300	301 ~
凍害軽減係数 C	0.30	0.50	0.70	0.80	0.90	0.95	1.00

表 2.2.5 凍害危険値と凍害危険度の関係

凍害危険値 V_F	0~199	200~499	500~799	800~1099	1100~1399	1400~2000
凍害危険度	0	1	2	3	4	5
凍害の予測程度	ない	ごく軽微	軽微	やや大きい	大きい	極めて大きい

さらに、全国 140 地点で凍害危険度を算出し、その結果をもとに図 2.2.5 に示す凍害危険度分布図を作成しており、凍害環境の地域性を視覚的に明らかにしている。この凍害危険度分布図は、作成されてから約 50 年経過した現在においても、凍害の発生地域の分布として取り扱われるなど広く利用されている^{2.5)}のが現状である。

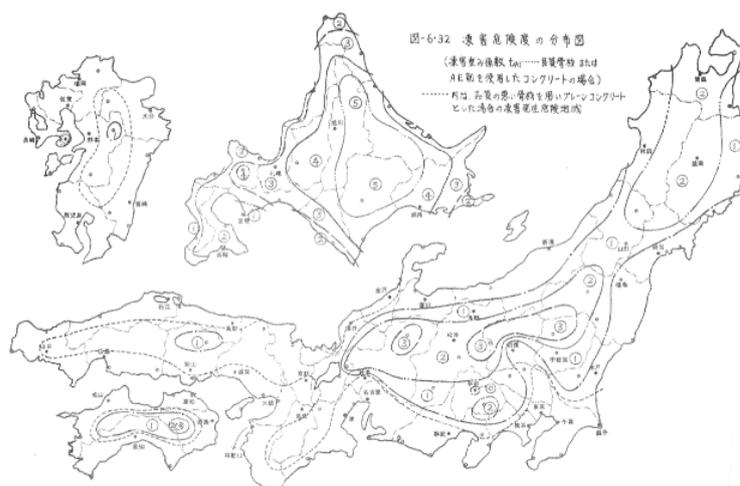


図 2.25 凍害危険度の分布図^{2.2)}

三橋らはモルタルの凍害の発生を確立現象としてとらえ、凍結温度、含有水分、材料の組成構造と凍結融解繰り返し回数からモルタルの生存確率を表す凍害損傷度を求める式 2.6 を作成し^{2.6)}、凍結温度、含有水分、材料の組成構造の因子を水セメント比、空気量、養生条件、凍結温度を用いて式 2.7 のように一般化した^{2.7)}。この凍害損傷度を式 2.8 を用いて、凍害危険値から算出すること(凍害損傷リスク)によって凍害環境の地域性を評価する手法を提案している。また、約 1km 四方の気象データであるメッシュ気候値 2000 を用いて図 2.2.8 に示す全国の凍害損傷度の分布図である凍害損傷リスクマップを作成し、凍害環境の地域性の可視化も行っている^{2.8), 2.9)}。この指標は、凍害危険値から凍害損傷度を求めていることから、凍害危険度と凍害による損傷発生リスクを関連付ける指標であるといえる。

$$\ln P_0(N) = -\alpha(T) \cdot \beta(H) \cdot \gamma(L) \cdot N + \text{const.} \quad \text{式 (2.6)}$$

ここで、

$P_0(N)$: 生存確率(凍害損傷度)

$\alpha(T)$: 凍結温度の影響係数

$\beta(H)$: 含有水分の影響係数

$\gamma(L)$: 材料の組織構造の影響係数

N : 凍結融解繰り返し数

$$A^* = -0.3161 - 0.0016X_1 + 0.0269X_3 + 0.0008X_4 + 0.0008X_5 + 0.0020X_6 \quad \text{式 (2.7)}$$

ここで、

$A^*:\alpha(T) \cdot \beta(H) \cdot \gamma(L)$ の積をより一般化し、通常用いられる種々のコンクリート工学パラメータで構成された関数

X_1 :水セメント比[%]

X_3 :空気量[%]

X_4 :養生1(水中養生による養生度日)

X_5 :養生2(気中養生による養生度日)

X_6 :凍結温度[°C]

$$D(N) = 20 \cdot \{1.0 - \exp(-0.028 - 7.0 \times 10^{-7} \cdot N^{1.76})\} \quad \text{式 (2.8)}$$

ここで、

$D(N)$:凍害損傷度

N :凍害危険値

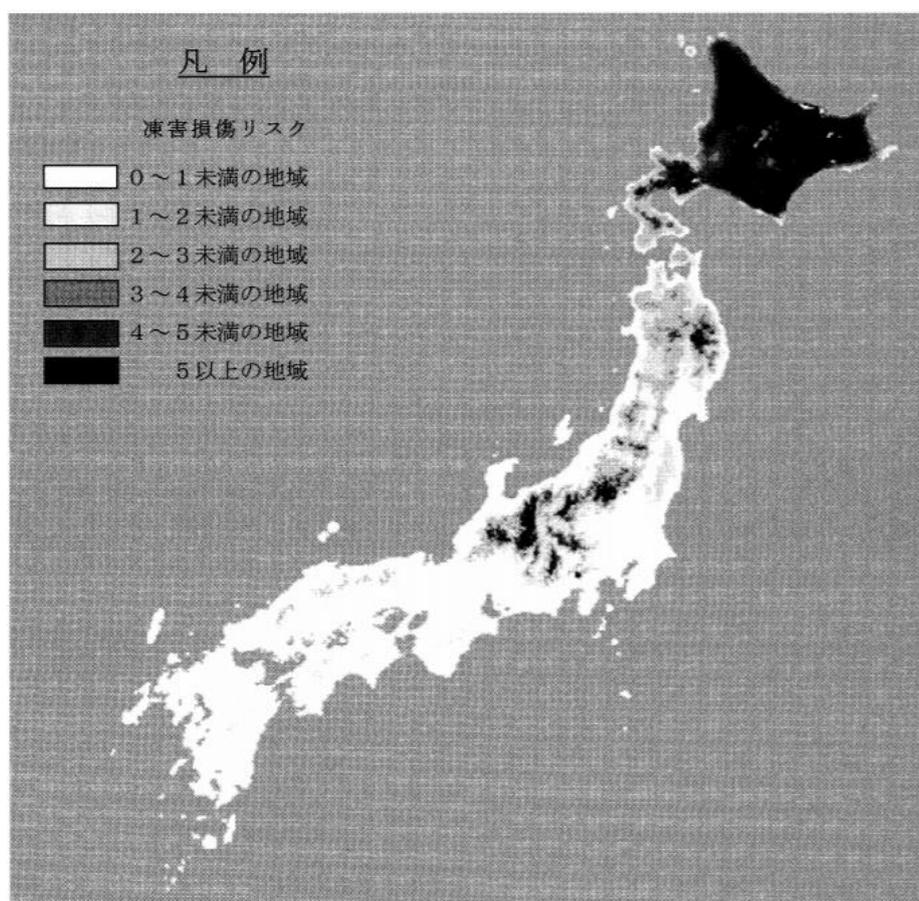


図 2.2.8 凍害損傷リスクマップ(全国版)^{2.9)}

凍害危険度とは異なる考え方の凍害環境の地域性評価手法として ASTM 相当サイクル数がある^{2.10)}。ASTM 相当サイクル数は、年間の気象条件や凍結融解条件、日射条件等の環境条件を式 2.9～式 2.11、表 2.2.6 を用いて ASTM C-666 A 法による促進凍結融解試験における凍結融解サイクル数に変換した指標である。さらに、相対動弾性係数が 60%を下回るまでの年数を耐用年数と定義し、凍結融解試験結果の相対動弾性係数が 90%および 60%になるサイクル数を用いることにより、耐用年数を予測する計算手法も提案しており、凍害環境の地域性評価と劣化予測の双方が可能な指標となっている。

$$C y_{ASTM-sp} = C \times F \times s \times p \times R_{a90} \quad \text{式 (2.9)}$$

$$R_{a90} = \sum (-t_a/18)^{1.15} = 4.2T - 5.4 \quad \text{式 (2.10)}$$

$$T = -t_{amin}(1 - D_f/D_w) \quad \text{式 (2.11)}$$

ここで、

$C y_{ASTM-sp}$: ASTM 相当サイクル数[サイクル/年]

C : 養生条件に関する係数

F : 凍結融解条件に関する係数

s : 日射条件に関する係数

p : 劣化過程係数

R_{a90} : 気温による ASTM 相当サイクル数[サイクル/年]

t_a : 凍結最低温度[°C]

T : 地域係数

t_{amin} : 日最低気温の年間極値[°C]

D_w : 凍結融解層日数(最低気温が-1.0°C 以下の日数)[日]

D_f : 凍結持続日数(最高気温が 0.0°C 以下かつ最低気温が-1.0°C 以下の日数)[日]

表 2.2.6 ASTM 相当サイクル数の諸係数^{2.10)}

ASTM 相当サイクル数算定式 $C y_{ASTM} = C \cdot F \cdot s \cdot p \cdot R_{a90}$		凍害劣化の過程	
		劣化の兆候 (100% ≥ Ed > 90%)	明確な劣化 (90% ≥ Ed > 60%)
劣化過程係数 p		1.00	1.64
部 材 係 数	日射条件		
	s	北面	1.00
		水平・南面	1.45
	養生・	水中	1.00
	乾燥条件	気中	0.66
	C*	20°C 乾燥	0.26
		30°C 乾燥	0.14
凍結融解	水中凍結水中融解	1.00	1.00
条件 F*	気中凍結水中融解	0.21	0.23

2) 凍害劣化予測手法

寒冷地においてコンクリート構造物の維持管理のためには凍結融解作用による損傷程度を予測することが重要である。我が国の凍結融解試験では、凍結融解作用による内部損傷程度は相対動弾性係数によって評価されることから、JIS A 1148 A 法とは異なる条件における相対動弾性係数の変化を予測する手法として、前述の ASTM 相当サイクル数を始めとして数多く提案されている。

山下らは凍結融解作用を受けるコンクリートの劣化におよぼす内的要因を圧縮強度、全細孔量、気泡間隔係数、凍結水量を組み合わせることにより評価する耐凍害指標値として式 2.5 を提案し、さらに、この耐凍害指標値と凍結融解回数、相対動弾性係数の関係を劣化特性曲面として図 2.1.7 のように表している。また、図 2.2.7 の関係を用いて耐凍害指標値と凍結融解回数から相対動弾性係数を予測する手法を提案している^{2.11), 2.12)}。

$$\beta = \left(\frac{f_c}{300}\right)^a \times \left(\frac{L}{0.5}\right)^b \times \left(\frac{V_f}{V_0}\right)^c \quad \text{式 (2.5)}$$

ここで、

β : 耐凍害指標値

f_c : 圧縮強度[kgf/cm²]

L : 気泡間隔係数[mm]

V_f : 凍結水量[cc/g]

V_0 : 全細孔量[cc/g]

a, b, c : 各行の影響度(係数)

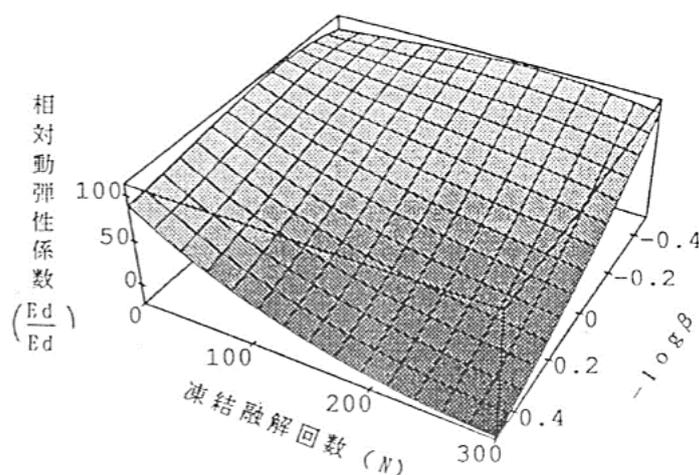


図 2.2.7 耐凍害性指標値と凍結融解回数と相対動弾性係数の関係^{2.12)}

石井らは最低温度と水セメント比の関数である凍結細孔量比(全細孔量に対する凍結細孔量の比)と破壊サイクル数(相対動弾性係数が60%を下回る凍結融解回数)の対数の間に線形関係を見出し、式2.4を導いた^{2.13)}。

$$\log(N) = [\alpha \cdot \ln(C/W) + \beta]\theta + \gamma \cdot \ln(C/W) + \delta \quad \text{式 (2.4)}$$

ここで、

$\alpha, \beta, \gamma, \delta$: 定数

C/W : コンクリートのセメント水比

N : 破壊サイクル数

θ : 凍結時の最低温度[°C]

また、基準となる水セメント比および最低温度に対して、他の水セメント比、最低温度における破壊サイクル数との比をとり、これを重み係数として最低温度別の凍結融解サイクル数にかけ合わせて評価することにより、水セメント比および最低温度の影響を同時に表現している。このように求めた凍結融解サイクルを「基準化凍結融解サイクル」と定義し、この基準化凍結融解サイクルを用いれば、図2.2.6のように任意の水セメント比および最低温度条件における劣化曲線の予測が可能であるとしている。

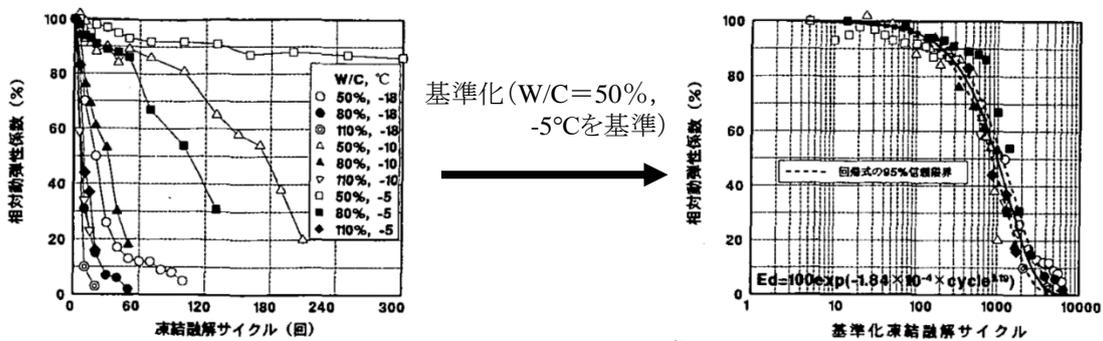


図 2.2.6 基準化凍結融解サイクルによる表示^{2.13)}

2.3 経年による耐凍害性変化

2.3.1 耐凍害性と細孔構造の関係

鎌田らはコンクリートの凍害にかかわる細孔構造の影響として、耐凍害性に影響を与える細孔量区間を統計的手法である単回帰分析および重回帰分析を用いて検討している^{2.14)}。

細孔構造と耐凍害性との相関関係の第一段階として、硬化セメントペーストにおける膨張率0.1%の時のサイクル数(DC)と様々な区間の細孔量の間で相関関係を検討した。その結果、**図 2.3.1** に示すように、総細孔量と凍結融解試験結果の相関性には、ばらつきが生じているのに対して、半径178~10000Å(約直径40~2000nm)との相関性ではそのばらつきがきわめて小さくなっている。このことから、直径40~2000nm間の細孔量を硬化セメントペーストにおける耐凍害性を表す指標として採用している。

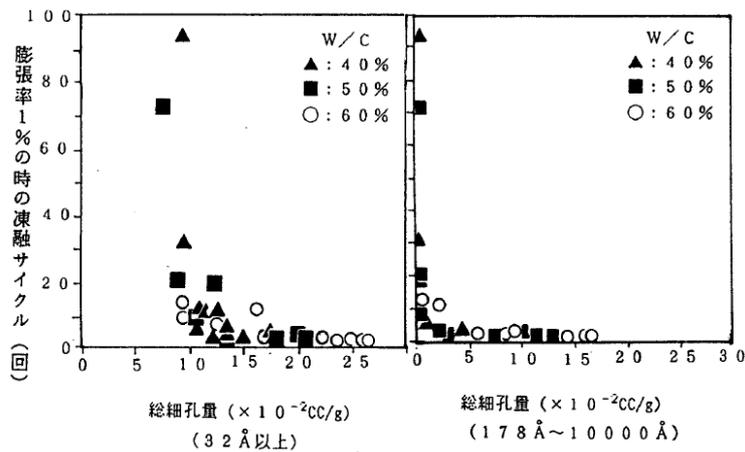


図 2.3.1 硬化セメントペーストの総細孔量および最も相関性の高い区間の細孔量と凍結融解試験結果の関係(凍結最低温度 -18°C)^{2.14)}

その後、コンクリートの細孔構造と耐久性指数の相関性を解析しており、その結果、コンクリートの耐久性指数と最も相関が高い細孔量区間は直径40~2000nmとは異なる範囲であったが、直径40~2000nm間の細孔量における相関係数と最も高い相関係数の間にほとんど差がみられなかった。したがって、硬化セメントペーストでの結果を踏まえて、コンクリートにおける耐凍害性を表す指標として直径40~2000nm細孔量を採用し、説明変数に気泡特性として空気量/ペースト比を加えた重回帰分析から**式 2.12**に示す関係式を導出した。

$$\log(DF) = -0.317 - 1.209 \log(PV) + 1.799 A/P \quad \text{式 (2.12)}$$

ここで、

DF: 耐久性指数

PV: 直径40~2000nm細孔量[cc/g]

A/P: 空気量/ペースト比

2.3.2 耐凍害性の変化とその予測

1) 経年による耐凍害性の変化

凍結融解前の乾燥や養生条件は凍害劣化に大きな影響を及ぼすことが知られており、中でも乾燥は実環境下であればほとんどのコンクリート構造物に生じる現象である。田畑らは軽微な乾燥が耐凍害性を向上させるのに対して、過度な乾燥は耐凍害性を低下させることを指摘した^{2.15)}。さらにコンクリートに人為的に導入したひび割れが耐凍害性に及ぼす影響の評価も行っており、乾燥による軽微なひび割れは耐凍害性に影響しないとし、ひび割れはコンクリート内部に水を容易に浸透させる水道としての役割を果たし、ひび割れを介して浸透する水がコンクリート組織の放水度を高めることで凍害を進行させるとしている^{2.16)}。

また、浜らは高強度・高流動コンクリートを含めた 7～12 年間の屋外曝露試験において、**図 2.3.2** に示すように、特に低水セメント比のコンクリートにおいて曝露後の耐凍害性が大きく低下することを示し、曝露中に生じる微細なひび割れが耐凍害性に悪影響を及ぼしている可能性を指摘した^{2.17), 2.18)}。

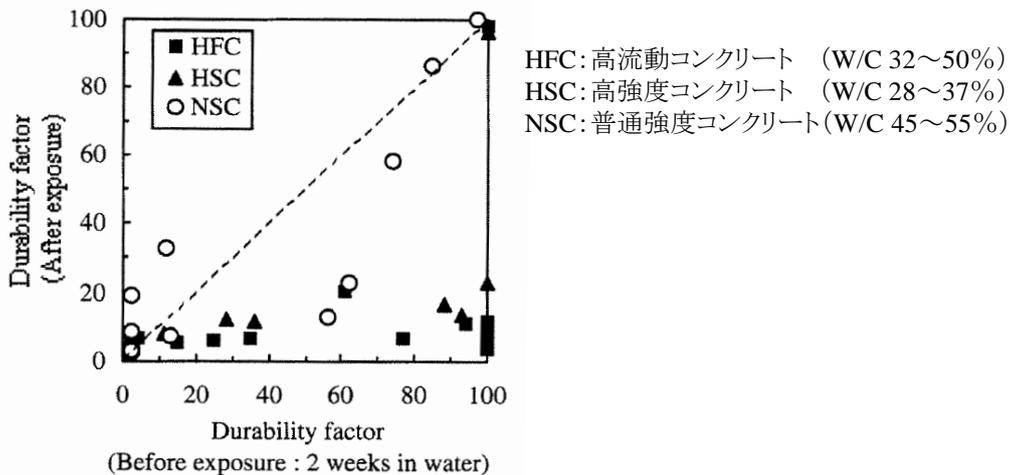


図 2.3.2 曝露前後での耐久性指数の比較^{2.18)}

2) 乾燥による細孔構造の粗大化

低水セメント比のコンクリートにおける曝露試験時の耐凍害性低下の原因を明らかにするために、青野らはセメントペーストによる実験で、高温での乾湿繰り返しおよび感湿を受けることで耐凍害性が低下することを確認するとともに、²⁹Si-NMR による分析から乾燥の影響によりシリケートアニオン鎖の縮重合がしんこうして**図 2.3.3**に示すように C-S-H のナノ構造が変化し、細孔構造が粗大化することを示した。この乾燥による細孔構造の粗大化を踏まえ、低水セメント比のコンクリートにおける曝露試験時の耐凍害性低下原因を鎌田らの研究^{2.14)}に基づいて、乾燥により直径 40～2000nm 細孔量が増加するためであると説明している^{2.19), 2.20), 2.21), 2.22)}。

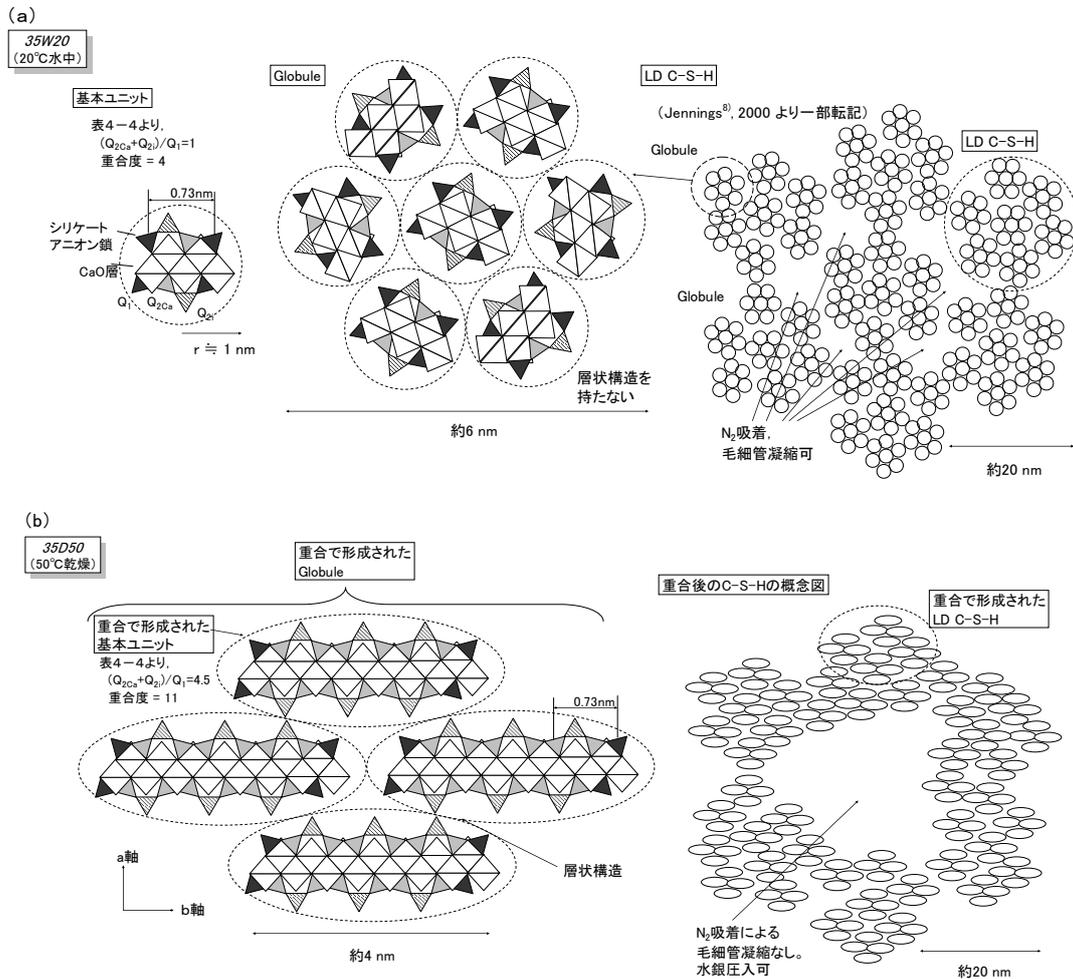


図 2.3.3 乾燥によるC-S-Hのナノ構造変化モデル

これらの検討から、実環境下で乾燥を受ける環境に晒されているコンクリート構造物は、経年によりポテンシャルとしての耐凍害性が低下し、特に低水セメント比のコンクリートでその影響が顕著に表れると考えられる。

3) 養生条件からの細孔構造の推定

実環境下におけるセメント硬化体の直径 40~2000nm 細孔量の変化を予測するために、中村らはモルタル供試体を用いて直径 40~2000nm 細孔量と養生温度の関係を検討した^{2,23)}。その結果、乾燥温度が高いほど直径 40~2000nm 細孔量が増加しやすく、直径 40~2000nm 細孔量が増加し始める基準温度が存在することを明らかにした。さらに、一部の条件度は直径 40~2000nm 細孔量の増加が頭打ちとなっていたことから、直径 40~2000nm 細孔用の増加には上限値が存在することも示している。そこで、コンクリートの強度増進の程度を表す指標である積算温度の考え方を参考に、乾燥の程度と直径 40~2000nm 細孔量の変化を表す式として式 2.13~式 2.16 に示す温度時間積を導出している。

$$M_p = \sum_{t=1}^n (\theta_{d,t} - D_t) \Delta t \quad \text{式 (2.13)}$$

$$D_t = 31 \quad \text{式 (2.14)}$$

$$PV_d = 0.0012\sqrt{M_p} + 0.0097 \quad (0 \leq \sqrt{M_p} < 24) \quad \text{式 (2.15)}$$

$$PV_d = 0.0391 \quad (\sqrt{M_p} \geq 24) \quad \text{式 (2.16)}$$

ここで、

M_p : 温度時間積[°Cday]

$\theta_{d,t}$: 養生温度[°C]

D_t : 基準温度(直径 40~2000nm 細孔量が増加し始める温度)[°C]

t : 時間[日]

PV_d : 乾燥後の直径 40~2000nm 細孔量[cc/g]

ただし、 $(\theta_{d,t}-D_t)$ が負となる場合は 0 として扱う。

さらに、5 年間曝露したモルタル供試体を用いて、一定の湿度を超過した場合は細孔量に変化したという補正を加えることによって、実環境下における直径 40~2000nm 細孔量の変化と温度時間積で対応が得られることを確認している^{2.24)}。

一方で、温度時間積では乾燥に大きく影響を与える可能性が高い相対湿度の影響を考慮できないという課題があった。そこで、坂口らは湿度の条件を加えて温度時間積の適用性の再検討を行った^{2.25)}。その結果、図 2.3.4 に示すような結果となり、相対湿度が高いほど直径 40~2000nm 細孔量の増加が見られず、温度と同様に直径 40~2000nm 細孔量が増加し始める湿度である基準湿度が存在することを明らかにしている。これらのことを踏まえ、式 2.13 の温度時間積を発展させる形で、相対湿度の項を追加した温湿度時間積を式 2.17~式 2.25 として提案している。

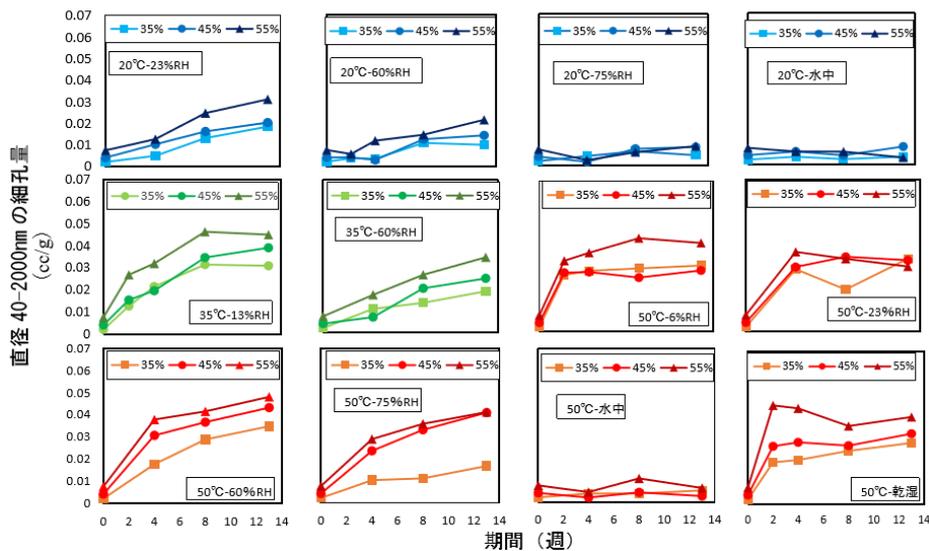


図 2.3.4 水セメント比別の各養生環境での細孔量変化

$$M_{ph} = \sum_{t=1}^n (\theta_{d,t} - D_t)(H_t - \varphi_{d,t})\Delta t \quad \text{式 (2.17)}$$

$$PV_d = \alpha\sqrt{M_{ph}} + \beta \quad (0 \leq \sqrt{M_{ph}} < \sqrt{a}) \quad \text{式 (2.18)}$$

$$PV_d = \gamma \quad (\sqrt{M_{ph}} \geq \sqrt{a}) \quad \text{式 (2.19)}$$

$$D_t = 16 \quad \text{式 (2.20)}$$

$$H_t = 0.35 \times W/C + 0.6392 \quad \text{式 (2.21)}$$

$$\alpha = 0.002 \times W/C + 0.0005 \quad \text{式 (2.22)}$$

$$\beta = 0.027 \times W/C - 0.0076 \quad \text{式 (2.23)}$$

$$\gamma = 0.0695 \times W/C - 0.0062 \quad \text{式 (2.24)}$$

$$a = 372.4 \times W/C - 307.67 \quad \text{式 (2.25)}$$

ここで、

M_{ph} : 温湿度時間積[°Cday]

$\varphi_{d,t}$: 養生相対湿度

H_t : 基準湿度 (直径 40~2000nm 細孔量が増加し始める相対湿度)

α : 直線の傾き

β : 乾燥前の直径 40~2000nm 細孔量[cc/g]

γ : 直径 40~2000nm 細孔量の上限值[cc/g]

a : 温湿度時間積の最大値[°Cday]

ただし、 $(\theta_{d,t}-D_t)$ および $(H_t-\varphi_{d,t})$ が負となる場合は 0 として扱う。

この温湿度時間積に対して Nguyen らは中村らが温度時間積と実環境下における直径 40~2000nm 細孔量の変化との対応の検討に利用した曝露試験の 10 年目のデータを加えた試験結果を用いて実環境下における直径 40~2000nm 細孔量の変化と温湿度時間積の対応を検討した^{2.26)}。その結果、図 2.3.5 のような結果となった。温湿度時間積が乾燥のみを与えた条件での直径 40~2000nm 細孔量の予測式であることを踏まえると、実環境下では乾湿繰り返し条件となり、その湿潤により乾燥に用直径 40~2000nm 細孔量の変化が軽減されることが明らかとなっている。したがって、式 2.16~式 2.24 の温湿度時間積による直径 40~2000nm 細孔量の予測は、最も危険側の予測という扱いになる。

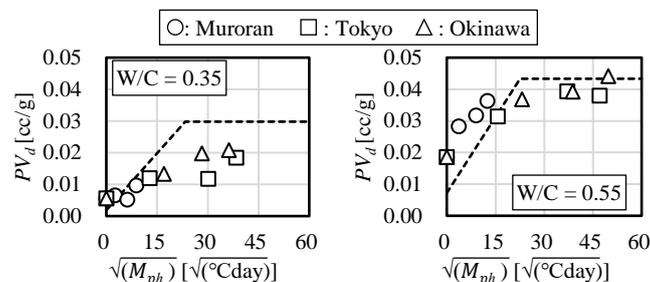


図 2.3.5 曝露試験結果と温湿度時間積の相関性

以上の結果から、実環境下におけるコンクリートは乾燥を受け、経年によってポテンシャルとしての耐凍害性が低下していく。また、その耐凍害性低下の原因である直径 40~2000nm 細孔量の増加は温湿度時間積によって予測することが可能である。一方で、既往の凍害環境評価方法や凍害劣化予測手法においては初期の耐凍害性が維持されることが前提条件であり、耐凍害性の低下しやすさなどを考慮した評価・予測は行えないのが現状である。したがって、次章では温湿度時間積を利用し、乾燥による耐凍害性低下を考慮した凍害環境評価および劣化予測手法の作成を行う。

【参考文献】

- 2.1) Setzer, M. J. Heine, P. Kasperek, S. Palecki, S. Auberg, R. Feldrappe, V. Siebel, E.: Test Methods of Frost Resistance of Concrete: CIF-Test: Capillary Suction, Internal Damage and Freeze Thaw Test - Reference Method and Alternative Methods A and B, Materials and Structures, Vol.37, pp.743-753, 2004
- 2.2) 長谷川 寿夫:コンクリートの凍害に対する外的要因の研究, 北海道大学学位論文, 1975
- 2.3) 長谷川 寿夫:コンクリートの凍害に及ぼす外的要因の影響と凍害危険度の表示法, セメント技術年報 XXIX, pp.245-258, 1975
- 2.4) 長谷川 寿夫:コンクリートの凍害危険度算出と水セメント比限界値の提案, セメント技術年報 XXIX, pp.248-253, 1975
- 2.5) 日本建築学会:建築工事標準仕様書・同解説 JASS 5 鉄筋コンクリート工事 2015, pp.632-644, 2015
- 2.6) 三橋 博三, 成田 健, 平井 和喜:コンクリートの凍害劣化確率モデルに関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 450 号, pp.1-6, 1993
- 2.7) 成田 健, 三橋 博三, 平井 和喜, 田畑 雅幸:凍害劣化確率モデルの構成要素に及ぼす影響要因の考察, 日本建築学会構造系論文集, 第 455 号, pp.1-6, 1994
- 2.8) 成田 健, 小山 慎一郎, 三橋 博三:実構造物群の調査結果に基づく凍害損傷リスクマップの作製に関する研究, コンクリート工学年次論文報告集, 第 19 巻, 第1号, pp.29-38, 2008
- 2.9) 成田 健:コンクリート構造物の凍害現象への劣化確率モデルの適用に関する研究, 東北大学学位論文, 2008
- 2.10) 浜 幸雄, 松村 光太郎, 田畑 雅幸, 富板 崇, 鎌田 英治:気象因子を考慮したコンクリートの凍害劣化予測, 日本建築学会構造系論文集, 第 523 号, pp.9-16, 1999
- 2.11) 山下 英俊, 村上 祐治, 吉川 弘道, 田中 典明:凍害を受けるコンクリートの凍結水量の算定方法と凍害指標値の提案, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.13, No.1, pp.729-734, 1991
- 2.12) 山下 英俊, 村上 祐治, 鈴木 篤, 吉川 弘道:凍結融解を受けるコンクリートの劣化予測に関する研究, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.14, No.1, pp.1021-1026, 1992
- 2.13) 石井 清, 江川 颯一郎, 堤 知明, 野口 博章:凍結融解作用を受けるコンクリートの劣化予測に関する研究, 土木学会論文集, No.564, pp.221-232, 1997
- 2.14) 鎌田 英治, 千歩 修, 田畑 雅幸, 田中 宏和:コンクリートの耐凍害性におよぼす細孔構造の役割についての統計的解析, 日本建築学会構造系論文集, 第 487 号, pp.1-9, 1996
- 2.15) 田畑 雅幸, 鎌田 英治, 宮崎 重宗:コンクリートの耐凍害性におよぼす乾燥の影響, セメント技術年報, No.32, pp.365-368, 1978
- 2.16) 田畑 雅幸, 洪 悦郎, 鎌田 英治:コンクリートの凍害におけるひびわれの役割の考察, 日本建築学会構造系論文報告集, 第 366 号, pp.11-17, 1986
- 2.17) 浜 幸雄, 濱田 英介, 千歩 修, 友澤 史紀:7~12 年間の屋外暴露によるコンクリートの耐

- 凍害性の変化, 第56回セメント技術大会講演要旨, pp.216-217, 2002
- 2.18) 浜 幸雄, 濱田 英介, 千部 修, 友澤 史紀:高強度・高流動コンクリートの耐凍害性におよぼす凍結融解試験前の養生条件の影響, セメント・コンクリート論文集, No.56, pp.425-430, 2003
- 2.19) 青野 義道, 松下 文明, 柴田 純夫, 濱 幸雄:乾燥による硬化セメントペーストのナノ構造変化と耐凍害性への影響, コンクリート工学論文集, 第19巻, 第2号, pp.21-34, 2008
- 2.20) 青野 義道, 松下 文明, 柴田 純夫, 濱 幸雄:乾湿繰り返し及ぼすコンクリートの耐凍害性への影響とその劣化メカニズムに関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第607号, pp.15-22, 2006
- 2.21) Aono, Y. Matsushita, F. Shibata, S. Hama, Y.: Nano-structural Changes of C-S-H in Hardened Cement Paste during Drying at 50°C, Journal of Advanced Concrete Technology, Vol. 5, No. 3, pp.313-323, 2007
- 2.22) 青野 義道:コンクリートのナノ構造変化がおよぼす耐凍害性への影響に関する研究, 室蘭工業大学学位論文, 2006
- 2.23) 中村 暢, 濱 幸雄, 谷口 円:乾燥によるモルタルの直径 40-2000nm の細孔量変化と温度時間積の関係, 日本建築学会構造系論文集, 第713号, pp.981-989, 2015
- 2.24) 中村 暢, 濱 幸雄:5年曝露データを用いたモルタルの細孔構造変化の予測式の検討, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 材料施工, pp.367-368, 2014
- 2.25) 坂口 朗央, 濱 幸雄:乾燥によるモルタルの細孔構造変化を表す温湿度時間積, コンクリート構造物の補修, 補強, アップグレード論文報告集, 第16巻, pp.79-84, 2016
- 2.26) Nguyen, X. Q. Kim, J. Hama, Y.: Effect of 10-Year Outdoor Exposure and Curing Conditions on the Pore Structure Characteristics of Hardened Cement Mortar, Journal of Advanced Concrete Technology, Vol. 16, No. 9, pp.461-475, 2018

第3章

乾燥による細孔構造変化を考慮した 凍害劣化予測計算方法の確立

3.2 相対動弾性係数低下率と区間細孔量との関係

3.2.1 相対動弾性係数低下率算出時の問題

本劣化予測手法は耐凍害性の指標として ΔE を求める必要がある。[式:DF-PV]を用いることにより細孔量と空気量/ペースト比から耐久性指数を求めることが可能である^{3.7)}が、耐久性指数から ΔE を求めるためには図 3.1.2 のように劣化形態をモデル化し、求める必要がある。一方で ASTM 相当サイクル数の算出時において凍結融解試験時の劣化形態は図 3.1.3 のように、凍害劣化の兆候が現れる過程(相対動弾性係数 90%以上)と明確な劣化が現れる過程(相対動弾性係数 90~60%)で劣化直線の傾きが異なるモデルを用いている。そのため、本劣化予測手法において耐久性指数から図 3.1.2 のモデルを用いた場合、同じ現象に対して2つの異なるモデルが内包されることになる。そのため、劣化形態のモデルをどちらかに統一する必要があるが、図 3.1.3 のモデルは実験結果をもとに定めている点などから ASTM 相当サイクル数の劣化形態モデルを図 3.1.2 のモデルに変更することは適切ではないため、 ΔE の算出時のモデルを図 3.1.3 のモデルに変更する必要がある。また、それぞれの過程における ΔE を算出するのは、耐久性指数から図 3.1.3 のモデルを用いて ΔE を算出するには凍害劣化の兆候が現れる過程と明確な劣化が現れる過程における直線の傾きの比率が必要になるなど、非常に困難である。そこで、[式:DF-PV]の導出に用いられた鎌田らの実験結果^{3.7)}を用いて凍害劣化の兆候が現れる過程における $\Delta E(\Delta E_{90})$ および明確な劣化が現れる過程における $\Delta E(\Delta E_{60})$ と細孔量の関係式を導出する。

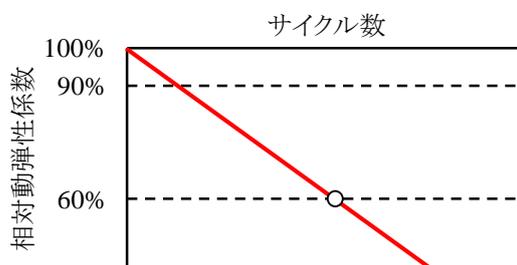


図 3.1.2 耐久性指数から ΔE を求める際の劣化形態モデル

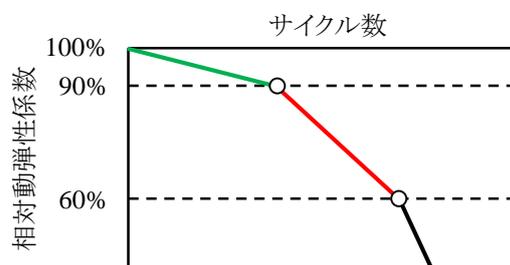


図 3.1.3 ASTM 相当サイクル数における劣化形態モデル

3.2.2 解析データ

1) 実験概要^{3.7)}

鎌田らは耐凍害性とセメント硬化体中の細孔構造との関係性を統計学的な解析手法を用いて検討しており、水銀圧入法により測定した細孔量から求めた様々な範囲の区間細孔量と硬化セメントペーストおよびコンクリートにおける凍結融解試験結果との相関関係を検証している^{3.7)}。

鎌田らの実験計画および調合を表 3.2.1、表 3.2.2 に示す。硬化セメントペースト実験は、3種類の水セメント比それぞれに対して練り上り温度とその後の養生温度を3種類の条件で試験開始材齢を4, 7, 14, 28, 91日として測定を行っている。コンクリート実験では、水セメント比を3種類、練り上り・養生温度を1種類、試験開始材齢を4, 7, 14, 28, 91日として測定を行っている。実験項目は硬化セメントペースト実験、コンクリート実験双方で凍結融解試験と水銀圧入法による細孔構造の測定を行っており、これに加えてコンクリート実験ではリニアトラバース法による気泡組織の測定も行っている。

表 3.2.1 実験計画^{3.7)}

硬化セメントペースト実験			
W/C	練り上り・養生温度[°C]	材齢[日]	実験項目
0.40 0.50 0.60	5 20 35	4	・凍結融解試験 (水中凍結融解・最低温度-18°C, -30°C) ・細孔構造測定 (水銀圧入法:直径 6.4~120000nm)
		7	
		14	
		28	
		91	
コンクリート実験			
W/C	練り上り・養生温度[°C]	材齢[日]	実験項目
0.40 0.50 0.60	20	4	・凍結融解試験 (水中凍結融解・最低温度-18°C, -30°C) ・細孔構造測定 (水銀圧入法:直径 6.4~120000nm) ・気泡組織の測定 (リニアトラバース法)
		7	
		14	
		28	
		91	

表 3.2.2 調合表^{3.7)}

W/C	s/a [%]	単位水量 [kg/m ³]	単位量[kg/m ³]			単位容積[l/m ³]		
			C	S	G	C	S	G
0.40	41.4	169	423	781	1056	134	284	403
0.50	44.8	167	334	883	1038	106	321	396
0.60	46.5	163	272	949	1038	86	345	396

凍結融解試験は ASTM C666 A 法による方法(凍結最低温度-18°C)と ASTM C666 A 法の凍結最低温度を-30°Cとした方法の2条件で行っている。硬化セメントペースト実験では質量減少および膨張量の測定を行い、コンクリート実験ではこれらに加えて相対動弾性係数の測定を行っている。また、当実験では最大試験サイクルを100サイクルとしているため、式 3.1 を用いて耐久性指数を算出している。

$$DF_{100cyc} = \frac{P \cdot N}{M} = \frac{P \cdot N}{100} \quad \text{式 (3.1)}$$

ここで、

DF_{100cyc} : 耐久性指数 (最大試験サイクル数 100)

P : 試験終了時の相対動弾性係数

N : 試験終了時のサイクル数

M : 最大試験サイクル数 当実験では 100 サイクル

なお、この実験の凍結融解試験における最大試験サイクル数は、現在一般的に用いられている JIS A 1148 A 法の最大試験サイクルと異なり、この実験で算出している耐久性指数は、JIS A 1148 による耐久性指数と異なる。そのため、現在用いられている耐久性指数との違いを明確にするため、本論文中ではこの最大試験サイクル 100 サイクルの凍結融解試験結果から求めた耐久性指数を DF_{100cyc} と表記する。

水銀圧入法による細孔量の測定は、前処理として所定の材齢で粉砕した試験体をアセトン置換による水和停止と D-Dry 法による乾燥を行った後に行っている。細孔量は、水銀の表面張力を $474 \times 10^{-5} \text{N/cm}$ 、接触角を 130° として次に示す Washburn 式^{3.8)}を用いて計算している。

$$r = -\frac{2\sigma_m \cos \theta_m}{P} \quad \text{式 (3.2)}$$

ここで、

r : 細孔半径[nm]

σ_m : 水銀の表面張力 [$\times 10^{-5} \text{N/cm}$]

θ_m : 水銀の接触角[°]

P : 水銀に加える圧力 [$\times 10^{-5} \text{N/cm}^2$]

測定した細孔径範囲は直径 6.4~120000nm の範囲であり、測定範囲を対数グラフ上で等間隔となる 16 区間に分割して区間細孔量を取りまとめている。コンクリート実験における試験結果を図 3.2.1, 図 3.2.2 および表 3.2.3 に示す。

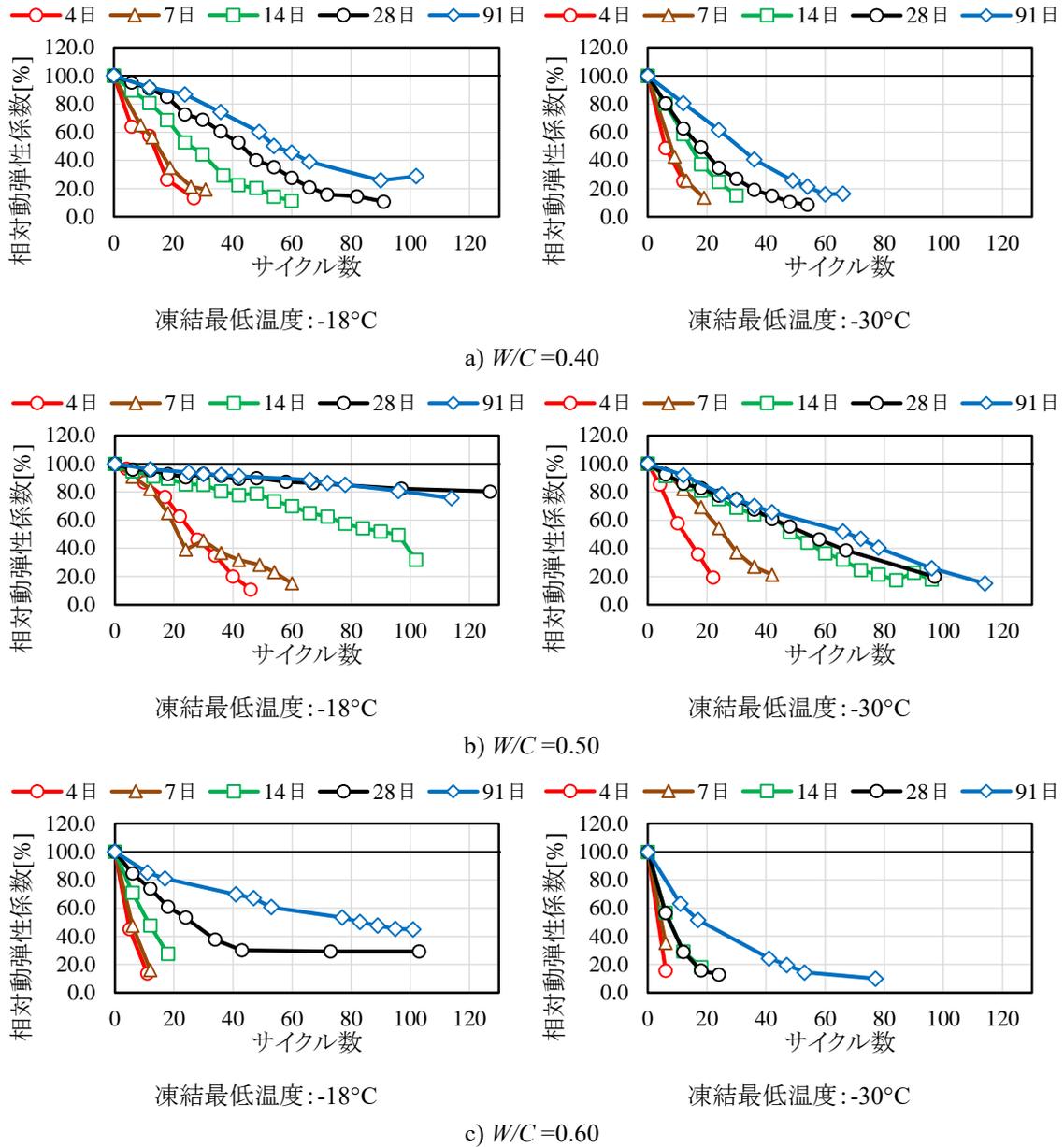


図 3.2.1 コンクリート実験における凍結融解試験結果

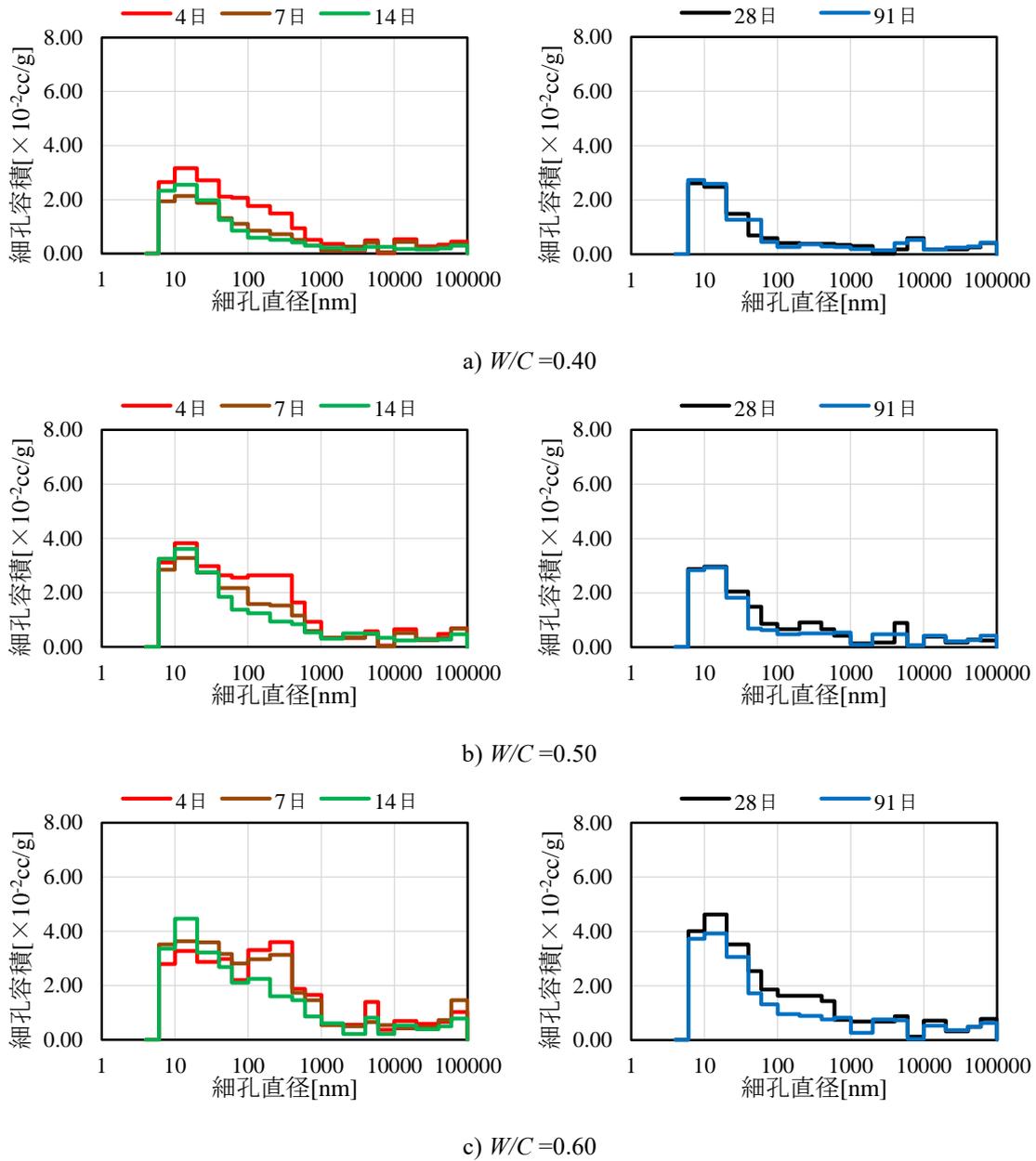


図 3.2.2 コンクリート実験における細孔構造測定結果

表 3.2.3 コンクリート実験における気泡組織測定結果^{3.9)}

W/C	空気量 (圧力法) [%]	硬化コンクリート			
		ペースト率 [%]	硬化空気量 [%]	空気量/ペースト比 [%]	気泡間隔係数 [mm]
0.40	1.4	30.3	0.37	1.184	1.510
0.50	2.0	27.3	0.41	1.515	1.034
0.60	2.3	24.9	0.30	1.214	0.830

2) 硬化セメントペースト・コンクリートの耐凍害性と細孔構造の関係^{3.7)}

鎌田らの既往研究では、硬化セメントペーストでは気泡が混入しにくく、骨材界面の空隙の影響がないことから、硬化セメントペーストを用いれば細孔構造の役割をより明確に把握できるとして、まずは硬化セメントペーストの耐凍害性と細孔構造との関係性の把握を行っている。セメントペーストにおける耐凍害性の指標として、膨張量が0.1%に達したときのサイクル数(DC)としている。これは凍結融解試験において、コンクリートの膨張量が0.1%になると相対動弾性係数が60%程度になるとされ、硬化セメントペースト中でも同様であると考えたためである。

硬化セメントペーストの耐凍害性に影響を与える細孔径範囲を把握するために鎌田らは $\log(DC)$ を目的変数、 $\log(PV_{A1-A2})$ を説明変数とした単回帰分析を行い、相関係数 R の比較を行った。ここで PV_{A1-A2} とは直径 $A1 \sim A2$ nm の範囲の区間細孔量を表す。得られた相関係数を表 3.2.4、表 3.2.5 に示す。これらの結果から、硬化セメントペーストにおいて最も耐凍害性に影響を与える細孔径範囲は直径 40~2000nm であると結論付けている。

続いて、コンクリートの耐凍害性を表す指標として DF_{100cyc} を用いてコンクリートの耐凍害性に影響を与える細孔径範囲の検討を硬化セメントペーストの検討と同様の手法によって行っている。得られた結果を表 3.2.6 に示す。 DF_{100cyc} と最も相関が高い細孔径範囲は硬化セメントペーストにおいて最も相関が高かった直径 40~2000nm とは異なり、直径 100~200nm であったが、双方の相関係数の差が小さいことやセメントペースト部における耐凍害性に与える細孔構造の影響は硬化セメントペーストとコンクリートで大きな差はないと考えられることなどから、コンクリートの DF_{100cyc} に影響する細孔径範囲も硬化セメントペーストと同様の直径 40~2000nm としている。

一方、この単回帰分析から得られた相関係数は決して高い値ではないことから、気泡特性として空気量/ペースト比を説明変数に追加し、目的変数を $\log(DF_{100cyc})$ 、説明変数を $\log(PV_{40-2000})$ 、空気量/ペースト比として重回帰分析を行うことで、耐凍害性と直径 40~2000nm 細孔量の関係式を導出し、以下の式を得ている。

$$\ln(DF_{100cyc}) = -0.317 - 1.209 \ln(PV_{40-2000}) + 1.799 A/P \quad \text{式 (2.12)}$$

ここで、

$PV_{40-2000}$: 直径 40~2000nm 細孔量[cc/g]

A/P : 空気量/ペースト比

表 3.2.4 区間細孔量と硬化セメントペーストの凍結融解試験結果の相関関係
(凍結最低温度-18°C)

		下限値[nm]								
		6	10	20	40	60	100	200	400	600
上限値 [nm]	100000	.843	.855	.871	.916	.829	.764	.692	.620	.549
	60000	.846	.858	.874	.929	.851	.793	.729	.664	.618
	40000	.847	.859	.874	.937	.865	.812	.753	.694	.654
	20000	.847	.858	.872	.938	.870	.820	.762	.703	.653
	10000	.848	.859	.873	.948	.888	.847	.728	.673	.606
	6000	.846	.858	.872	.946	.882	.839	.723	.591	.509
	4000	.846	.858	.871	.947	.885	.849	.767	.656	.510
	2000	.847	.859	.874	.955	.906	.886	.854	.772	.653
	1000	.847	.859	.873	.955	.907	.888	.858	.765	.658
	600	.851	.860	.871	.955	.908	.889	.860	.749	
	400	.836	.845	.856	.954	.906	.893	.864		
	200	.757	.783	.823	.943	.794	.852			
	100	.619	.678	.769	.923	.785				
	60	.356	.474	.676	.889					
	40	.187	.014	.483						
20	.545	.484								
10	.329									

表 3.2.5 区間細孔量と硬化セメントペーストの凍結融解試験結果の相関関係
(凍結最低温度-30°C)

		下限値[nm]								
		6	10	20	40	60	100	200	400	600
上限値 [nm]	100000	.869	.887	.894	.901	.802	.747	.681	.613	.541
	60000	.870	.888	.895	.912	.818	.769	.708	.644	.589
	40000	.871	.889	.896	.919	.829	.785	.727	.667	.613
	20000	.872	.889	.896	.919	.829	.785	.727	.667	.613
	10000	.872	.889	.895	.923	.837	.799	.741	.682	.619
	6000	.874	.891	.897	.942	.871	.850	.780	.741	.689
	4000	.873	.890	.896	.942	.869	.861	.816	.702	.553
	2000	.873	.891	.897	.944	.874	.874	.836	.732	.624
	1000	.873	.891	.896	.943	.873	.875	.838	.716	.606
	600	.879	.894	.896	.945	.876	.878	.843	.719	
	400	.870	.884	.884	.944	.869	.881	.845		
	200	.808	.837	.857	.934	.726	.810			
	100	.696	.753	.814	.919	.710				
	60	.483	.593	.744	.907					
	40	.017	.189	.588						
20	.503	.419								
10	.347									

表 3.2.6 区間細孔量とコンクリートの凍結融解試験結果の相関関係

		下限値[nm]								
		6	10	20	40	60	100	200	400	600
上限値 [nm]	100000	.541	.569	.598	.609	.603	.589	.560	.524	.504
	60000	.536	.565	.594	.606	.599	.583	.551	.508	.479
	40000	.534	.563	.593	.605	.597	.582	.549	.501	.465
	20000	.531	.561	.560	.603	.595	.578	.543	.490	.447
	10000	.532	.562	.594	.607	.599	.581	.542	.478	.409
	6000	.524	.552	.579	.590	.578	.558	.518	.453	.392
	4000	.531	.561	.592	.606	.595	.581	.547	.492	.442
	2000	.542	.574	.607	.624	.618	.609	.588	.557	.555
	1000	.537	.569	.601	.617	.608	.596	.569	.525	.484
	600	.536	.569	.604	.623	.615	.607	.583	.536	
	400	.533	.570	.610	.633	.629	.624	.605		
	200	.502	.550	.602	.634	.632	.636			
	100	.441	.503	.573	.615	.612				
	60	.370	.449	.544	.590					
	40	.242	.331	.448						
20	.092	.172								
10	.019									

3.2.3 分析結果

コンクリート実験の凍結融解試験結果から ΔE_{90} および ΔE_{60} を求めた。求めた ΔE_{90} および ΔE_{60} を表 3.2.7, 表 3.2.8 に示す。本研究ではここで求めた ΔE_{90} および ΔE_{60} を耐凍害性の指標として扱い、細孔構造との関係性を検討していく。

まずは ΔE_{90} および ΔE_{60} を説明する細孔量区間を求める。検討方法は鎌田らに倣い、 $\log(\Delta E_{90})$ および $\log(\Delta E_{60})$ を目的変数、 $\log(PV_{A1-A2})$ を説明変数とした単回帰分析によって行った。重回帰分析によって得られた相関係数を表 3.2.9 および表 3.2.10 に示す。

表 3.2.7 各水準の ΔE_{90}

W/C	凍結最低 温度[°C]	材齢[日]				
		4	7	14	28	91
0.40	-18	6.00	3.90	1.74	0.77	0.62
0.50		1.24	1.52	0.62	0.25	0.19
0.60		10.99	8.79	4.87	2.59	1.34
0.40	-30	8.54	6.39	3.32	3.27	1.61
0.50		3.66	1.29	1.32	1.21	0.73
0.60		14.07	10.80	7.21	7.25	3.36

表 3.2.8 各水準の ΔE_{60}

W/C	凍結最低 温度[°C]	材齢[日]				
		4	7	14	28	91
0.40	-18	3.77	3.45	1.93	1.28	0.91
0.50		2.01	2.39	0.51	0.11	0.24
0.60		10.99	8.79	4.46	2.01	0.63
0.40	-30	8.54	6.39	3.48	2.96	1.60
0.50		4.41	2.14	0.83	0.87	0.80
0.60		14.07	10.80	7.21	7.25	3.12

表 3.2.9 区間細孔量とコンクリートの ΔE_{90} の相関関係

		下限値[nm]											
		6	10	20	40	60	100	200	400	600	1000	2000	4000
上限値 [nm]	100000	.558	.583	.609	.614	.606	.592	.565	.537	.523	.524	.485	.548
	60000	.555	.580	.606	.612	.603	.588	.559	.526	.505	.497	.439	.519
	40000	.553	.579	.605	.611	.602	.586	.556	.519	.493	.475	.399	.491
	20000	.551	.577	.603	.609	.599	.583	.550	.508	.475	.445	.348	.445
	10000	.551	.578	.606	.612	.602	.585	.548	.496	.439	.379	.230	.304
	6000	.544	.569	.593	.598	.584	.566	.529	.476	.428	.364	.217	.300
	4000	.550	.577	.603	.612	.599	.585	.553	.508	.469	.409	.117	
	2000	.559	.587	.616	.627	.618	.609	.586	.562	.565	.607		
	1000	.554	.582	.610	.620	.608	.595	.566	.528	.492			
	600	.553	.583	.613	.625	.615	.605	.578	.537				
	400	.552	.586	.621	.635	.628	.622	.596					
	200	.529	.572	.618	.641	.635	.638		6000	10000	20000	40000	60000
	100	.477	.533	.596	.626	.616		100000	.601	.592	.599	.583	.573
	60	.417	.490	.578	.609			60000	.606	.565	.608	.581	
	40	.301	.385	.498				40000	.596	.523	.624		
20	.153	.227					20000	.534	.410				
10	.046						10000	.278					

表 3.2.10 区間細孔量とコンクリートの ΔE_{60} の相関関係

		下限値[nm]											
		6	10	20	40	60	100	200	400	600	1000	2000	4000
上限値 [nm]	100000	.525	.551	.578	.590	.585	.570	.542	.511	.493	.490	.448	.518
	60000	.519	.546	.573	.584	.578	.562	.521	.491	.462	.445	.381	.466
	40000	.517	.544	.572	.583	.577	.560	.527	.483	.448	.420	.336	.431
	20000	.515	.542	.569	.581	.574	.556	.521	.472	.429	.388	.282	.384
	10000	.515	.544	.573	.585	.579	.560	.522	.463	.395	.321	.163	.238
	6000	.506	.532	.556	.565	.554	.533	.492	.430	.366	.282	.125	.196
	4000	.516	.544	.571	.585	.576	.560	.528	.482	.440	.379	.070	
	2000	.526	.556	.586	.603	.597	.588	.567	.544	.549	.602		
	1000	.521	.550	.579	.594	.586	.572	.544	.506	.468			
	600	.519	.550	.582	.599	.592	.581	.556	.516				
	400	.517	.552	.588	.609	.605	.597	.574					
	200	.489	.534	.582	.613	.614	.613		6000	10000	20000	40000	60000
	100	.430	.489	.554	.595	.598		100000	.613	.582	.601	.594	.608
	60	.361	.424	.522	.564			60000	.603	.531	.578	.554	
	40	.239	.324	.431				40000	.605	.487	.592		
20	.098	.176					20000	.566	.374				
10	.011						10000	.279					

これらの区間細孔量の中で最も相関係数が高くなる細孔径区間は ΔE_{90} で直径 40~200nm, ΔE_{60} で直径 60~200nm であり, 鎌田らによるセメントペーストの DC との相関が最も高い直径 40~2000nm やコンクリートの DF と最も相関が高い直径 100~200nm と異なる範囲となった。ここで, 鎌

田らは、セメントペーストの DC と最も相関が高い細孔量範囲である直径 40~2000nm における相関係数との間にほとんど差が見られなかったことから、コンクリートの凍害に影響する細孔径の範囲を 40~2000nm としている。一方、 $\log(\Delta E_{90})$ および $\log(\Delta E_{60})$ に対する分析結果においてもそれぞれの最大の相関係数と直径 40~2000nm 細孔量との相関係数の差はほとんど見られない。加えて、直径 40~2000nm の区間における相関係数は近傍の区間細孔量の中でピークとなっている。これらのことから、 ΔE_{90} および ΔE_{60} に影響する細孔径の範囲も 40~2000nm とする。

しかし、この単回帰分析によって得られた式は相関係数が低く、 ΔE_{90} および ΔE_{60} の推定式としての精度は不十分である。そこで、説明変数に A/P を加えた重回帰分析を行った。その結果以下の式が得られた。得られた式の相関を図 3.2.5 に示す。

$$\ln(\Delta E_{90}) = 4.415 + 1.271 \ln(PV) - 4.627 A/P \quad \text{式 (3.3)}$$

$$\ln(\Delta E_{60}) = 4.211 + 1.267 \ln(PV) - 4.482 A/P \quad \text{式 (3.4)}$$

ここで、

ΔE_{90} : 凍害劣化の兆候が現れる過程における ΔE

ΔE_{60} : 明確な劣化が現れる過程における ΔE

式 2.12 の相関係数 0.854 に対して ΔE_{90} の相関係数は増加、 ΔE_{60} の相関係数は低下しているものの大きな低下ではないことから、これらの式を用いて直径 40~2000nm 細孔量と A/P から ΔE_{90} および ΔE_{60} の算出が可能である。

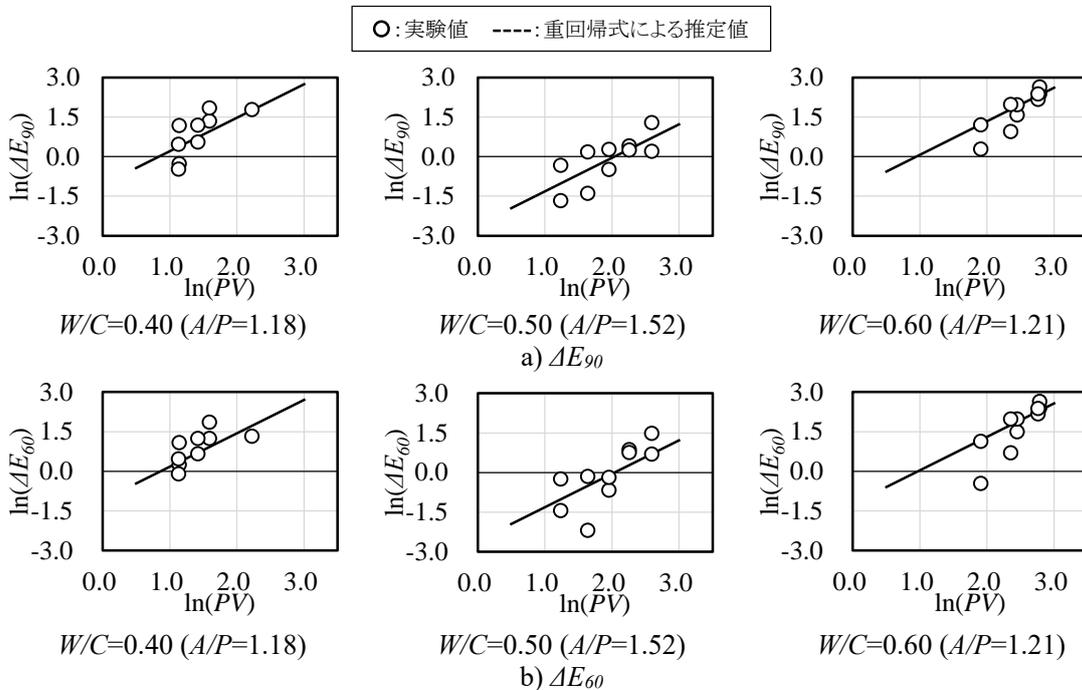


図 3.2.3 直径 40~2000nm 細孔量と ΔE の関係

3.3 温湿度時間積と 40-2000nm 細孔量変化率の関係

3.3.1 温湿度時間積の課題

中村らは普通ポルトランドセメントを用いたセメント硬化体における表層部を対象として、簡易的に乾燥による直径 40~2000nm 細孔量の変化を乾燥温度から予測する温度時間積を提案した^{3.10)}。この温度時間積は、コンクリート強度発現の推定に用いられる積算温度を参考に、基準温度を上回った際に乾燥が進行するとして乾燥度合いを指標化したものである。坂口らはこれを発展させる形で相対湿度の影響を加えた温湿度時間積として以下の式提案している^{3.11)}。

$$M_{ph} = \sum (\theta_{d,t} - D_t)(H_t - \varphi_{d,t})\Delta t \quad \text{式 (2.17)}$$

$$PV_d = \alpha\sqrt{M_{ph}} + \beta \quad (0 \leq \sqrt{M_{ph}} < \sqrt{a}) \quad \text{式 (2.18)}$$

$$PV_d = \gamma \quad (\sqrt{M_{ph}} \geq \sqrt{a}) \quad \text{式 (2.19)}$$

$$D_t = 16 \quad \text{式 (2.20)}$$

$$H_t = 0.35 W/C + 0.6392 \quad \text{式 (2.21)}$$

$$\alpha = 0.002 W/C + 0.0005 \quad \text{式 (2.23)}$$

$$\beta = 0.027 W/C - 0.0076 \quad \text{式 (2.24)}$$

$$\gamma = 0.0675 W/C + 0.0062 \quad \text{式 (2.25)}$$

$$a = 372.4 W/C + 307.67 \quad \text{式 (2.26)}$$

ここで、

M_{ph} : 温湿度時間積[°Cday]

t : 時間[日]

D_t : 基準温度(直径 40~2000nm 細孔量が増加し始める温度)[°C]

$\theta_{d,t}$: 養生温度[°C]

H_t : 基準湿度(直径 40~2000nm 細孔量が増加し始める湿度)

$\varphi_{d,t}$: 養生環境の相対湿度

PV_d : 乾燥後の直径 40~2000nm 細孔量[cc/g]

W/C : 水セメント比

α : 上限までの傾き

β : 乾燥前の直径 40~2000nm 細孔量[cc/g]

γ : 直径 40~2000nm 細孔量の上限值[cc/g]

a : 温湿度時間積の最大値[°Cday]

ただし、 $(\theta_{d,t}-D_t)$ および $(H_t-\varphi_{d,t})$ が負となる場合は 0 として扱う。

この温湿度時間積による直径 40~2000nm 細孔量変化の予測は北海道(室蘭)、東京(千葉県習志野)、沖縄(西原町)で行った 10 年間のモルタル曝露試験でその適用性を検証している^{3.12)}。

しかし、式 2.24 で表される乾燥前の直径 40~2000nm 細孔量は、養生条件などの水セメント比

以外の条件によっても異なる。一方、中村らによって提案されている温度時間積^{3.10)}においては、初期に対する乾燥後の直径40～2000nm細孔量の比(直径40～2000nm細孔量変化率)の対数との間に高い相関性があることが示されている。温度時間積の発展形である温湿度時間積においても同様に直径40～2000nm細孔量変化率との間に高い相関性が得られることが予想される。そこで、直径40～2000nm細孔量変化率と温湿度時間積との関係式を導くことが出来れば、乾燥前の直径40～2000nm細孔量の影響を取り除くことが可能であることから、式2.17～式2.25の導出に使用した実験データ^{3.11)}を用いて直径40～2000nm細孔量変化率に着目して再考察を行い、細孔量の初期値の影響を除いた乾燥による直径40～2000nm細孔量変化率の予測を行う。

3.3.2 解析データ

表3.3.1に式2.17～式2.25の導出に使用した実験の実験計画を示す。3種類の水セメント比のモルタルを用いて乾燥時の温湿度による直径40～2000nm細孔量の変化を測定した。養生条件は初期養生として20℃水中養生を4週間行った後、表3.3.1に示す各種環境条件において0, 2, 4, 8, 13週の養生を行っている。細孔構造の測定は、前処理として5mm角に切断した試験体をアセトン置換により水和停止を行った後、真空凍結乾燥機による乾燥処理を行った後に水銀圧入法により測定した。また、細孔量の計算は、 σ_m を $480 \times 10^{-5} \text{N/cm}$ 、 θ_m を 140° として次に示す式3.2を用いて計算している。測定範囲は測定圧力と式3.2より直径6.7～10500nmであった。試験結果から得られた直径40～2000nm細孔量変化率を図3.3.1に示す。

表 3.3.1 実験計画^{3.11)}

W/C	初期養生	初期養生後の養生条件		
		温度[°C]	相対湿度[%RH]	養生期間[週]
0.35 0.45 0.55	20℃水中養生 4週	20	23, 60, 75, 水中	0
		35	13, 60	2
		50	6, 23, 60, 75, 水中	4
				8
				13

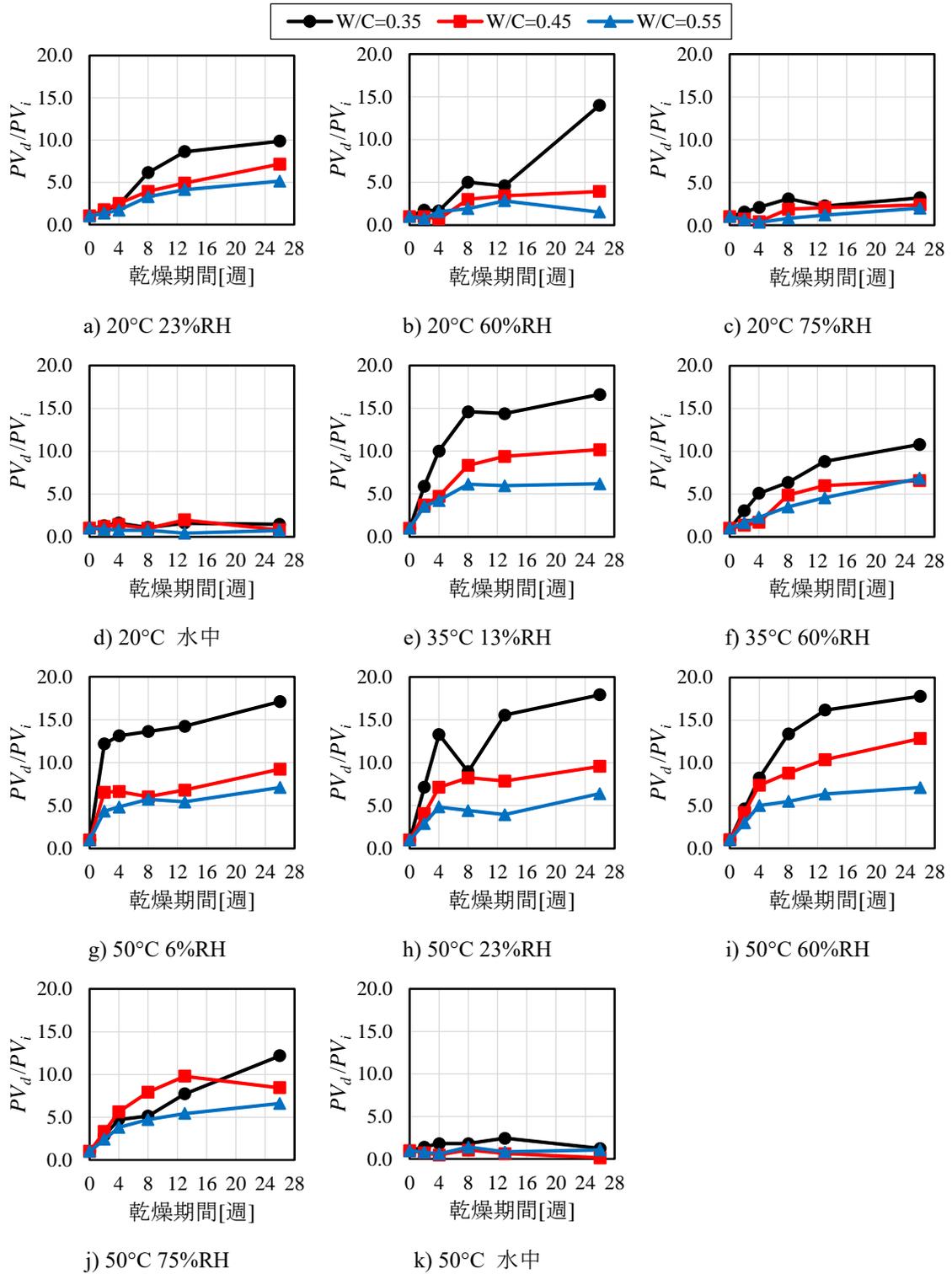


図 3.3.1 直径 40~2000nm 細孔量変化率と乾燥期間の関係

3.3.3 分析結果

実験から得られた直径 40~2000nm 細孔量と温湿度時間積の関係性を図 3.3.2 に示す。図 3.3.2 より水セメント比によらず 35°C・13%RH 8 週の温湿度時間積 ($W/C=0.35$ で 20.9, $W/C=0.45$ で 21.9, $W/C=0.55$ で 22.6) を超える条件では $\ln(PV_d/PV_i)$ の明確な上昇が見られない。したがって、35°C・13%RH 8 週の M_{ph} で直径 40~2000nm 細孔量は上限に達するとして直線の傾き (w) および上限値 (m) の検討を行った。

w を算出した結果、図 3.3.3 のようになり、35°C・13%RH 8 週の温湿度時間積を超える条件の平均値から m を求めた結果、図 3.3.4 のようになった。図 3.3.3, 図 3.3.4 に示すように w, m ともに W/C と直線関係にあることからこれらは W/C の一次式で表すことができる。その結果、直径 40~2000nm 細孔量と温湿度時間積の関係性は以下の式のように表すことができる。

$$PV_d/PV_i = w\sqrt{M_{ph}} \quad (w\sqrt{M_{ph}} < m) \quad \text{式 (3.5)}$$

$$PV_d/PV_i = m \quad (w\sqrt{M_{ph}} \geq m) \quad \text{式 (3.6)}$$

$$w = -0.35 W/C + 0.275 \quad \text{式 (3.7)}$$

$$m = -4.74 W/C + 4.308 \quad \text{式 (3.8)}$$

ここで、

w : 直線の傾き [$\sqrt{^\circ\text{Cday}}$]

m : $\ln PV_d/PV_i$ の上限値

以上の結果から、これら一連の式を用いることにより対象コンクリートの水セメント比、養生温度、養生環境の相対湿度が分かれば直径 40~2000nm 細孔量変化率を予測することが可能である。

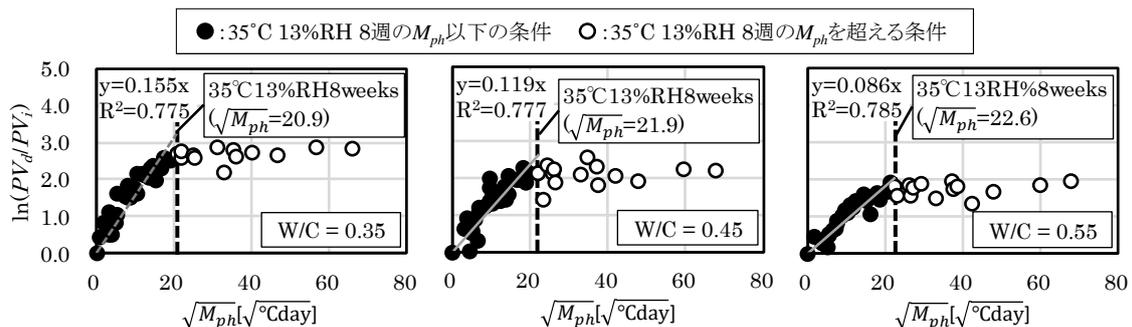


図 3.3.2 細孔量変化率と温湿度時間積の関係

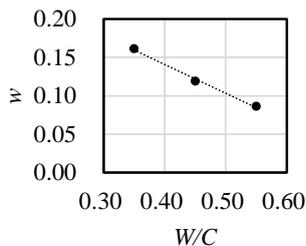


図 3.3.3 w と水セメント比の関係

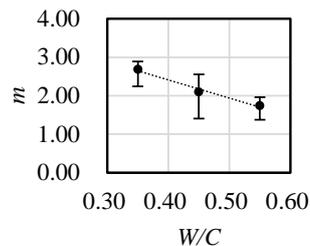


図 3.3.4 m と水セメント比の関係

3.4 相対動弾性係数予測式の作成

図 3.1.1 の考え方に基づき相対動弾性係数を予測するための一連の式を作成する。まず、ASTM 相当サイクル数は表 3.4.1 の係数と式 2.9～式 2.11 によって算出する^{3.1)}。ここで、式 2.10 の内、地域係数 T を用いる計算式は日最低気温の年極値と凍結持続日数、凍結融解総日数から気温による ASTM 相当サイクル数を簡易的に計算する手法である。

$$C_{Y_{ASTM-sp}} = C \times F \times s \times p \times R_{a90} \tag{式 (2.9)}$$

$$R_{a90} = \sum (-t_a/18)^{1.15} = 4.2T - 5.4 \tag{式 (2.10)}$$

$$T = -t_{amin}(1 - D_f/D_w) \tag{式 (2.11)}$$

ここで、

$C_{Y_{ASTM-sp}}$: ASTM 相当サイクル数[サイクル/年]

C : 養生条件に関する係数

F : 凍結融解条件に関する係数

s : 日射条件に関する係数

p : 劣化過程係数

R_{a90} : 気温による ASTM 相当サイクル数[サイクル/年]

t_a : 凍結最低温度[°C]

T : 地域係数

t_{amin} : 日最低気温の年間極値[°C]

D_w : 凍結融解層日数(最低気温が-1.0°C 以下の日数)[日]

D_f : 凍結持続日数(最高気温が 0.0°C 以下かつ最低気温が-1.0°C 以下の日数)[日]

表 3.4.1 ASTM 相当サイクル数の諸係数

		凍害劣化の過程	
		劣化の兆候 (100% ≥ RDM > 90%)	劣化の兆候 (90% ≥ RDM > 60%)
劣化過程係数 p		1.00	1.64
部 材 係 数	日射条件 s	北面	1.00
		水平・南面	1.45
	養生・ 乾燥条件 C	水中	1.00
		気中	0.66
		20°C 乾燥	0.26
		30°C 乾燥	0.14
	凍結融解 条件 F	水中凍結水中融解	1.00
		気中凍結水中融解	0.21

続いて、乾燥による耐凍害性低下を考慮するために温湿度時間積を用いて ΔE_{90} および ΔE_{60} を算出する。気泡組織は経年では大きく変化しないと考えられるため、 ΔE_{90} および ΔE_{60} と直径 40～2000nm 細孔量との関係式である式 3.3, 式 3.4, を用いて初期状態の $\Delta E (\Delta E_i)$ に対する乾燥後の $\Delta E (\Delta E_{d(n)})$ の比を表すと、式 3.9 および式 3.10 のように表すことができる。

$$\frac{\Delta E_{90d(n)}}{\Delta E_{90i}} = \left(\frac{PV_{d(n)}}{PV_i} \right)^{1.271} \quad \text{式 (3.9)}$$

$$\frac{\Delta E_{60d(n)}}{\Delta E_{60i}} = \left(\frac{PV_{d(n)}}{PV_i} \right)^{1.267} \quad \text{式 (3.10)}$$

ここで、

ΔE_{90i} : 初期状態の ΔE_{90}

$\Delta E_{90d(n)}$: 初期状態の ΔE_{90}

ΔE_{60i} : 初期状態の ΔE_{60}

$\Delta E_{60d(n)}$: 初期状態の ΔE_{60}

PV_i : 初期状態の直径 40～2000nm 細孔量[cc/g]

$PV_{d(n)}$: n 年目における直径 40～2000nm 細孔量[cc/g]

n : 経過年数[年]

さらに、式 3.9 および式 3.10 に式 3.5, 式 3.6 を代入し、 $\Delta E_{90d(n)}$ および $\Delta E_{60d(n)}$ について整理することにより乾燥後の ΔE を以下の式で表すことができる。ただし、年単位で計算を行うために温湿度時間積は 1 年間の温湿度時間積と経過年数の積で表す。

$$\Delta E_{90d(n)} = \Delta E_{90i} \times \exp\left(1.271w\sqrt{n \times M_{ph}'}\right) \quad \left(w\sqrt{n \times M_{ph}'} < m\right) \quad \text{式 (3.11)}$$

$$\Delta E_{90d(n)} = \Delta E_{90i} \times \exp(1.271m) \quad \left(w\sqrt{n \times M_{ph}'} \geq m\right) \quad \text{式 (3.12)}$$

$$\Delta E_{60d(n)} = \Delta E_{60i} \times \exp\left(1.267w\sqrt{n \times M_{ph}'}\right) \quad \left(w\sqrt{n \times M_{ph}'} < m\right) \quad \text{式 (3.13)}$$

$$\Delta E_{60d(n)} = \Delta E_{60i} \times \exp(1.267m) \quad \left(w\sqrt{n \times M_{ph}'} \geq m\right) \quad \text{式 (3.14)}$$

ここで、

M_{ph}' : 年間温湿度時間積[°Cday/年]

式 2.9 で算出された年間の凍結融解サイクル数である $C_{YASTM-sp}$ [サイクル/年]と式 3.11～式 3.14 から算出される 1 サイクルあたりの相対動弾性係数低下量である ΔE [%/サイクル]の積を求めることにより、1 年間の相対動弾性係数低下量[%/年]を算出することができる。したがって、 n 年目

まで積算した相対動弾性係数低下量を初期値から差し引くことによって n 年目時点での相対動弾性係数を算出することができる。つまり、式 3.15 を用いることにより、乾燥による耐凍害性の低下を考慮した上で、1 年単位での相対動弾性係数を予測することができる。

$$RDM_{(n)} = 100 - \sum_{j=1}^n C_{y_{ASTM-sp}} \cdot \Delta E_{(j)} \quad \text{式 (3.15)}$$

ここで、

$RDM_{(n)}$: n 年目における相対動弾性係数

$\Delta E_{(n)}$: n 年目における ΔE

式 2.9 から式 3.15 の一連の計算の流れを図 3.4.1 に示す。このように対象構造物の環境条件と温度条件から ASTM 相当サイクル数を、温湿度条件と水セメント比、初期の ΔE_{90} および ΔE_{60} から 1 年ごとの ΔE を求めることができ、これらを掛け合わせ、積算することにより任意の年における相対動弾性係数を計算することができる。

また、 n 年目の相対動弾性係数を求めることにより、特定の相対動弾性係数を下回るまでの年数を求めることも可能である。ここで、鉄筋コンクリート構造物の耐久設計施工指針^{3.13)}では、凍害によるひび割れに対する限界状態を相対動弾性係数によって設定しており、試験を行わない場合では設計限界状態は相対動弾性係数 60%、維持管理限界状態は相対動弾性係数 85%に達したときとしている。したがって、本劣化予測手法を用いて算出される相対動弾性係数が 85%を下回るまでの年数を維持管理限界年数、相対動弾性係数が 60%を下回るまでの年数を設計限界年数と定義する。また、相対動弾性係数が 85%前後をすぎると急激に劣化する恐れがあり、補修等の対策を施す場合は相対動弾性係数が 85%に達する前であることが好ましい。そのため、補修等の対策を施す目安とする年数として相対動弾性係数が 90%を下回るまでの年数を安全管理年数と定義する。一連の計算による予測手法を乾燥による影響を考慮した凍害劣化予測手法として提案する。

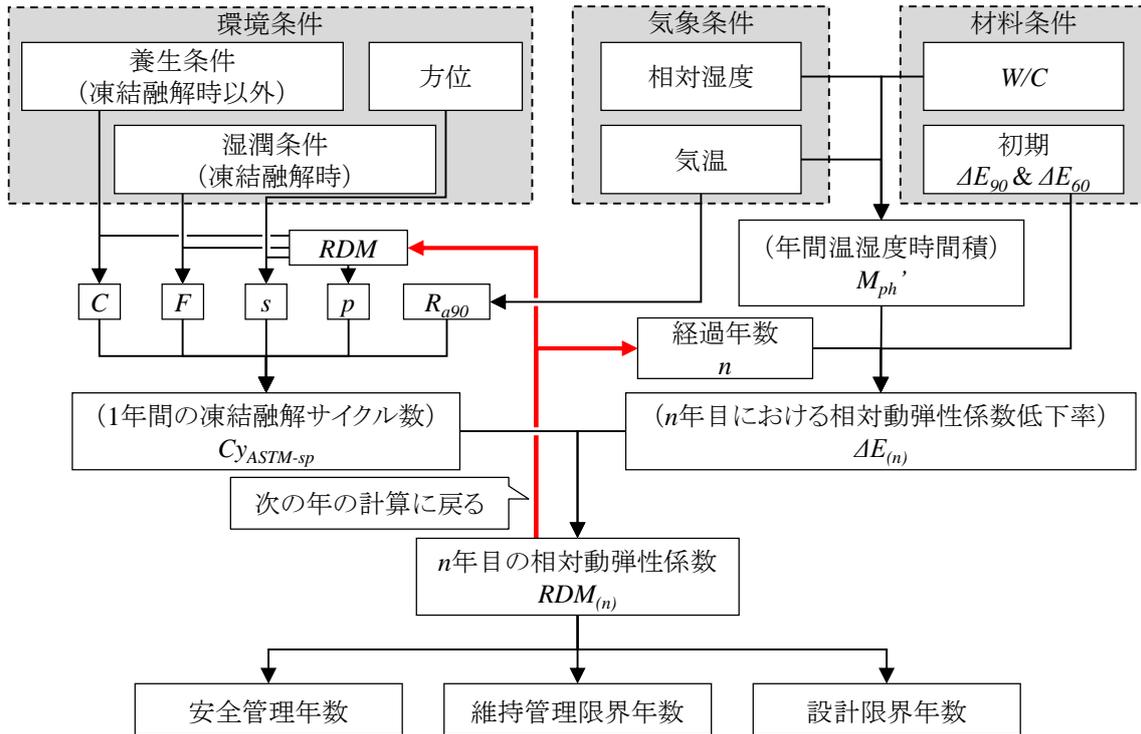


図 3.4.1 計算フロー図

3.5 劣化予測結果の整合性

3.5.1 凍結融解抵抗性に関する曝露試験の文献調査

提案した乾燥を考慮した凍害劣化予測手法は実環境下の相対動弾性係数を予測するものであり、曝露試験や実構造物における実際の相対動弾性係数の低下状況と比較し、妥当性を検証する必要がある。しかし、本劣化予測手法は年単位での予測となるため、検証には長期の曝露試験が必要となる。そこで、本研究では新たに曝露試験は行わず、既往の曝露試験結果と比較することにより妥当性の検討を行う。そのために、日本国内で行われた凍結融解抵抗性の検証のため行われた曝露試験結果を収集するために文献調査を行った。

日本国内の曝露試験を建築・土木分野を問わず収集するため、論文の検索エンジンは「J-STAGE」、 「CiNii Articles」、 「Google Scholar」とした。検索ワードは「コンクリート」と「曝露」の2つを固定ワードとし、その他の単語として「相対動弾性係数」、「凍害」、「凍結融解」、「寒冷地」の4つの単語の内一つを組み合わせて検索した。また、「曝露」に関しては「暴露」や「ばく露」と表記される場合もあるため、これらの表記に置き換えた検索も行った。その結果、表 3.5.1 に示すように、延べ 2508 件の文献がヒットした。

表 3.5.1 検索結果

検索ワード1	検索ワード2	検索ワード3	検索エンジン		
			J-STAGE	CiNii Articles	Google scholar
コンクリート	曝露	相対動弾性係数	20	0	25
コンクリート	暴露	相対動弾性係数	87	6	126
コンクリート	ばく露	相対動弾性係数	1	0	0
コンクリート	曝露	凍害	54	5	70
コンクリート	暴露	凍害	252	53	314
コンクリート	ばく露	凍害	3	0	1
コンクリート	曝露	凍結融解	76	3	96
コンクリート	暴露	凍結融解	314	41	374
コンクリート	ばく露	凍結融解	6	0	4
コンクリート	曝露	寒冷地	58	2	78
コンクリート	暴露	寒冷地	203	22	208
コンクリート	ばく露	寒冷地	4	0	2
合計			1078	132	1298

延べヒット件数 2508

※2021/9/13 現在

これらの文献およびその参考文献の中から、「コンクリート」、「耐凍害性の検証を行っている」、「相対動弾性係数の経時変化が示されている」の3つの条件を満たす文献を抽出した。その結果を表 3.5.2 に示す。これらの条件を満たす文献は 25 件あり、そのうち No.1-3, No.4-5, No.8-9, No.10-11, No.13-16, No.18-22 の 6 組はそれぞれ同一の曝露試験結果を扱った文献であるため、条件を満たした曝露試験は 13 件となる。このうち、曝露地点が北海道内の試験は 9 件、北海道外の試験は 4 件であった。各試験における曝露期間を図 3.5.1 に示す。No.10-11 と No.25 に関しては、曝露開始年の明記が無かったため、関連論文の発行年から曝露開始年を推定した。曝露期間は 10 年以下が 7 件、11~20 年が 5 件であり、20 年以上の試験は No.13-16 の 1 件であった。

第3章 乾燥による細孔構造変化を考慮した凍害劣化予測計算手法の確立

表 3.5.2 抽出された曝露試験に関する文献一覧

No.	参考文献番号	著者	タイトル	掲載冊子	巻号	ページ	発行年	曝露地点 (北海道のみ) 曝露道府県(名) 省(県)	曝露 年数	備考
1	3.14)	長谷川 寿夫, 洪 悦郎	コンクリートの凍害を対象とした屋外曝露試験: 第1報 曝露方法が異なる場合	日本建築学会北海道支部研究発表会報告	36号	pp.5-8	1971	札幌市	3	初期性能記載なし
2	3.15)	長谷川 寿夫, 洪 悦郎	コンクリートの凍害を対象とした屋外曝露試験(第1報)	日本建築学会大会学術講演梗概集	構造系	pp.323-324	1972	札幌市	3	No.1と同一試験
3	3.16)	長谷川 寿夫, 洪 悦郎	コンクリートの凍害を対象とした屋外曝露試験: 壁面方位の影響について(第1報)	日本建築学会北海道支部研究発表会報告	37号	pp.97-100	1972	札幌市	3	No.1と同一試験
4	3.17)	洪 悦郎, 長谷川 寿夫, 後藤 知以, 横平 昭	気象条件の異なる北海道内4都市における各種コンクリートの曝露試験	セメントコンクリート論文集技術年報 XXXVII	27巻	pp.284-288	1973	札幌市, 旭川市, 網走市, 室蘭市	3	No.4と同一試験
5	3.18)	洪 悦郎	コンクリートの凍害	コンクリート工学	13巻 3号	pp.33-44	1975	室蘭市	3	No.4と同一試験
6	3.19)	弘前学院 輝明, 藤井 一郎, 坪田 則行, 佐藤 希久	コンクリートの凍害に関する曝露試験	コンクリート工学年次講演会論文集	8巻	pp.189-192	1986	札幌市	12	
7	3.20)	滝井 登, 桑原 滋, 道村 和正	コンクリートの凍害地曝露試験について: 10年経過後の結果	日本建築学会大会学術講演梗概集	材料施工	pp.407-408	1991	青森県津軽郡, 東京都武蔵野市	10	初期性能記載なし
8	3.21)	江川 眞一郎, 千代田 将明, 野本 高憲, 野口 博章	長期埋地曝露試験に基づくコンクリートの耐凍害性に関する基礎的研究	土木学会論文集	1993巻 472号	pp.39-48	1993	長野県松本市	20	
9	3.22)	石井 清, 江川 眞一郎, 堤 知明, 野口 博章	凍結融解作用を受けるコンクリートの劣化予測に関する研究	土木学会論文集	1997巻 564号	pp.221-232	1997	長野県松本市	20	No.8と同一試験
10	3.1)	浜 幸雄, 松村 光太郎, 田畑 雅幸, 富坂 崇, 鎌田 英治	気象因子を考慮したコンクリートの凍害劣化予測	日本建築学会構造系論文集	64巻 523号	pp.9-16	1999	札幌市	15	
11	3.23)	千歩 修, 松村 光太郎, 浜 幸雄, 友澤 史紀	ASTM 相当サイクルを用いた鉄筋コンクリート建築物の凍害劣化予測手法の提案	日本建築学会技術報告集	9巻 17号	pp.49-53	2003	札幌市	15	No.10と同一試験
12	3.24)	毛 昭弘, 船田 耕一, 羽根井 善久, 松井 敏二	寒冷環境下で曝露した既製コンクリートの耐凍害性に及ぼす各種要因の影響	コンクリート工学年次論文集	26巻	pp.1581-1586	2004	札幌市	5	初期性能記載なし
13	3.25)	田畑 雅幸, 平野 彰彦, 濱 幸雄	札幌市に25・24年屋外曝露したコンクリートの耐凍害性に関する研究	日本建築学会大会学術講演梗概集	材料施工	pp.539-540	2006	札幌市	25	
14	3.26)	田畑 雅幸, 平野 彰彦, 濱 幸雄	札幌市に長期屋外曝露したコンクリートの耐凍害性について	日本建築学会北海道支部研究報告集	79号	pp.9-12	2006	札幌市	25	No.13と同一試験
15	3.27)	田畑 雅幸, 平野 彰彦, 濱 幸雄	寒冷地に26・27年屋外曝露したコンクリートの耐凍害性に関する研究	日本建築学会北海道支部研究報告集	80号	pp.13-16	2007	札幌市→小樽市	27	No.13と同一試験
16	3.28)	田畑 雅幸, 平野 彰彦, 濱 幸雄	寒冷地に26・27年屋外曝露したコンクリートの耐凍害性に関する研究	日本建築学会大会学術講演梗概集	材料施工	pp.981-982	2008	札幌市→小樽市	27	No.13と同一試験
17	3.29)	加藤 利菜, 船田 耕一, 猪狩 平三郎	20年間寒冷地の海岸環境下に曝露したコンクリートと凍結融解試験を行ったコンクリートの耐凍害性の比較について	セメントコンクリート論文集	65巻 1号	pp.466-471	2009	網走市	20	
18	3.30)	安藤 隼, 斎藤 敏樹, 今井 和宏	フライトコンクリートの曝露試験による耐凍害性について	土木学会論文集第66回年次学術講演会		pp.131-132	2011	江別市	4	
19	3.31)	杉山 隆文, 井上 真澄, 小野寺 取, 瀧村 秀治	積雪寒冷地におけるコンクリート用混和材としての高炉スラグ微粉未およびフライアッシュの利用	コンクリート工学	54巻 9号	pp.907-913	2016	江別市	4	No.19と同一試験
20	3.32)	斎藤 敏樹, 関谷 美智, 開 洋介	フライトコンクリートの室内試験および曝露試験による耐久性について	コンクリート工学年次論文集	39巻 1号	pp.181-186	2017	江別市	10	No.19と同一試験
21	3.33)	北海道土木技術会 コンクリート研究委員会	産業副産物起源のコンクリート用混和剤に関する積雪寒冷地利用技術研究小委員会報告書				2018	江別市	10	No.19と同一試験
22	3.34)	斎藤 弘光, 茂庭 孝司, 河田 義郎	北海道発 積雪寒冷地における需要欠欠の取組み	コンクリート工学	57巻 6号	pp.452-453	2019	江別市	10	No.19と同一試験
23	3.35)	肥後 康秀, 棚野 博之, 田中 敏嗣, 鹿毛 忠雄, 多田 克彦	寒冷地環境下での曝露試験によるコンクリートを使用したコンクリートの凍結融解低劣性評価	日本建築学会大会学術講演梗概集	材料施工	pp.473-474	2013	北上市	12	
24	3.36)	船越 俊幸, 神代 泰道, 一瀬 賢一	既製コンクリート2種の気中凍結・気中融解による耐凍害性に関する一考察	日本建築学会技術報告集	20巻 46号	pp.831-854	2014	栃木県那須市, 東京都清瀬市, 埼玉県大松渡市	4	軽量骨材使用
25	3.37)	佐藤 重悦, 徳重 英信	ゴミ溶融スラグ骨材を用いたモルタルおよびコンクリートの物理的特性および耐久性に関する実験的検討	材料	65巻 1号	pp.91-96	2016	秋田県大館市	7	初期性能記載なし

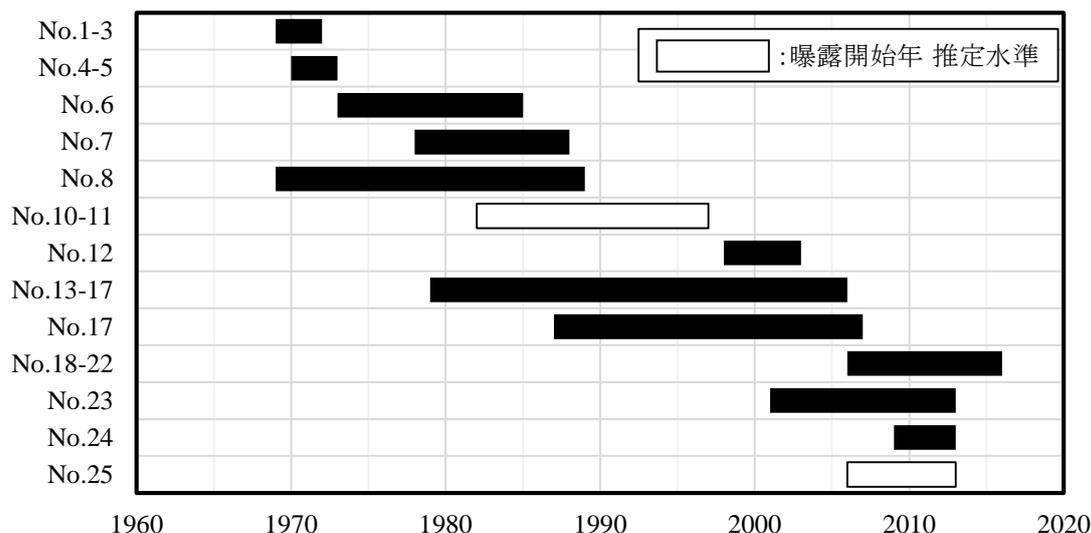


図 3.5.1 各試験における曝露期間

3.5.2 曝露試験結果と劣化予測手法における予測結果との比較

1) 比較対象曝露試験の選定

前述の条件によって抽出された 13 件の曝露試験の内, No.1-3, No.7, No.12, No.25 の 4 件の試験結果では初期の凍結融解試験結果が示されていないため, ΔE_{90i} および ΔE_{60i} を求めることができない。そのため, 比較対象から除外した。残りの 9 件中, 曝露期間が 10 年以上の長期の曝露試験である No.4-5, No.6, No.10-11, No.13-16, No.18-22, No.25 の 5 件の曝露試験における水セメント比 60%以下かつ普通セメントを利用した水準の共振法による相対動弾性係数を比較対象とした。なお, No.8-9 は共振法による相対動弾性係数の測定を行っている供試体がウェットスクリーニングを行った供試体であるため, No.17 に関しては初期の凍結融解試験における作用水として塩水を用いているため比較対象から除外した。

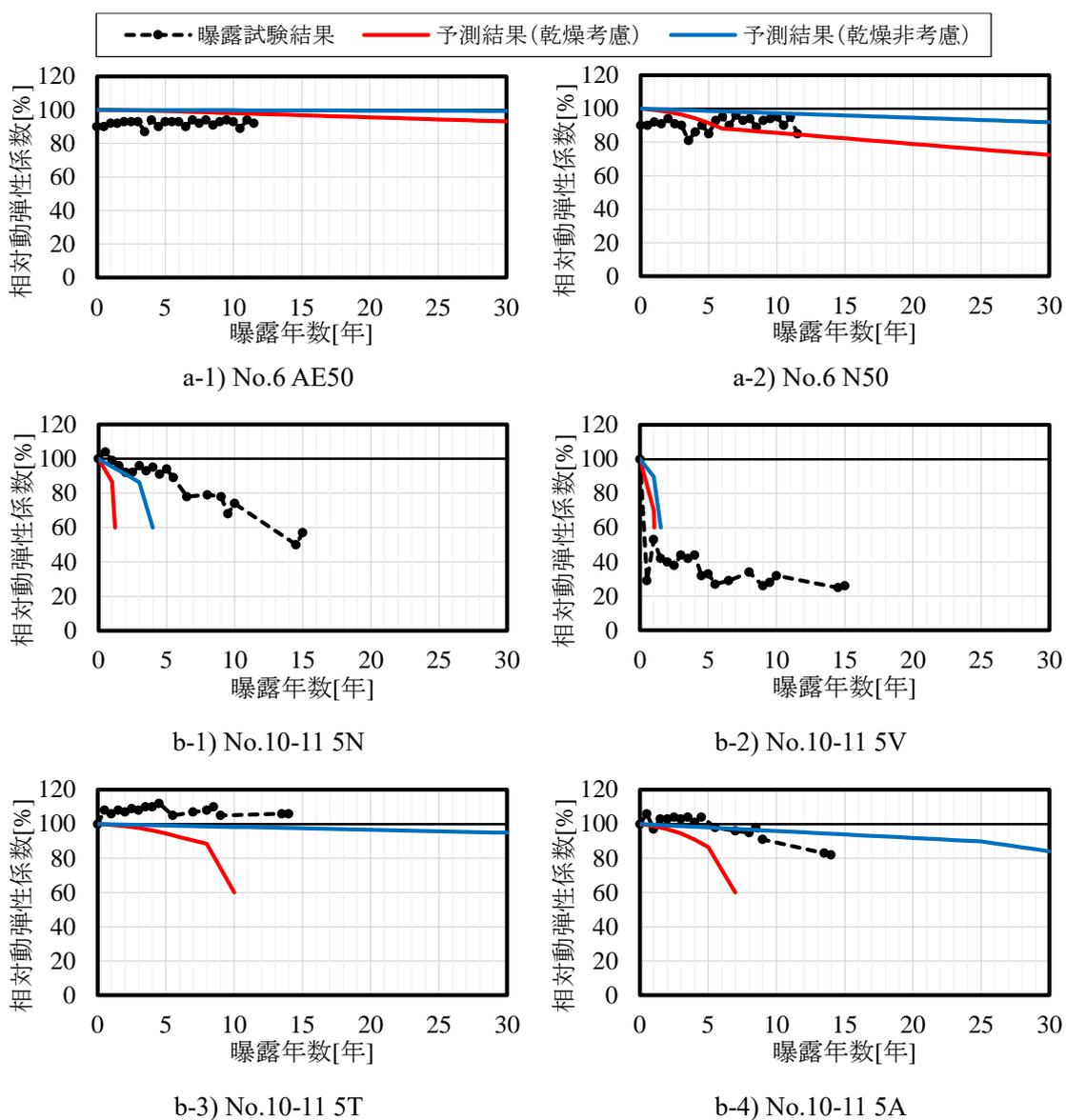
2) 劣化予測手法における計算条件

劣化予測手法における計算条件として, 環境条件は表 3.4.1 の中で最も曝露環境下に近い条件である北面, 20°C 乾燥, 気中凍結水中融解とした。気象条件は曝露試験場の所在都市における曝露開始年から終了年までの気象データの観測値を用いて各年の $C_{yASTM-sp}$ および M_{ph} を求め, 平均値を算出し予測計算に利用した。曝露試験場の所在都市において相対湿度の記録がない江別市と北斗市は最寄りの相対湿度の記録がある都市である札幌市と函館市の気象データを利用した。さらに, 乾燥の影響を考慮した本手法による予測だけでなく, 乾燥の影響を考慮していない ASTM 相当サイクル数のみによる予測も行った。気象データは気象庁のウェブサイト^{3.38)}からダウンロードした。

3) 曝露試験結果と予測結果の比較

本章で提案した劣化予測手法は基準温度を上回り、かつ基準湿度を下回った時点で乾燥による細孔構造変化が発生するという条件下での計算であるが、実環境下においては雨水等による湿潤によって乾湿繰り返し条件下になる。このことを踏まえると、実環境下における相対動弾性係数の変化は乾燥の影響を最も受けた場合である本手法における予測結果と乾燥の影響を受けない条件下である ASTM 相当サイクル数のみでの予測結果の間で推移すると考えられる。

以上のことを踏まえ、曝露試験結果と予測結果の比較を図 3.5.2 に示す。曝露試験においては No.10-11 の 5T や No.23 のように相対動弾性係数が回復する事例が存在している。劣化予測手法では相対動弾性係数の回復は考慮できないため、それらの事例では曝露試験結果との間で十分な対応はとれていない。また、No.6 の曝露結果に関しては曝露 0 年目で相対動弾性係数が 90% になっているが、その点を除けばほとんど相対動弾性係数が低下していない状態を予測できていると言える。一方、曝露期間中に目立った相対動弾性係数の回復を示していない試験結果に対しては、概ね ASTM 相当サイクル数のみでの予測結果と本章で提案した予測手法による予測結果の間に収まっている。特に No.13-16 の曝露試験結果では、本手法における予測結果の相対動弾性係数が 90% 以上の範囲ではよい対応を示している。一方で本手法における予測結果の相対動弾性係数が 90% を下回った範囲では、予測結果の劣化速度が大幅に上昇しており、曝露試験結果と大きく異なる結果となっている。これは主に $C_{y_{ASTM-sp}}$ の各係数が相対動弾性係数 90% を下回ると上昇することが影響している。この係数の変化は既往研究^{3.1), 3.39)}による実験結果から、凍害劣化の兆候が現れる過程と明確な劣化が現れる過程の境界を相対動弾性係数 90% として場合分けを行い、重回帰分析から求めた結果である。しかし、曝露試験や他の凍結融解試験の結果では必ずしも 2 つの過程の境界値が相対動弾性係数 90% ではない。このことを踏まえると、2 つの過程の境界値や $C_{y_{ASTM-sp}}$ の諸係数に関してはさらなる検討の余地があると言える。



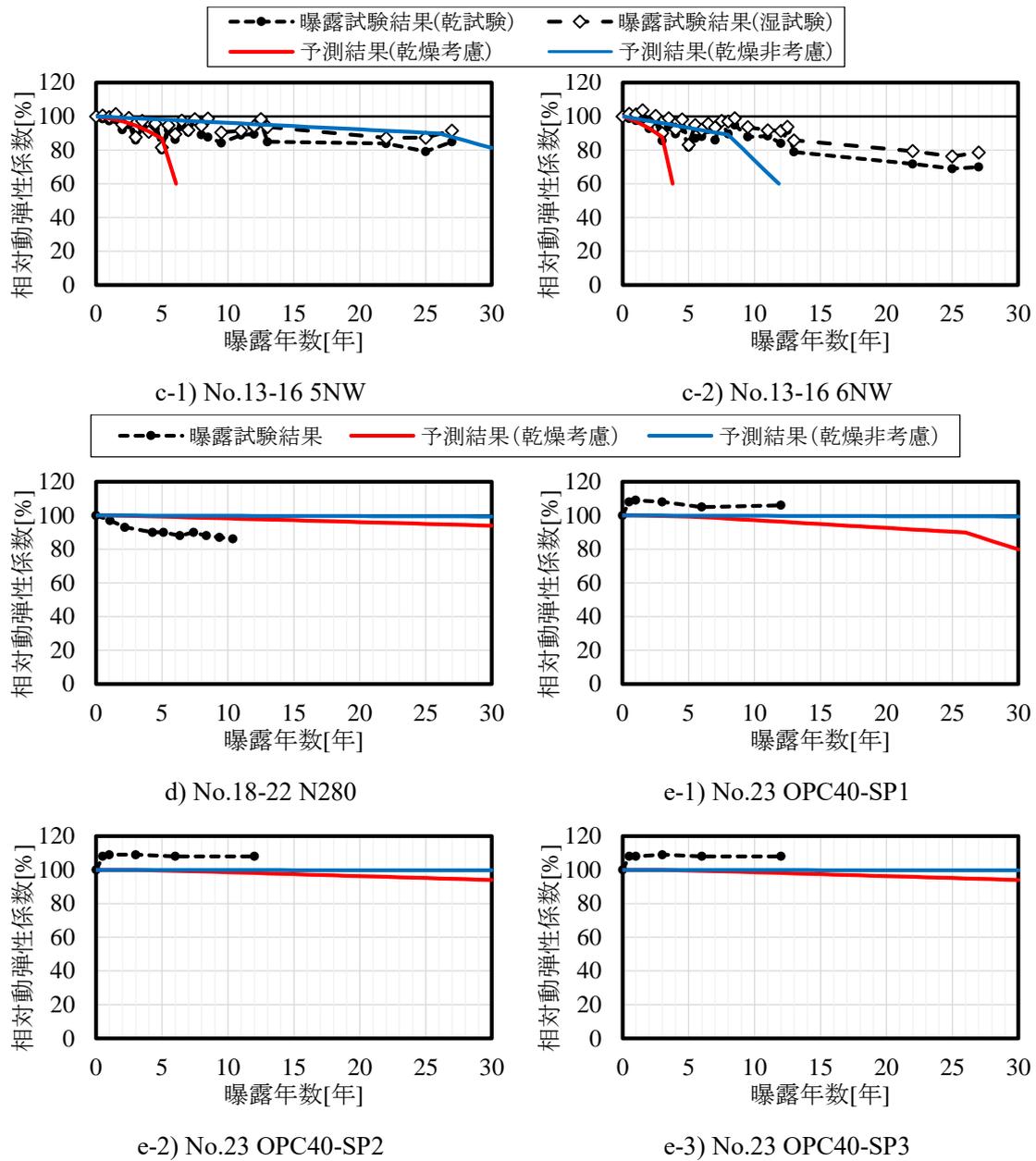


図 3.5.2 曝露試験結果と予測結果の比較

3.6 まとめ

本章では ASTM 相当サイクル数と温湿度時間積を用いた乾燥による細孔構造変化を考慮した凍害劣化予測計算手法の確立を行った。以下にその結果を示す。

- 1) ΔE_{90} および ΔE_{60} に影響を与える細孔径の範囲を検討した結果、最も相関係数が高い範囲は ΔE_{90} で直径 40~200nm, ΔE_{60} で直径 60~200nm であったが、セメントペーストにおいて最も相関が高かった直径 40~2000nm における相関係数も周辺の細孔径範囲中ではピークになっており、相関係数も大きな差がないことから、 ΔE_{90} および ΔE_{60} も直径 40~2000nm 細孔量で説明可能である。また、 A/P を説明変数に加えることにより ΔE_{90} および ΔE_{60} 予測式として式 3.3, 式 3.4 を得た。これにより、細孔量と空気量ペースト比から 1 サイクルあたりの相対動弾性係数低下量を求めることができる。
- 2) 直径 40~2000nm 細孔量の初期値の影響を除外するために直径 40~2000nm 細孔量変化率と温湿度時間積の関係式を導出した。その結果、直径 40~2000nm 細孔量変化率の対数は温湿度時間積の平方根と上限値を持つ比例関係にあり、直径 40~2000nm 細孔量変化率を表す実験式として式 3.5~式 3.8 を得た。一連の式により水セメント比と養生時の温湿度条件から直径 40~2000nm 細孔量変化率を求めることができる。
- 3) 直径 40~2000nm 細孔量変化率の予測式および ΔE_{90} および ΔE_{60} と直径 40~2000nm 細孔量の関係式、ASTM 相当サイクル数から初期の 1 サイクルあたりの相対動弾性係数低下量と年間温湿度時間積、経過年数から任意の年の相対動弾性係数を予測する式として式 3.15 を得た。これにより 1 年単位で相対動弾性係数の変化の予測や、安全管理年数、維持管理限界年数、設計限界年数の予測が行える。
- 4) 本手法と ASTM 相当サイクル数のみでの予測結果と曝露試験結果を比較した結果、相対動弾性係数の回復傾向があまり見られない曝露試験結果に関しては、予測結果が相対動弾性係数 90%以上の範囲において一定の対応を示した。

【参考文献】

- 3.1) 浜 幸雄, 松村 光太郎, 田畑 雅幸, 冨板 崇, 鎌田 英治: 気象因子を考慮したコンクリートの凍害劣化予測, 日本建築学会構造系論文集, 第 523 号, pp.9-16, 1999
- 3.2) 浜 幸雄, 濱田 英介, 千歩 修, 友澤 史紀: 7~12 年間の屋外暴露によるコンクリートの耐凍害性の変化, 第 56 回セメント技術大会講演要旨, pp.216-217, 2002
- 3.3) 浜 幸雄, 濱田 英介, 千部 修, 友澤 史紀: 高強度・高流動コンクリートの耐凍害性におよぼす凍結融解試験前の養生条件の影響, セメント・コンクリート論文集, No.56, pp.425-430, 2003
- 3.4) 青野 義道, 松下 文明, 柴田 純夫, 濱 幸雄: 乾燥による硬化セメントペーストのナノ構造変化と耐凍害性への影響, コンクリート工学論文集, 第 19 巻, 第 2 号, pp.21-34, 2008
- 3.5) 青野 義道, 松下 文明, 柴田 純夫, 濱 幸雄: 乾湿繰り返し及ぼすコンクリートの耐凍害性への影響とその劣化メカニズムに関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 607 号, pp.15-22, 2006
- 3.6) Aono, Y. Matsushita, F. Shibata, S. and Hama, Y.: Nano-structural Changes of C-S-H in Hardened Cement Paste during Drying at 50°C, Journal of Advanced Concrete Technology, Vol. 5, No. 3, pp.313-323, 2007
- 3.7) 鎌田 英治, 千歩 修, 田畑 雅幸, 田中 宏和: コンクリートの耐凍害性におよぼす細孔構造の役割についての統計的解析, 日本建築学会構造系論文集, 第 487 号, pp.1-9, 1996
- 3.8) Washburn, E. W.: The Dynamics of Capillary Flow, Physical Review, Vol. 17, pp.273-283, 1921
- 3.9) 鎌田 英治, 田畑 雅幸, 田中 宏和: コンクリートの凍害における細孔組織および気泡構造の役割, 日本建築学会北海道支部研究報告集, 65 号, pp.17-20, 1992
- 3.10) 中村 暢, 濱 幸雄, 谷口 円: 乾燥によるモルタルの直径 40-2000nm の細孔量変化と温度時間積の関係, 日本建築学会構造系論文集, 第 713 号, pp.981-989, 2015
- 3.11) 坂口 朗央, 濱 幸雄: 乾燥によるモルタルの細孔構造変化を表す温湿度時間積, コンクリート構造物の補修, 補強, アップグレード論文報告集, 第 16 巻, pp.79-84, 2016
- 3.12) Nguyen, X. Q. Kim, J. and Hama, Y.: Effect of 10-Year Outdoor Exposure and Curing Conditions on the Pore Structure Characteristics of Hardened Cement Mortar, Journal of Advanced Concrete Technology, Vol. 16, No. 9, pp.461-475, 2018
- 3.13) 日本建築学会: 鉄筋コンクリート構造物の耐久設計指針・同解説, pp.140-148, 2016
- 3.14) 長谷川 寿夫, 洪 悦郎: コンクリートの凍害を対象とした屋外曝露試験: 第 1 報 曝露方法が異なる場合, 日本建築学会北海道支部研究発表会報告, 36 号, pp.5-8, 1971
- 3.15) 長谷川 寿夫, 洪 悦郎: コンクリートの凍害を対象とした屋外曝露試験(第 1 報), 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造系, pp.323-324, 1972
- 3.16) 長谷川 寿夫, 洪 悦郎: コンクリートの凍害を対象とした屋外曝露試験: 壁面方位の影響について-第 1 報, 日本建築学会北海道支部研究発表会報告, 37 号, pp.97-100, 1972
- 3.17) 洪 悦郎, 長谷川 寿夫, 後藤 知以, 横平 昭: 気象条件の異なる北海道内 4 都市における

- 各種コンクリートの暴露実験, セメント・コンクリート論文集技術年報 XXVII, 27 巻, pp.284-288, 1973
- 3.18) 洪 悦郎:コンクリートの凍害, コンクリート工学, 13 巻 3 号, pp.33-44, 1975
- 3.19) 弥勒院 輝明, 藤井 一郎, 坪田 則行, 佐藤 希久:コンクリートの凍害に関する暴露実験, コンクリート工学年次講演会論文集, 8 巻, pp.189-192, 1986
- 3.20) 滝井 登, 桑原 滋, 道村 和正:コンクリートの寒冷地暴露試験について : 10 年経過後の結果, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 材料施工, pp.407-408, 1991
- 3.21) 江川 颯一郎, 千代田 将明, 野本 高憲, 野口 博章:長期現地暴露試験に基づくダムコンクリートの耐凍害性に関する基礎的研究, 土木学会論文集, 1993 巻 472 号, pp.39-48, 1993
- 3.22) 石井 清, 江川 颯一郎, 堤 知明, 野口 博章:凍結融解作用を受けるコンクリートの劣化予測に関する研究, 土木学会論文集, 1997 巻 564 号, pp.221-232, 1997
- 3.23) 千歩 修, 松村 光太郎, 浜 幸雄, 友澤 史紀:ASTM 相当サイクルを用いた鉄筋コンクリート造建築物の凍害劣化予測手法の提案(材料施工), 日本建築学会技術報告集, 9 巻 17 号, pp.49-53, 2003
- 3.24) 毛 継沢, 鮎田 耕一, 羽根井 誉久, 松井 敏二:寒冷環境下に暴露した軽量コンクリートの耐凍害性に及ぼす各種要因の影響, コンクリート工学年次論文集, 26 巻, pp.1581-1586, 2004
- 3.25) 田畑 雅幸, 平野 彰彦, 濱 幸雄:札幌市に 25・24 年屋外暴露したコンクリートの耐凍害性に関する研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 材料施工, pp.539-540, 2006
- 3.26) 田畑 雅幸, 平野 彰彦, 濱 幸雄:札幌市に長期屋外暴露したコンクリートの耐凍害性について, 日本建築学会北海道支部研究報告集, 79 号, pp.9-12, 2006
- 3.27) 田畑 雅幸, 平野 彰彦, 濱 幸雄:寒冷地に 26・27 年屋外暴露したコンクリートの耐凍害性に関する研究, 日本建築学会北海道支部研究報告集, 80 号, pp.13-16, 2007
- 3.28) 田畑 雅幸, 平野 彰彦, 濱 幸雄:寒冷地に 26・27 年屋外暴露したコンクリートの耐凍害性に関する研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 材料施工, pp.981-982, 2008
- 3.29) 加藤 利菜, 鮎田 耕一, 猪狩 平三郎:20 年間寒冷地の海洋環境下に暴露したコンクリートと凍結融解試験を行ったコンクリートの耐凍害性の比較について, セメント・コンクリート論文集, 63 巻 1 号, pp.466-471, 2009
- 3.30) 安藤 陸, 斎藤 敏樹, 今井 和宏:フライアッシュコンクリートの曝露試験による耐凍害性について, 土木学会論文集第 66 回年次学術講演会, , pp.131-132, 2011
- 3.31) 杉山 隆文, 井上 真澄, 小野寺 収, 澤村 秀治:積雪寒冷地におけるコンクリート用混和材としての高炉スラグ微粉末およびフライアッシュの利用, コンクリート工学, 54 巻 9 号, pp.907-913, 2016
- 3.32) 齋藤 敏樹, 関谷 美智, 開 洋介:フライアッシュコンクリートの室内試験および曝露試験による耐久性について, コンクリート工学年次論文集, 39 巻 1 号, pp.181-186, 2017

- 3.33) 北海道土木技術会 コンクリート研究委員会:産業副産物起源のコンクリート用混和剤に関する積雪寒冷地利用技術研究小委員会 報告書, 2018
- 3.34) 齊藤 弘光, 茂庭 孝司, 河田 義郎:北海道発 積雪寒冷地における需要拡大の取組み, コンクリート工学, 57 巻 6 号, pp.452-453, 2019
- 3.35) 肥後 康秀, 棚野 博之, 田中 敏嗣, 鹿毛 忠継, 多田 克彦:寒冷地環境下での暴露試験によるエコセメントを使用したコンクリートの凍結融解抵抗性評価, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 材料施工, pp.473-474, 2013
- 3.36) 植松 俊幸, 神代 泰道, 一瀬 賢一:軽量コンクリート2種の気中凍結・気中融解による耐凍害性に関する一考察, 日本建築学会技術報告集, 20 巻 46 号, pp.851-854, 2014
- 3.37) 佐藤 重悦, 徳重 英信:ごみ溶融スラグ細骨材を用いたモルタルおよびコンクリートの物理的特性および耐久性に関する実験的検討, 材料, 65 巻 1 号, pp.91-96, 2016
- 3.38) 気象庁:過去の気象データ・ダウンロード,
URL:<http://www.data.jma.go.jp/gmd/risk/obsdl/index.php> (2021.9.19 最終閲覧)
- 3.39) 田畑 雅幸:コンクリートの凍害における環境条件の影響に関する研究, 北海道大学学位論文, 1974

第 4 章

乾燥を考慮した凍害劣化予測計算手法を用いた 凍害環境地域性評価

第4章 乾燥を考慮した凍害劣化予測計算手法を用いた凍害環境地域性評価

4.1 はじめに

凍害はコンクリート内の水分が凍結融解を繰り返すことによって生じる劣化現象であるため、地域によって凍害の発生リスクが大きく異なる。そのため、凍害対策の必要性を判断するためにも凍害環境の地域性を評価することは重要である。その中で、1975年に長谷川が提案した凍害危険度は、気温、日射量、降水量、融雪量といった気象データを用いて凍害危険度を算出し、その値を6段階にグレード分けした指標である^{4.1), 4.2)}。また、1965年から1970年の気象データを用いて算出された全国140地点における凍害危険度から作成した凍害危険度分布図は建築・土木分野を問わず指針等で取り扱われ^{例えば4.3)}、現在でも広く活用されている。

一方で、**図 4.1.1** に示すように、近年気候変動によって世界的な平均気温の上昇がみられる^{4.4)}。これによりコンクリートの凍結融解日数も**図 4.1.2** のように変化しており、凍害環境の地域性評価手法として50年前の気象データを利用した凍害危険度分布図を利用し続けることは適切ではなくなりつつある。そのため、最新の気象データを用いて凍害危険度を算出し、凍害危険度分布図を更新しようとする試みがなされている^{4.5)-4.7)}。しかし、凍害危険度は対象地点における冬期の気象条件に着目している指標であり、乾燥によるコンクリートの耐凍害性低下^{4.8)-4.12)}を考慮することは困難である。そこで、前章で確立した乾燥による耐凍害性低下を考慮した凍害劣化予測手法を用いた凍害環境の地域性評価手法を提案し、各地の凍害環境を評価・可視化することにより、凍害危険度分布図に代わる新たな凍害環境評価手法を作成する。

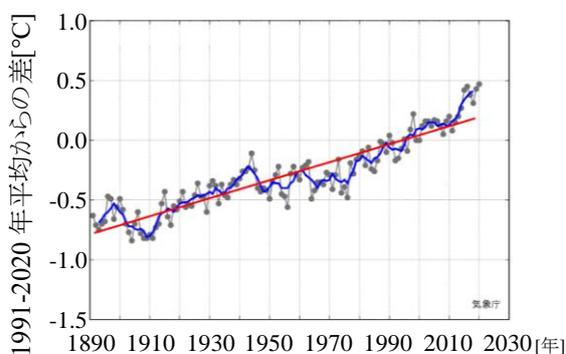


図 4.1.1 世界の年平均気温偏差
(参考文献^{4.4)}から一部加工)

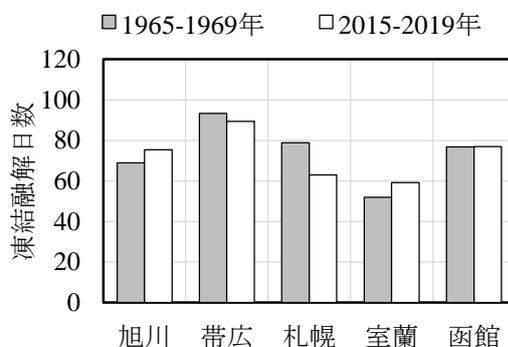


図 4.1.2 50年前と現在の凍結融解日数の変化

4.2 凍害環境の地域性評価方法

乾燥を考慮した凍害劣化予測による予測結果の内、安全管理年数や維持管理限界年数、設計限界年数の3つの指標は、これらの値が小さいほど凍害リスクが高い地域であると言えるが、本手法は乾燥による耐凍害性低下を考慮するという性質上、解析対象のコンクリートの性能により予測結果が変化する。しかし、凍害環境の地域性評価という観点では、計算地点以外の条件が同一であれば相対的な評価が可能である。したがって、特定のモデルケースにおける安全管理年数等の算出結果を用いることで本劣化予測手法を用いた地域性評価を行う。

地域性評価に用いるモデルケースとして表 4.2.1 に示す3条件を設定した。これらの条件による JIS A 1148 A 法による凍結融解試験結果は図 4.2.1 のようになる。1つ目の NA は 1978 年の JIS A 5308 レディーミクストコンクリートの改正による目標空気量の規定の設定前の耐凍害性が劣る Non AE コンクリートを想定したケースである。2つ目の AE は現在使用されている普通強度領域の AE コンクリートを想定したケースであり、耐凍害性は JASS 5 26 節 凍結融解作用を受けるコンクリート^{4.3)}の品質基準を参考に相対動弾性係数 85 相当とした。3つ目の HS は乾燥による影響を大きく受ける低水セメント比の高強度コンクリートを想定したケースである。ここで、高強度コンクリートの凍結融解試験結果に対する文献調査結果^{4.13)}によると、JASS 5 に規定されている空気量^{4.3)}を満たす条件かつ一般的な材料を用いた高強度コンクリートの耐久性指数は 100 近くを示すことがほとんどであることから、モデル HS における耐凍害性は耐久性指数 95 相応とした。また、耐久性指数 100 近くを示す水準数と比べて少量ではあるが、80 程度を示す条件も存在しているため本研究では、耐凍害性はモデル AE と同様で W/C のみを 0.35 としたモデル LW も検討する。

各モデルにおける環境条件は、実構造物を想定して養生条件を 20°C 乾燥、凍結融解条件を気中凍結水中融解とする。また、温暖な地域では日射に伴うコンクリート温度の昇温による凍害発生リスクの上昇は見られないとの報告^{4.14)}があることから、日射条件は北面とする。

一方、凍害環境の地域性の表現手法としてモデルケースにおける安全管理年数等をそのまま用いた場合、その値が材料条件や環境条件に問わず、その地点におけるコンクリート構造物が安全に利用できる年数であるという誤解を生じる可能性が高いため、年数とは異なる出力方法を定める必要がある。そこで、表 4.2.2 に示すように、モデルケースにおける安全管理年数を JASS 5 2 節^{4.3)}に定められている計画供用期間を参考に、凍害対象外を含めた 7 段階に分級したものを凍害環境リスクレベル (Frost Damage Environment risk Level : FDEL) として、凍害環境の評価に用いる。

表 4.2.1 地域性評価に用いるモデルケース

モデル名	W/C	耐久性指数	ΔE_{90i}	ΔE_{60i}
NA	0.55	40	0.100	0.300
AE	0.55	85	0.050	0.055
HS	0.35	95	0.015	0.015
LW	0.35	85	0.050	0.055

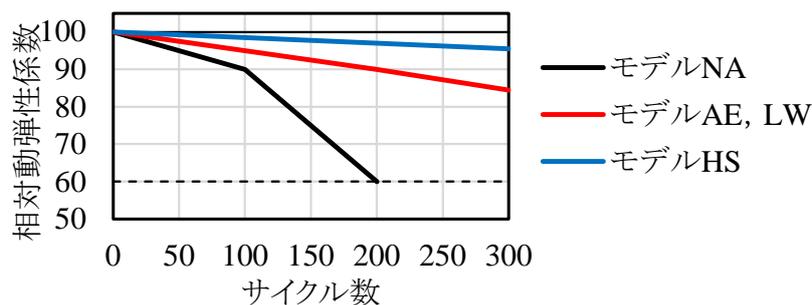


図 4.2.1 モデルケースが想定する JIS A 1148 A 法試験結果

表 4.2.2 凍害環境リスクレベル(FDEL)の分級

安全管理年数	1~10	11~20	21~30	31~65	66~100	101 以上	凍害対象外*
FDEL**	6	5	4	3	2	1	0

* $R_{a90} \leq 0$ となる地点

**それぞれのモデルにおける FDEL をそれぞれ FDEL-NA, FDEL-AE, FDEL-HS, FDEL-LW と表記する

4.3 使用する気象データに関する検討

4.3.1 気象データの種類

FDEL を用いた凍害環境の評価を行うにあたり、実際の測定値である観測値ではなく統計処理された気象データを用いることが適切である場合がある。しかし、これらの気象データは統計手法によって平滑化の有無やデータの収録間隔、収録地点数といった違いがあり、これらの違いは少なからず FDEL の算出結果に影響を与える。そこで、それらの特長が FDEL に与える影響を把握し、適切な気象データの選定方法の検討を行った。検討には図 4.3.1 に示す 18 地点の各種気象データを用いて、気象データから直接算出する気温による ASTM 相当サイクル数(R_{a90} 凍結融解への影響)と年間温湿度時間積(M_{ph} 乾燥への影響)で分けて検討を行った。本研究で取り扱った気象データの概要を表 4.3.1 に示す。

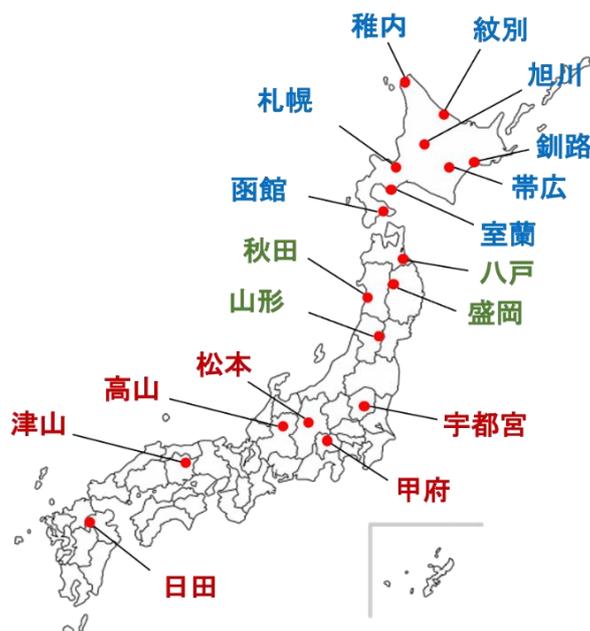


図 4.3.1 選定地点

表 4.3.1 各種気象データの概要

気象データ	収録地点数	統計期間	時間間隔	平滑化の有無	気温	湿度
観測値	1673	1872～現在 ^{*1}	時別値 ^{*2} 日別値 月別値 他	無	○	○ ^{*3}
日別平年値 2010	924 ^{*4}	1981～2010	日別値	有	○	×
メッシュ平年値 2010	386,400	1981～2010	月別値	有 ^{*5}	○	×
拡張アメダス標準年	842	2001～2010	日別値	無	○	○

*1 記録地点による *2 1990年以前は3時間もしくは6時間間隔 *3 気象台等の官署のみ

*4 気温の収録地点数 *5 調和解析法による日別値変換後

1) 観測値

本研究で取り扱う観測値は気象庁のウェブサイトの「過去の気象データ ダウンロード」^{4.15)}において公開されている過去の気象データであり、気象台等の官署やアメダスによる実際の測定値である。凍害環境の地域性評価に利用する場合は、選定年における暖冬や冷夏などの影響を除外するために複数年のデータを用いることが好ましい。データの収録間隔としては、時別値、日別値、月別値の他に半旬別値、旬別値、3か月別値も得ることができる。ただし、1990年4月以前の時別値に相当するデータは、3時間もしくは6時間ごとの収録となっている。また、気象台等の官署以外では湿度は収録されていない。

2) 日別平年値^{4.16)}

平年値とは西暦年の1位が1の年から数えて、連続する30年間について算出した累年平均値

であり、その時々気象や天候を評価する基準およびその地点の気候を表す値として用いられているデータである。平年値の統計期間や更新頻度は世界気象機関(WMO)およびその前身である国際気象機関(IMO)によって定められている。日別平年値は3回の9日間移動平均の算出をもって計算された値であり、平滑化された気象データとなっている。

日本国内の平年値に関しては、最も細かい収録間隔で日別値となっており、気温は平均気温と最高気温、最低気温が収録されている。一方で、相対湿度や絶対湿度に関しては、収録されていない。最新の平年値に関しては、気象庁ウェブサイト^{4.15)}において公開されているが、本検討では他の気象データと統計期間を合わせるために2010年に公開された平年値^{4.17)}を利用した。

3)メッシュ平年値

メッシュ平年値は気象庁が公開している約1km四方ごとのデータを緯度経度や標高、地形形状などから推定した気象データであり、約38万地点の気象データが収録されている。収録データは降水量、平均気温、日最高気温、日最低気温、日射量、積雪量の6項目の月別値となっている。本研究では、国土交通省のウェブサイトの「国土数値情報ダウンロード」^{4.18)}で公開されている「メッシュ平年値 2010」の離島を除いた地域をダウンロードして使用した。

また、凍害環境の評価には最低限日別値が必要となるため、式 4.1 から式 4.6 に示す調和解析法^{4.19)}を用いて月別値を日別値に変換して使用した。日別の最高気温および最低気温の算出は式 4.3 から式 4.6 の $T_{m,i}$ を月別の日最高気温もしくは日最低気温に置き換えて計算した。

3~7月:

$$T_j = B_0 + \sum_{k=1}^6 \left[B_k \cos \left\{ \frac{2\pi k(j+16)}{365} \right\} \right] + \sum_{k=1}^6 \left[B_k \sin \left\{ \frac{2\pi k(j+16)}{365} \right\} \right] \quad (\text{式 4.1})$$

8~2月:

$$T_j = B_0 + \sum_{k=1}^6 \left[B_k \cos \left\{ \frac{2\pi k(j+15)}{365} \right\} \right] + \sum_{k=1}^6 \left[B_k \sin \left\{ \frac{2\pi k(j+15)}{365} \right\} \right] \quad (\text{式 4.2})$$

$$B_0 = \frac{1}{12} \sum_{i=1}^{12} T_{m,i} \quad (\text{式 4.3})$$

$$B_k = \frac{2}{12} \sum_{i=1}^{12} \left\{ T_{m,i} \cos \left(\frac{2\pi i k}{12} \right) \right\} \quad (k = 1 \sim 5) \quad (\text{式 4.4})$$

$$B_6 = 0 \quad (\text{式 4.5})$$

$$C_k = \frac{2}{12} \sum_{i=1}^{12} \left\{ T_{m,i} \sin \left(\frac{2\pi i k}{12} \right) \right\} \quad (k = 1 \sim 6) \quad (\text{式 4.6})$$

ここで、

$T_{m,i}$: i 月の平均気温[°C]

j : 1月1日からの通算日数[日]

4) 拡張アメダス標準年^{4.20), 4.21)}

気象庁で測定されている観測値は気象台等における有人観測とアメダスによる無人観測に分けられる。アメダスによる観測は、地点数が有人観測よりはるかに多いという長所がある一方で、日射量や湿度などの気象要素の観測が行われていない等の短所がある。拡張アメダス(以後、EA と記す。)は、建物の温熱環境評価等を行うために、アメダスと同じ地点数で、有人観測地点と同程度の気象要素を目指し開発された気象データである。そのため、約 840 の地点における気温、絶対湿度、全天日射量、大気放射量、風向、風速、降水量、日照時間等の時別値が収録されている。

また、データの種類として、過去の気象データを表す実在年 EA データと、標準年 EA データが作成されている。ここで、EA における標準年とは、10 年間のデータの中から月別に標準的な年を選択し、スムーズにつなぎ合わせて作成された架空の 1 年を表すデータである。

本研究では、時別値を持つ統計処理された気象データとして、EA 標準年を比較対象として選択した。また、相対湿度の算出にあたり必要になる飽和水蒸気圧の導出式は数多く提案されているが、それらの計算誤差の比較検討^{4.22)}の結果を踏まえ、式 4.7 に示す Tetens の式を用いた。

$$e_{sat} = 6.1078 \times 10^K \quad K = \frac{(7.5T)}{(T + 237.3)} \quad (\text{式 4.7})$$

ここで、

e_{sat} : 飽和水蒸気圧[hPa]

T : 絶対温度[K]

4.3.2 時間間隔の検討

気象データの時間間隔が凍害環境の地域性評価に与える影響を検討するために、時別値、6 時間別値、日別値の 3 条件で R_{a90} と M_{ph} の算出を行った。 R_{a90} の算定式に関して、地域係数 T を用いる方法(以後 T 法と記す)は平年値を用いた場合の計算方法であるため^{4.23)}、 T を用いない手法(以後 Σ 法と記す)で計算し、 M_{ph} の計算条件は、モデル AE (W/C=0.55)として計算した。

気象データは、直近 5 年(2016~2020 年)の観測値を使用し、6 時間別値のデータは 1990 年以前の観測値に合わせ 3, 9, 15, 21 時のデータを選定した。時別値もしくは 6 時間別値のデータを用いた際の最高気温および最低気温は、その日の選定データの最大値と最小値とした。日別値を用いた際の M_{ph} の計算は日平均気温と日平均相対湿度を用いて算出した。また、 M_{ph} の算出時において、測定データの温度もしくは相対湿度に欠損値が生じていた場合、その時点での計算は行わず、次点での計算時の Δt を調整することによって対応した。

R_{a90} の算出結果を図 4.3.2 に、 M_{ph} の計算結果を図 4.3.3 に示す。図 4.3.2 から分かるようにどの地点においても R_{a90} は日別値、時別値、6 時間別値の順に大きい。それに対して M_{ph} においては、日別値のみ低い値を示している。

R_{a90} における差は、日別値の最高気温や最低気温の統計手法によるものと考えられる。日別値における最高気温と最低気温は 10 分おきの気温の最大値と最低値であるため、特定の時間の瞬間

値である時別値や6時間別値で算出した凍結最低温度や凍結融解回数では若干のずれが発生する。ここで、最高気温と最低気温の統計方法を踏まえ、日別値による R_{a90} を真値として、日別値と他2条件における R_{a90} の比較を図4.3.4に示す。このように、日別値による R_{a90} と比較して時別値による R_{a90} は80%程度、6時間別値による R_{a90} は50%程度になっていることがわかる。しかし、どちらの条件においても相関の高い直線関係にあることから、定数を掛けることにより日別値による R_{a90} に変換することが可能である。したがって、 R_{a90} においては日別値を用いることが好ましく、やむを得ず時別値を用いる場合は1.26倍、6時間別値を用いる場合は1.87倍する必要がある。

続いて気象データ間隔が M_{ph} 'に与える影響を検討する。ここで、 M_{ph} 'は養生時の乾燥状態を表していることを考慮すると、データ間隔が狭い方がより実状に近い条件であることを踏まえ、時別値による M_{ph} 'を真値として、時別値と他2条件における M_{ph} 'の比較を図4.3.5に示す。 M_{ph} 'においては、時別値と6時間別値の結果にほとんど差は見られない。一方で、日別値を用いた場合は、他の2条件と比べおよそその地域で半分以下となっている。この要因として、図4.3.6に示すように、平均気温では基準温度を超えていない日においても毎時もしくは6時間おきの気温では基準温度を上回る時間があることが影響していると推測される。相対湿度でも同様の現象が発生しており、このような条件を満たす日の温湿度時間積が積算することにより、図4.3.3、図4.3.5のような差が生じている。

一方で、図4.3.5から、時別値における M_{ph} 'を日別値における M_{ph} 'の一次式で表すことは可能ではあるが、稚内、釧路、室蘭のような M_{ph} 'が小さい地域においては、データ間隔による影響を強く受けてしまい、 M_{ph} 'は0に近い値となり、乾燥の影響を考慮できなくなる恐れがある。

したがって、 M_{ph} 'の算出においては、日別値を用いることは適切ではなく、最低でも6時間間隔のデータを用いる必要がある。

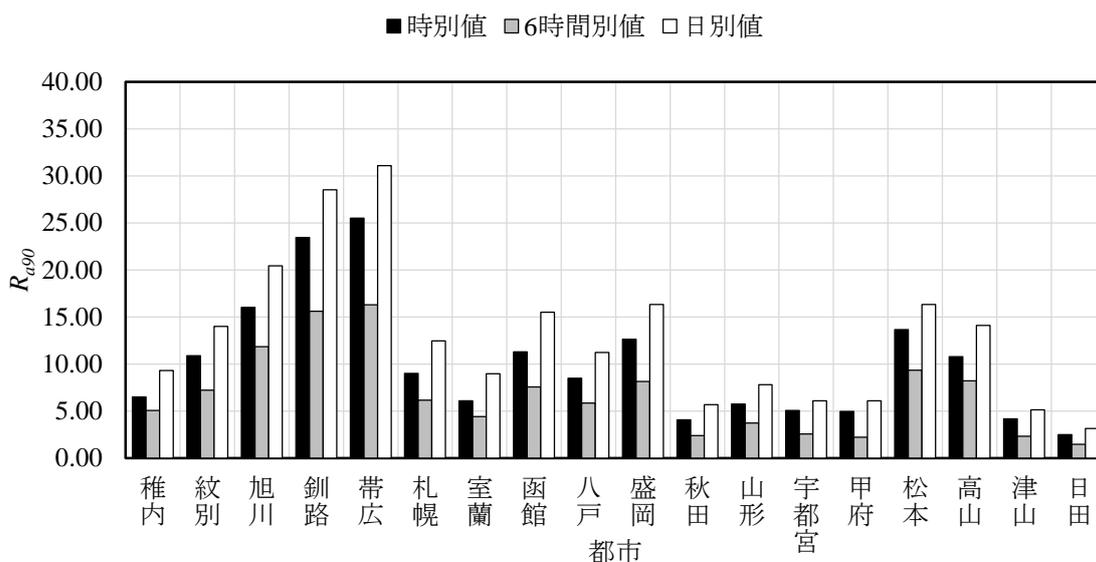


図 4.3.2 各都市における R_{a90}

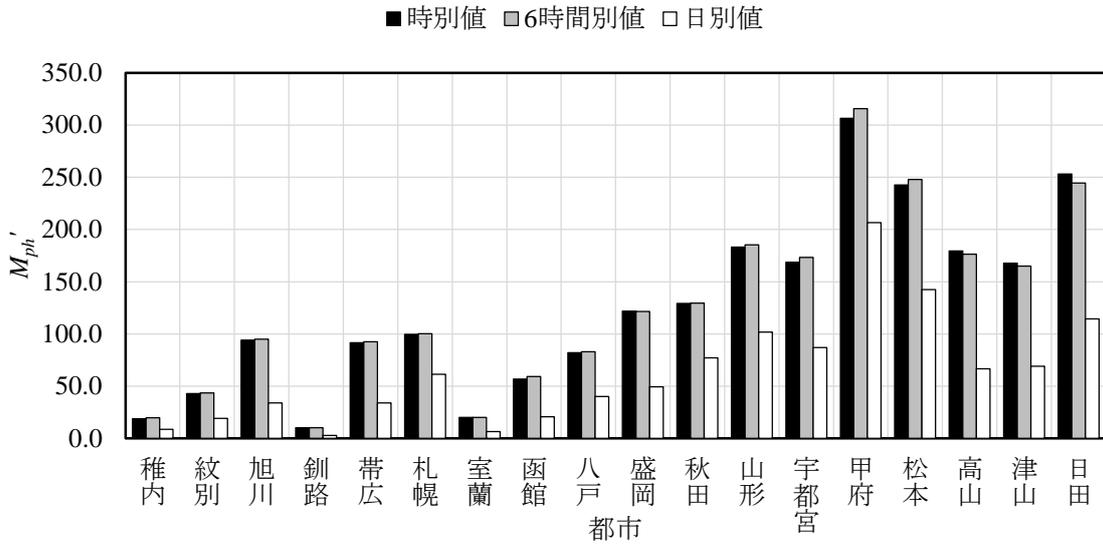


図 4.3.3 各都市における M_{ph}'

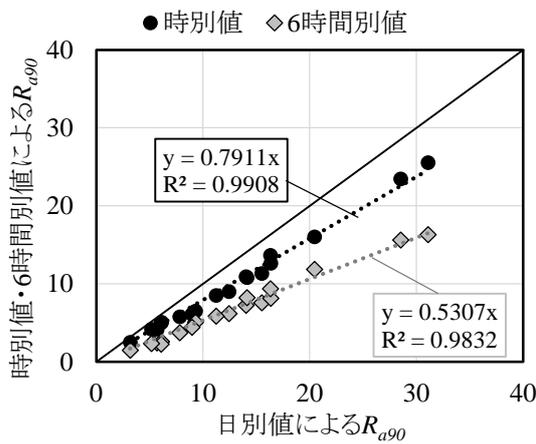


図 4.3.4 日別値による R_{a90} との比較

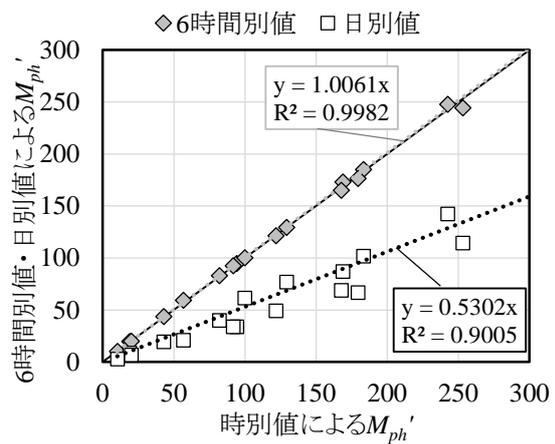


図 4.3.5 時別値による M_{ph}' との比較

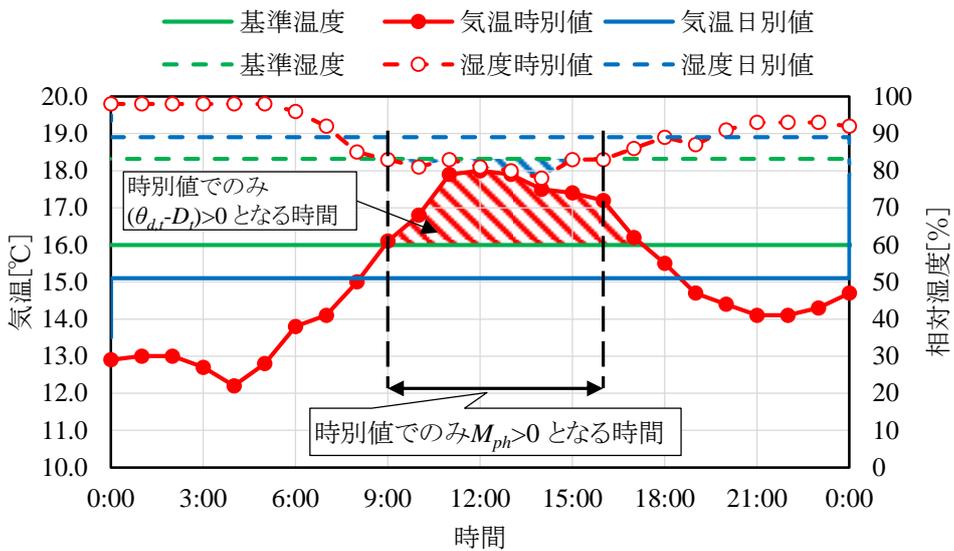


図 4.3.6 室蘭における 2016 年 7 月 7 日における温湿度と基準温湿度との関係

4.3.3 平滑化・統計処理の影響

平滑化および気象データの統計手法による影響を検討するために観測値、平年値、メッシュ平年値、EA標準年の4つの気象データを用いて R_{a90} の算出を行った。観測値は平年値と平滑平年値に統計期間を合わせ、1981～2010年の30年間のデータを利用し、欠損値の処理は時間間隔の検討と同様の手法を用いた。また、メッシュ平年値は計算地点の都市の気象測候所が含まれるメッシュを選定した。さらに、EA標準年は特別値の気象データであるため、時間間隔の検討結果を踏まえ、算出された R_{a90} を1.26倍した。

計算条件として、平滑化されている平年値とメッシュ平年値では、 R_{a90} の算出を、 Σ 法と T 法の双方で計算を行った。また、 M_{ph} に関しては、時間間隔の検討結果から日別値までしか得られない平年値とメッシュ平年値での計算は適さないため、観測値とEA標準年の2つの気象データを用いて算出を行った。 M_{ph} の計算条件は、時間間隔の検討と同様にモデルAEの条件を用いた。

図4.3.7に R_{a90} の算出結果を、図4.3.8に平滑化された気象データにおける R_{a90} 算出方法による違いを、図4.3.9に各気象データにおける R_{a90} と観測値(Σ 法)における R_{a90} の比較結果を示す。 R_{a90} の計算手法の影響を見てみると平年値、メッシュ平年値共に Σ 法と T 法の間大きな差は見られない。このことから、平滑化処理された気象データを用いる場合の R_{a90} の算出には Σ 法と T 法どちらの手法を用いても問題ないと考えられるが、計算の簡便さを考慮すると T 法を用いて算出することが好ましい。

気象データの種類による結果に着目すると、平年値とメッシュ平年値では、稚内や津山のように R_{a90} が10以下の地点では観測値の半分以下になる場合もあるが、それ以外では大きな差は見られない。また、EA標準年においては値の大きさに関わらず観測値と同等の値となっていることから平年値やメッシュ平年値、EA標準年を用いて R_{a90} を評価することには問題が無いと言える。

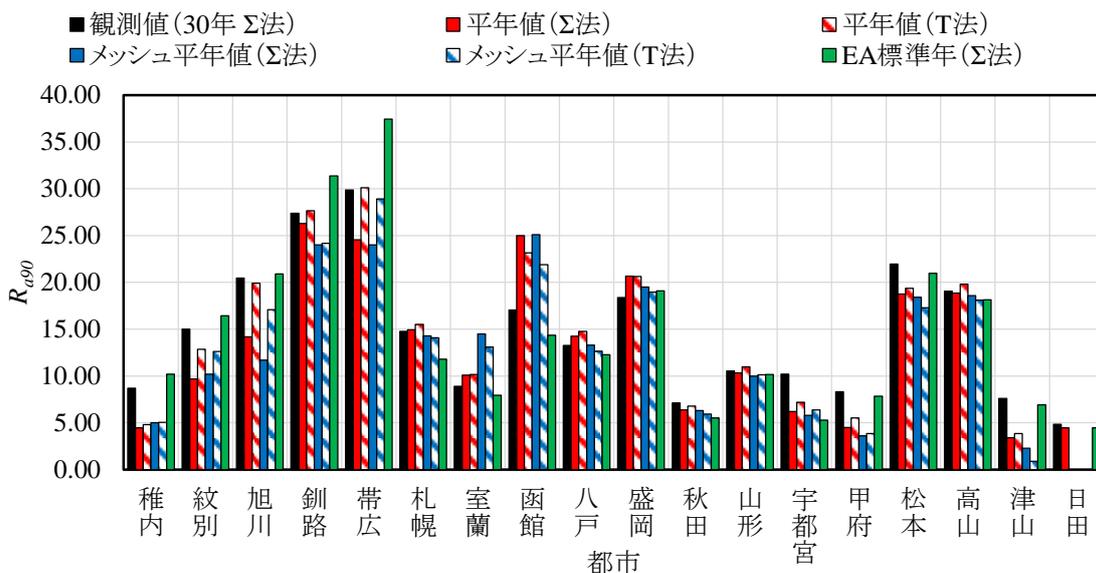


図 4.3.7 各気象データを用いた R_{a90}

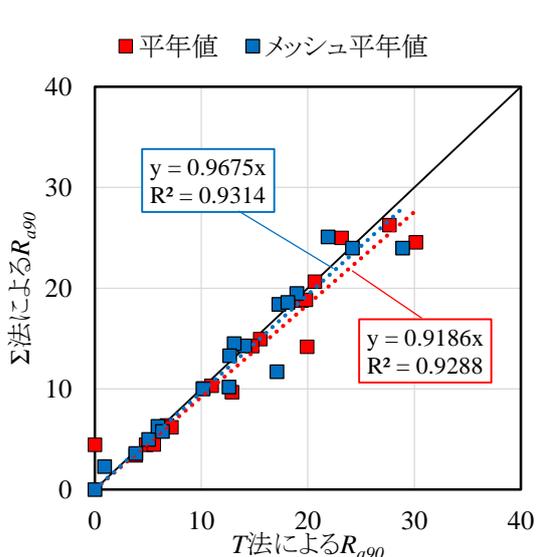


図 4.3.8 平滑化された気象データにおける R_{a90} 算定手法によるの比較

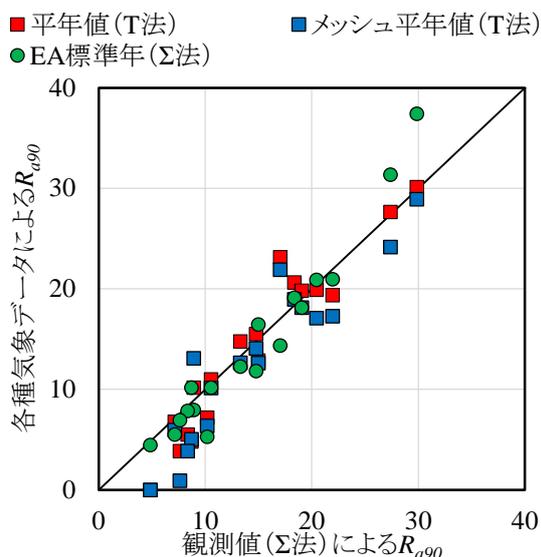


図 4.3.9 観測値における R_{a90} と各種気象データにおける R_{a90} の比較

続いて図 4.3.10 に各都市における M_{ph} の算出結果を、図 4.3.11 に観測値と EA 標準年における M_{ph} の比較結果を示す。 M_{ph} に関してはどの地点においても観測値と EA 標準年との間に大きな差は見られない。したがって、EA 標準年における統計処理は M_{ph} に影響は与えないため、各地域の乾燥の影響度合いを評価する際に EA 標準年を用いることは可能である。

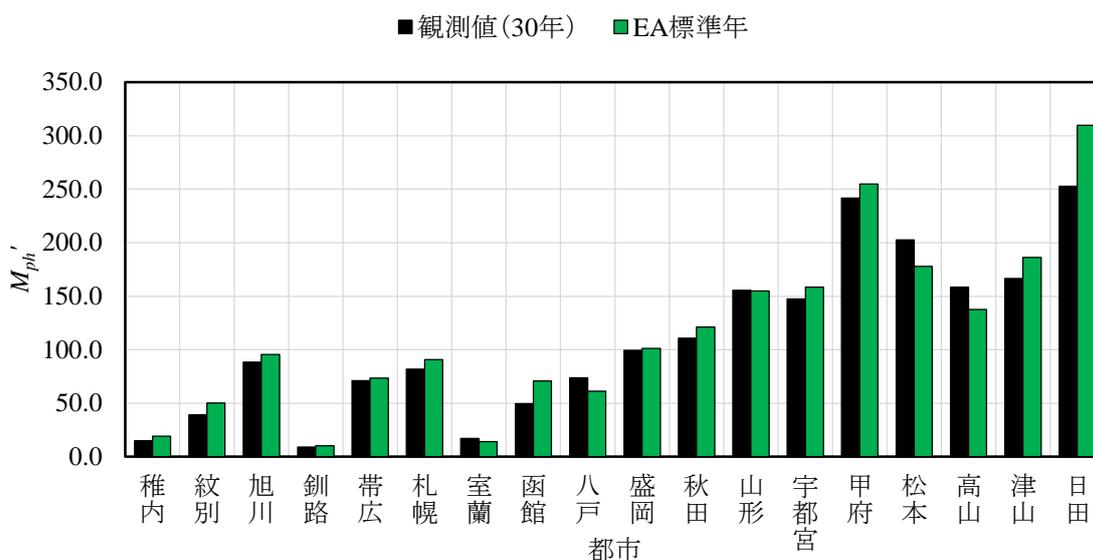


図 4.3.10 観測値と EA 標準年による各都市の M_{ph}'

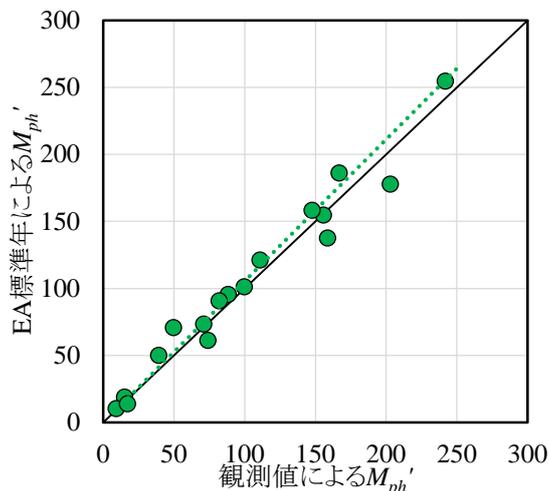


図 4.3.11 観測値による M_{ph}' と EA 標準年による M_{ph}' の比較

これらの使用する気象データの検討結果をまとめると表 4.3.2 に示す手法で R_{a90} および M_{ph}' の算出が可能である。図 4.3.12 に表 4.3.2 に示す手法を用いて算出した FDEL-AE を示す。ここで、湿度が収録されていない平年値とメッシュ平年値における M_{ph}' は観測値による値を用いて計算した。すべての気象データで FDEL-AE が一致する地点は帯広、盛岡、高山の 3 地点のみである。しかし、モデル AE における安全管理年数が 45 年以下の地点においては、気象データによる差は 10 年以内に収まっており、どの気象データを用いても同等の評価が可能であると言える。一方で、安全管理年数が大きい地域は、その差も大きく、甲府や津山では FDEL-AE が 3 から 1、日田では 2 から 0 といった差が生じている。これらの地域は、一時的な寒波などによって凍結融解が生じるような地域であると考えられ、凍害環境ではない地域との境界に近い地域であると予想される。

以上の結果から、FDEL-AE が 3 以下の地域では気象データ種類による評価結果の差が生じるが、気象データによらず凍害環境の評価が可能である。

表 4.3.2 R_{a90} および M_{ph}' の算出手法

気象データ分類	時別値	6時間別値	日別値		
			平滑化 無し	平滑化 有り	
該当気象データ	観測値, EA 標準年	観測値	観測値	平年値, メッシュ平年値	
R_{a90}	Σ 法	○(1.26倍)	○(1.87倍)	◎	○
	T法	×	×	×	◎
M_{ph}'		◎	◎	×	×

◎:利用可能, その気象データを用いることが望ましい

○:利用可能

×:利用不可

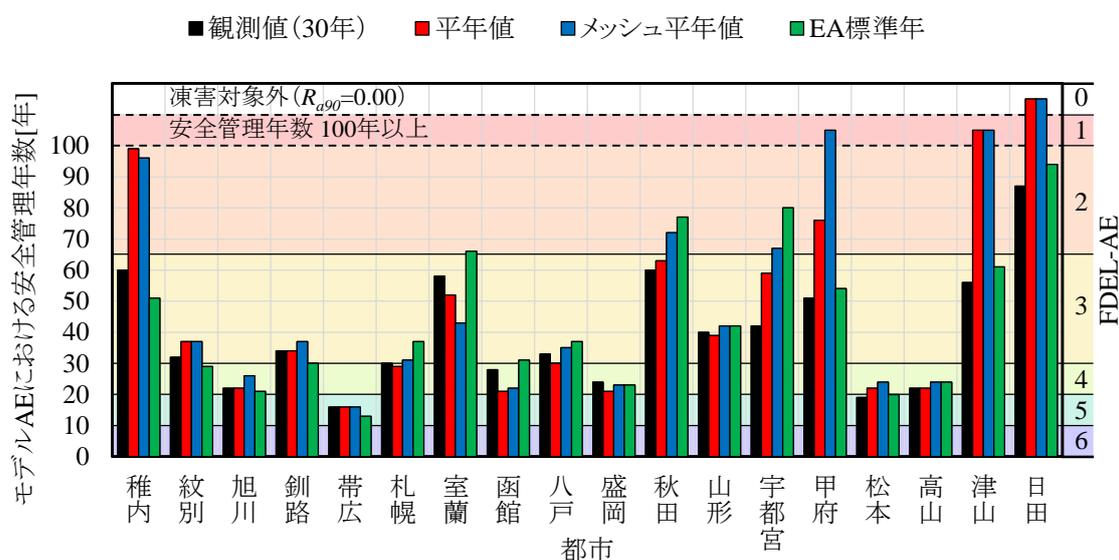


図 4.3.12 各気象データを用いた安全管理年数および FDEL-AE

4.4 気候変動による凍害環境の変化

4.4.1 計算条件

現在広く用いられている凍害危険度分布図が作成された50年前と現在の気象条件は図4.1.1, 図4.1.2に示すように変化している。このような気象条件の変化が、凍害環境の評価結果にどのような影響を与えているのか検討を行った。気候変動による凍害環境の変化の検討は凍害危険度とFDEL-AEの2つの指標で行った。凍害危険度において、50年前のデータとして長谷川の凍害危険度分布図^{4.1), 4.2)}を用い、現在のデータとしてメッシュ平年値で計算した値および分布図を用いた。メッシュ平年値による凍害危険度の算出方法は成田らが用いた手法^{4.5)}を用いた。FDEL-AEにおいては、50年前のデータとして1965～1969年の観測値を用い、現在のデータとして2015～2019年の観測値を用いて図4.3.1に示す18地点で計算した。

4.4.2 温度特性の変化

図4.4.1に18地点における50年間におけるコンクリートの凍結融解に関わる温度特性の変化を示す。50年間の気候変動によって、北海道以外の地域では凍結融解日数、凍結持続日数の両日数共に減少する傾向が得られた。しかし、北海道においては凍結融解日数の変化は小さかった。北海道では50年前、現在共に凍結持続日数が多く、凍結融解日から非凍結日に変化した日数と、凍結持続日から凍結融解日に変化した日数がほぼ同程度であると推測され、これによって他の地域と比べ凍結融解日数の変化が小さかったと考えられる。一方で、最低気温の年間極値に関しては、地域による差は見られず、全地点で2～6℃程度の上昇が確認された。

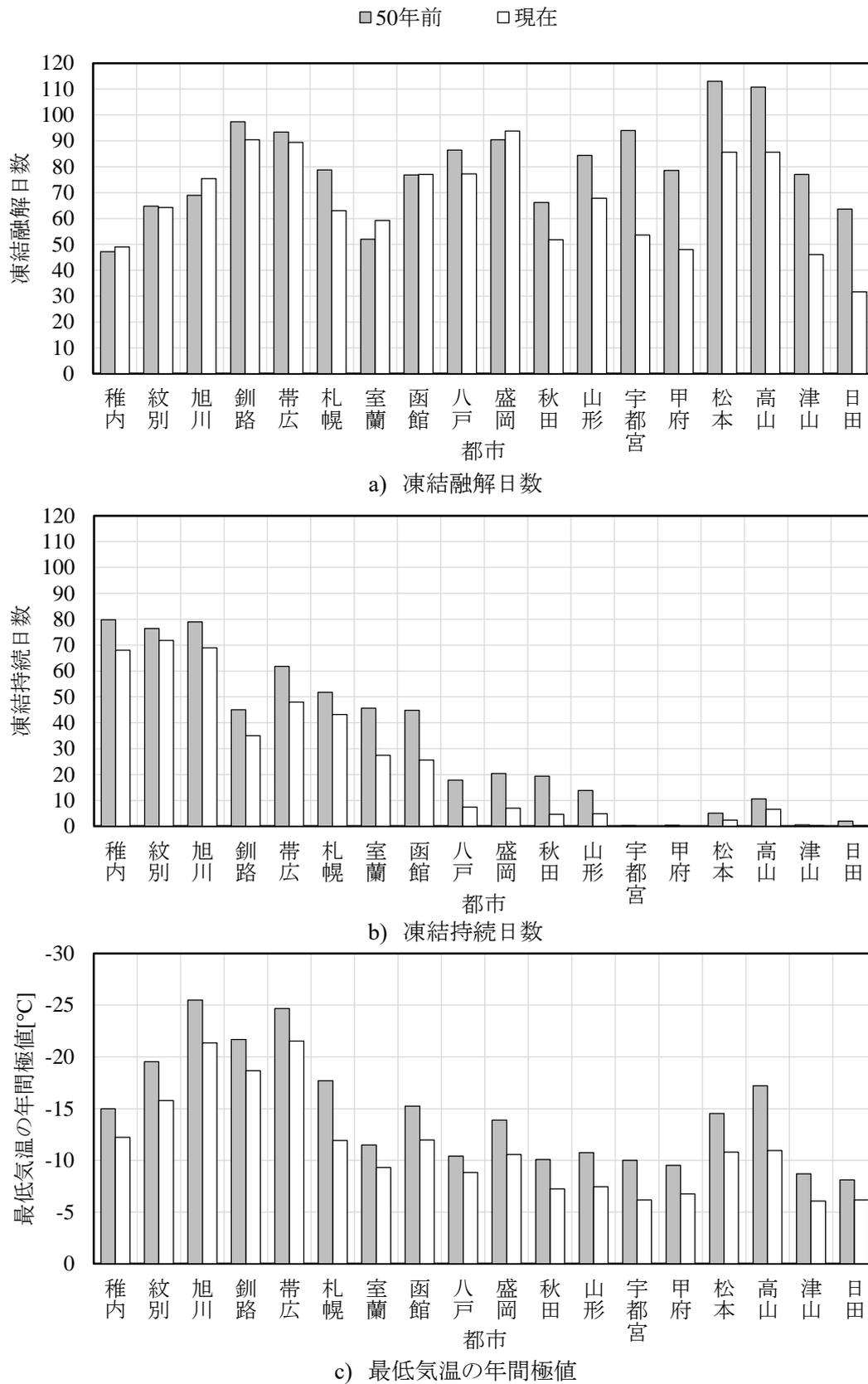
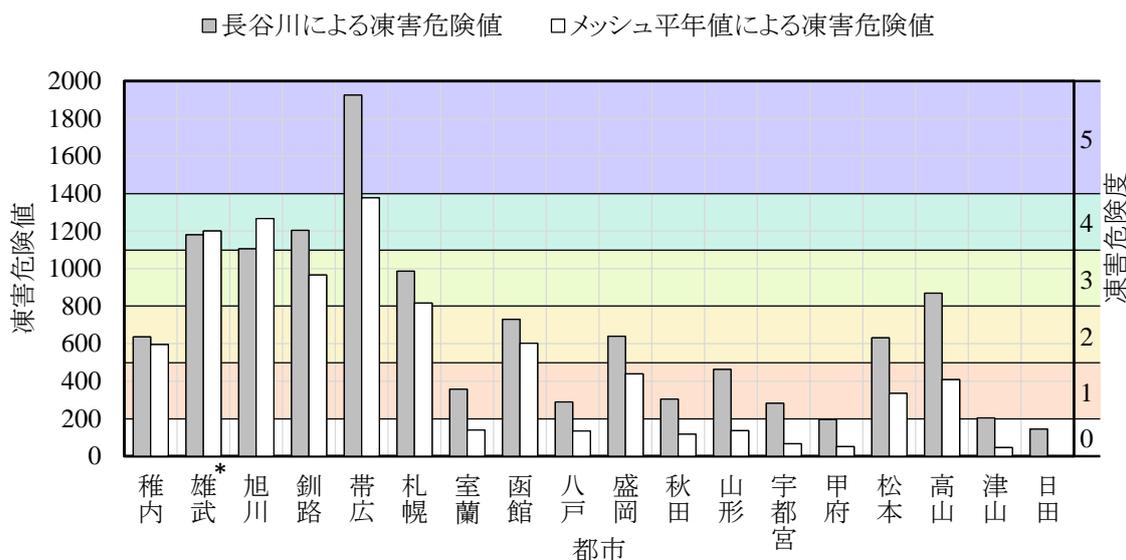


図 4.4.1 50年前と現在のコンクリートの凍結融解に関わる温度特性

4.4.3 凍害危険度の変化

図 4.4.2 に 18 地点における 50 年前と現在の凍害危険値を、図 4.4.3 に 50 年前と現在の凍害危険度分布図を示す。雄武、旭川を除くすべての地点において、気候変動の影響により凍害危険値が減少していることが確認された。これは気候変動による凍結融解日数および凍結持続日数の減少によるものである。さらに、凍害危険値の減少幅は稚内以外の 15 地点で 200 前後の値であり、地域による差はあまり見られない。したがって、凍害危険値および凍害危険度を用いて凍害環境を評価した場合、この 50 年間の気候変動によって凍害リスクが減少したという評価になる。

それに対し、凍害危険度分布図においては、危険度 0 の地域が増加しているだけでなく、危険度 5 の地域も増加している。0 の地域の増加に関しては、図 4.4.2 の計算地点と同様の現象が生じていると考えられる。一方で、図 4.4.3 b)において危険度 5 となっている地域は図 4.4.3 a)の分布図の作成の際には計算地点として含まれていない。このことを踏まえると、危険度 5 の地域の増加に関しては、メッシュ平年値を用いることにより、詳細な地点で危険度を算出した結果であると考えられ、気候変動による影響ではない。



*長谷川の凍害危険値の算出地点に紋別が含まれていないため雄武での比較

図 4.4.2 18 地点における凍害危険値

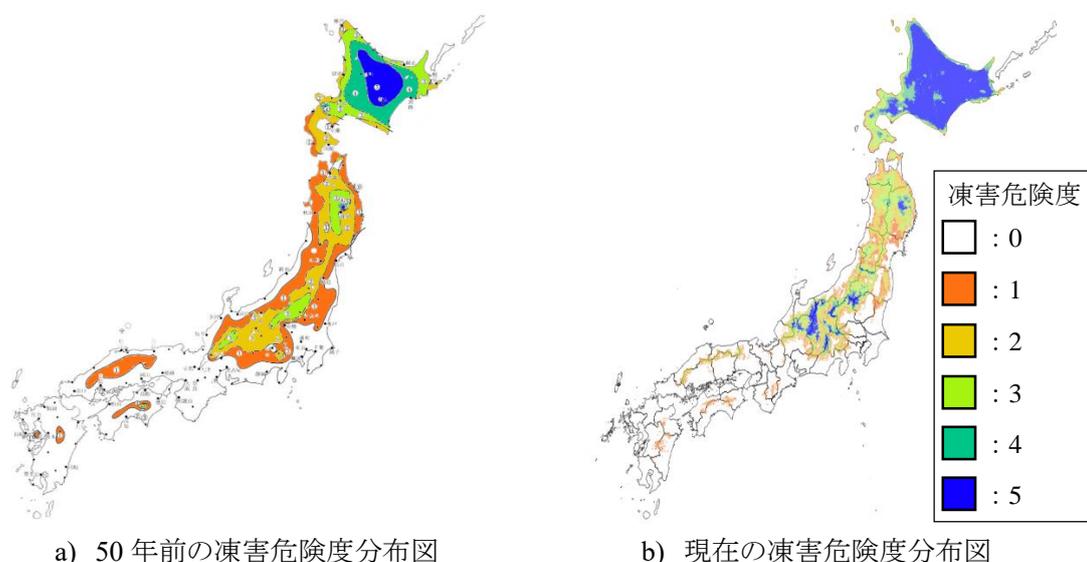


図 4.4.3 凍害危険度分布図

4.4.4 FDEL-AE による凍害環境の変化

表 4.4.1 に 18 地点における諸係数の計算結果を、図 4.4.4 に 18 地点における FDEL-AE を、図 4.4.5 に気候変動による諸係数の変化を示す。また、 R_{a90} の変化は凍結融解日数の変化と対応するような結果となった。

続いて M_{ph} に与える影響に着目すると、北海道においては大きな変化は無いものの、本州では大きく増加している傾向にある。しかしながら、 M_{ph} が上限に達するまでの年数に着目すると、最大の変化幅で 8 年であり、これは安全管理年数への影響としては 1~2 年程度しか現れない。したがって、気候変動が乾燥による細孔構造変化におよぼす影響は小さいことが明らかとなった。

これらの結果を踏まえ、安全管理年数の変化に着目すると、 R_{a90} および凍結融解日数の変化に対応する形で安全管理年数が増加している。特に R_{a90} の減少量大きい北海道・東北以外の地域でその傾向が強く表れている。特に宇都宮、津山、日田といった気象データ種類による安全管理年数の差が大きかった一時的な寒波などによって凍結融解が生じると予想される地域では、安全管理年数が 20 年を超えており、FDEL-AE の変化も大きくなっている。

表 4.4.1 50年前と現在における FDEL-AE と諸係数

	R_{a90}		M_{ph}'		M_{ph} 上限年数		安全管理年数 (モデル AE)		FDEL-AE	
	50年前	現在	50年前	現在	50年前	現在	50年前	現在	50年前	現在
稚内	11.2	9.6	29.4	19.2	15	23	43	53	3	3
紋別	17.4	14.9	41.7	42.3	11	10	28	32	4	3
旭川	22.8	22.1	84.9	93.6	6	5	20	20	5	5
釧路	33.4	27.4	9.4	11.4	46	38	30	31	4	3
帯広	33.5	30.6	96.7	94.5	5	5	14	15	5	5
札幌	20.4	12.4	82.1	100.9	6	5	22	35	4	3
室蘭	9.9	9.0	32.0	20.2	14	22	48	56	3	3
函館	19.8	15.7	43.1	56.9	10	8	25	29	4	4
八戸	16.8	11.2	57.8	86.3	8	5	28	39	4	3
盛岡	22.3	16.4	103.5	132.5	5	4	30	26	4	4
秋田	10.8	5.8	87.0	136.1	5	4	40	73	3	2
山形	14.5	8.6	172.3	195.7	3	3	29	49	4	3
宇都宮	21.4	6.4	141.9	184.4	3	3	20	66	5	2
甲府	15.3	6.5	166.9	320.7	3	2	28	65	4	3
松本	31.4	17.3	181.3	244.4	3	2	14	24	5	4
高山	30.8	15.4	125.2	182.7	4	3	14	27	5	4
津山	11.9	5.3	201.9	169.1	3	3	36	80	3	2
日田	9.2	3.3	71.4	250.0	6	2	48	100+	3	1

■50年前 □現在

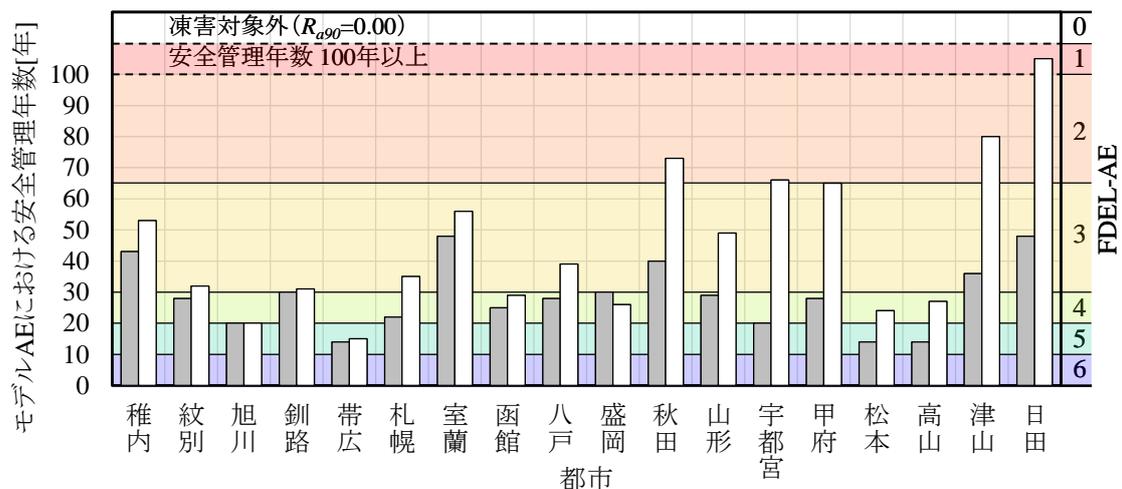


図 4.4.4 18 地点における安全管理年数および FDEL-AE

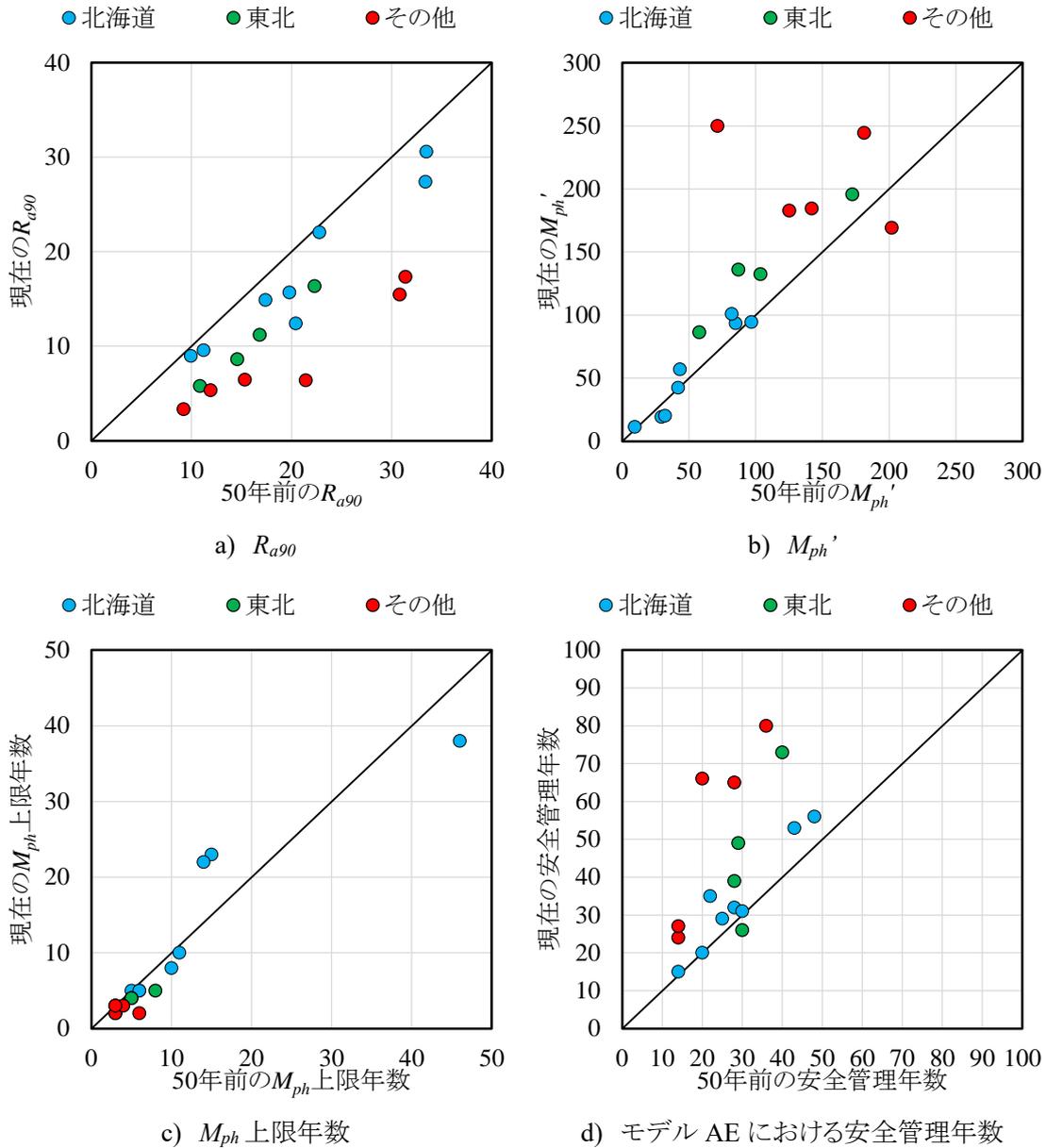


図 4.4.5 50 年間ににおける FDEL-AE の諸係数の変化

以上の結果から、凍害危険度、FDEL-AE どちらの観点からも、気候変動は凍害のリスクを減少させる方向に働いていることが明らかとなった。しかしながら、北海道のような凍結持続日数が多い地点では凍害リスクの変化が小さく、リスクが減少した地域においても、一部の地域を除き大幅なリスクの減少が見られるわけではない。したがって、凍害環境にある地域においては引き続き凍害対策を施す必要性がある。

4.5 凍害環境の地域性評価

4.5.1 日本国内における凍害環境の地域性評価

日本国内における乾燥による耐凍害性低下を考慮した凍害環境を可視化するために、メッシュ平年値を利用して計算を行い、FDEL 分布図を作成した。

1) 計算条件

使用するモデルとして表 4.2.1 に示す 3 条件すべてを用いてコンター図の作成を行った。計算方法は表 4.3.2 を踏まえ、 R_{a90} はメッシュ平年値による T 法を用いた。一方、メッシュ平年値に湿度が収録されていないため M_{ph} の算出は行えない。そのため、湿度の収録地点数が最も多い EA 標準年の離島を除く全地点で M_{ph} を算出し、EA 標準年の収録地点の緯度経度とメッシュコードから算出した緯度経度から式 4.8 に示す逆距離加重法を用いて各メッシュにおける M_{ph} を補完した。この補完条件に従うと、それぞれの係数は、 $Zest_j$ は三次メッシュにおける M_{ph} 、 z_i は EA 標準年における M_{ph} 、 z_i には離島を除く全点、813 地点のデータ、 h_{ij} は式 4.9 による値となる。また、 s および p はそれぞれ 0, 2.5 として計算した。

$$Zest_j = \frac{\sum z_i / (h_{ij} + s)^p}{\sum 1 / (h_{ij} + s)^p} \quad (\text{式 4.8})$$

$$h_{ij} = \sqrt{(MCLat_j - EALat_i)^2 + (MCLong_j - EALong_i)^2} \quad (\text{式 4.9})$$

ここで、

$Zest_j$: 位置 j に関する推定値

z_i : 点 i で測定された値

h_{ij} : 位置 j と点 i の距離

s : 平滑化因数

p : 重み乗数

$MCLat_j$: メッシュコード j における緯度 [°]

$MCLong_j$: メッシュコード j における経度 [°]

$EALat_i$: EA 標準年収録地点 i における緯度 [°]

$EALong_i$: EA 標準年収録点 i における経度 [°]

2) 計算結果

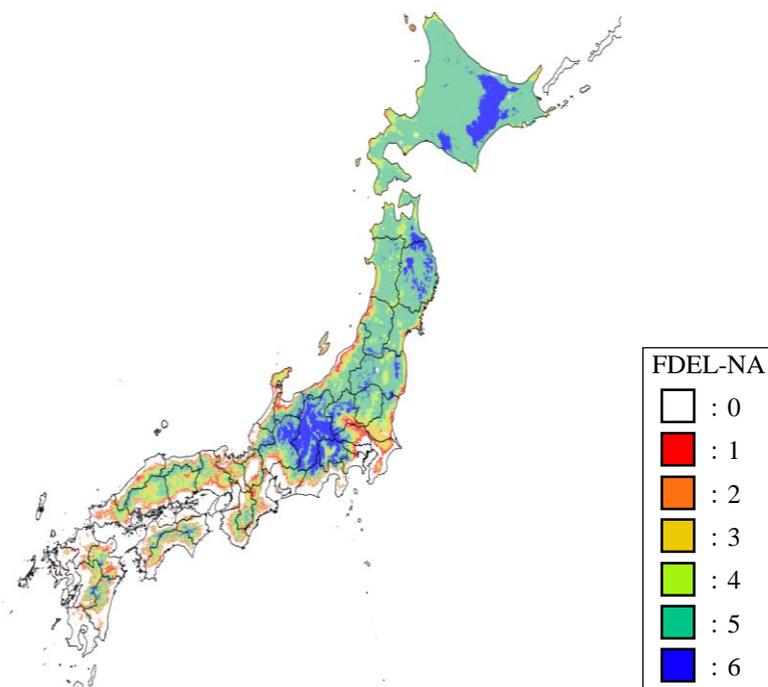
FDEL の分布図を図 4.5.1 に示す。FDEL-NA と FDEL-AE を比較してみると、FDEL-NA に対して FDEL-AE はおおそ 1 段階レベルが低下している分布となっている。また、FDEL-NA では見られたレベル 6 の地点は、FDEL-AE では一切見られず、適切な空気を連行することによって同一環境下においても凍害リスクが大きく減少することが指標上でも確認された。

ここで、地域ごとのレベルに着目すると、北海道や東北地方では全体的に FDEL-NA で 5、

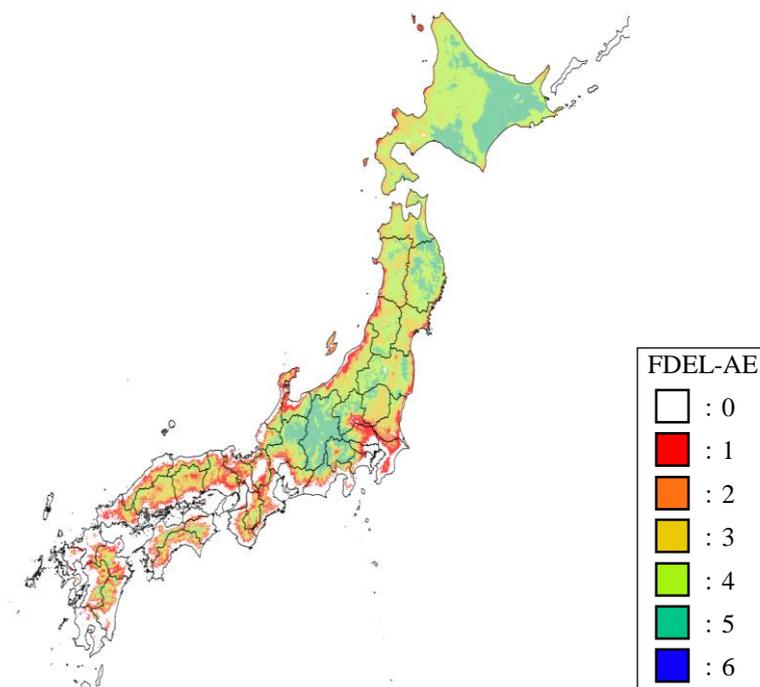
FDEL-AE で4となっており、その中で山間部に当たる地域で一段階レベルが上昇する分布となっている。一方で、それ以外の地域では、長野県のはほぼ全域が北海道や東北の山間部と同等のレベルとなっていることに加え、温暖な地域である中国地方や、九州地方においても海岸線沿いの一部を除けば、北海道や東北の広範囲と同等の凍害環境であることが示された。このことから、日本国内においては温暖な地域においても、耐凍害性の高いコンクリートの使用や、凍害の重篤化を防ぐような補修、補強等の実施など十分な凍害対策が必要である。

続いて高強度コンクリートを想定した FDEL-HS では、モデル AE と比べて耐凍害性が高いもののリスクレベルの分布に関しては大きな差は見られない。これは乾燥により耐凍害性が低下しやすいためである。一方で、乾燥の影響を表す温湿度時間積の計算は、気温が基準温度を上回り、かつ相対湿度が基準湿度を下回った時点から乾燥が生じるという乾燥条件に対して最も厳しい条件で計算している。したがって、高強度コンクリートを使用した場合で、安全側の対策を行う場合は、普通強度の AE コンクリートと同等の対策を取ることが好ましいが、普通強度の AE コンクリートよりも凍害リスクは低いと考えてよい。

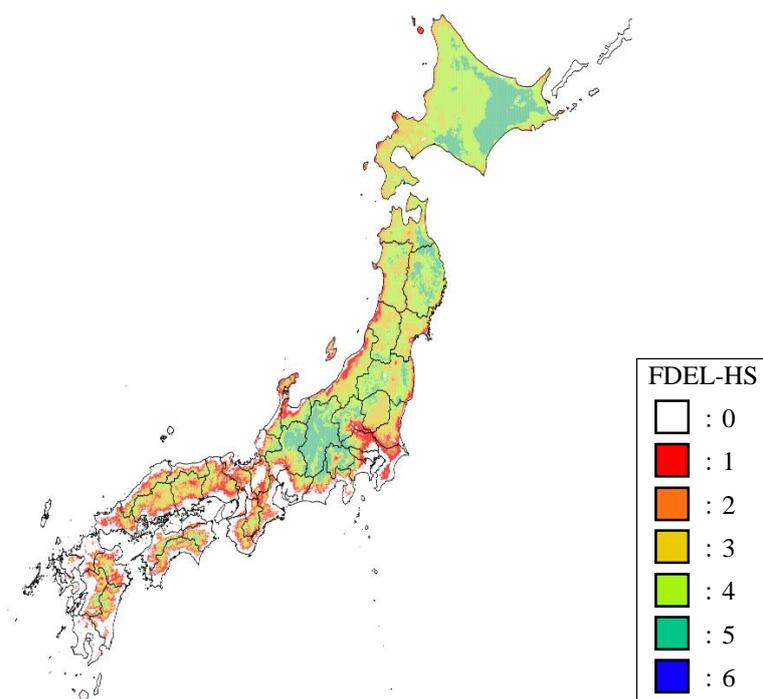
最後に乾燥による耐凍害性低下の影響を受けやすい条件である FDEL-LW に着目すると、計算モデルにおける初期の耐凍害性は FDEL-AE と同じであるのにも関わらず、耐凍害性の低いコンクリート相当の FDEL-NA よりもリスクレベルの高い地域が広く分布している。これは、乾燥によって耐凍害性が低下し、低下後の耐凍害性が耐凍害性の低いコンクリートと同等以下になっているためである。そのため、夏期の気温が高い本州では、乾燥による耐凍害性低下の影響を大きく受け、レベル6の地域が広くなりやすい。したがって、本州では他のレベルの地域に比べてレベル6の地域が広く、特に長野県はほぼ全域がレベル6となっている。つまり、本州においては、海岸線沿いは凍結融解が発生しない凍害対象外の地域であるが、リスクレベルの高い地域が広く分布していることになる。そのため、凍結融解を受けるか否かの境界をまたぐと、急激にリスクレベルが上昇するという現象が発生している。したがって、本州において低水セメント比かつ耐凍害性がそれほど高くないコンクリートを使用する際には、その地点が凍害対象外の地域であるのかの確認と、凍害対象の地域であるのならば、凍害の発生を防ぐような対策を検討する必要がある。



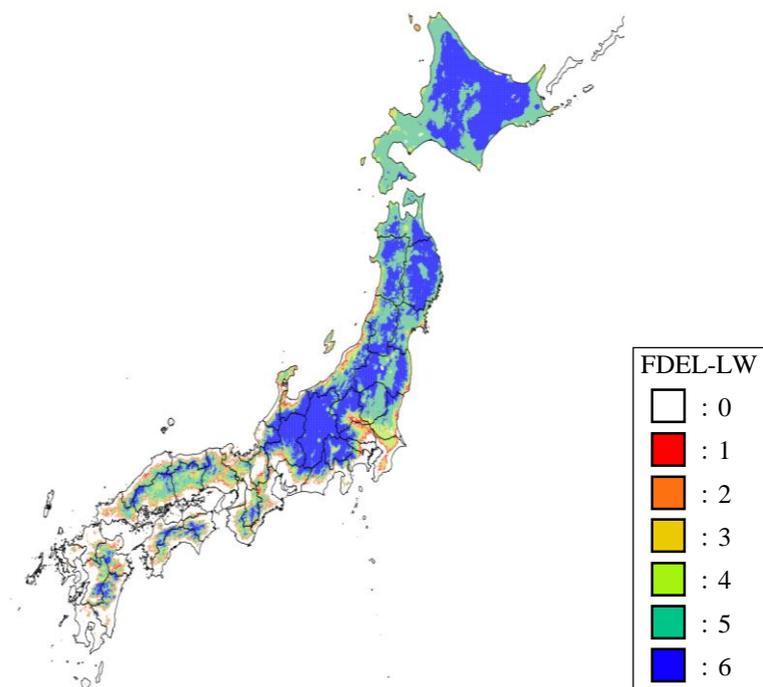
a) FDEL-NA (耐凍害性の低いコンクリート想定)



b) FDEL-AE (耐凍害性の高いコンクリート想定)



e) FDEL-HS (高強度コンクリート想定)



d) FDEL-LW (乾燥による耐凍害性低下を受けやすいコンクリート想定)

図 4.5.1 FDEL 分布図

4.5.2 国際的な凍害環境の地域性評価

我が国は南北に長いことから、北海道のような寒冷地から沖縄のような高温多湿な地域など、多彩な気象条件を有しており、前述のような凍害環境の地域性が現れている。しかし、日本国内は、基本的に通年である程度の降水量や湿度があり、長期間にわたる真冬日がある地域はほとんど見られない。一方で、日本国外に着目してみると、数か月単位で真冬日が続く地域や、乾季と雨季が明確に分かれている地域など、日本では見られない気候特性を持つ地域が存在している。

日本国外の凍害環境に関して、例えば北欧等の地域では、冬期の気温が低いため凍結した後には融解しない期間が長いとして厳しい凍害環境ではないと考えられている。このように、世界規模で評価した際に凍害環境の地域性は日本国内とは大きく異なると予想される。しかし、同一の指標を用いて世界各地の凍害環境を評価した事例は少ない。以上のことから、世界各地の気象データを使用し、FDELを用いて世界規模での凍害環境の地域性評価を行った。

1) 計算条件

世界の気象特性は一般的に図 4.5.2 に示す Köppen の気候区分^{4.24)}により分類されている。図 4.5.3 に Köppen の気候区分の区分方法を示す。Köppen の気候区分は植生に着目し、気温と降水量によって熱帯、乾燥帯、温帯、亜寒帯、寒帯の 5 つの気候帯に大別し、そこから雨季の有無や最暖月の気温等の要素から細分類されている。この一般的に用いられている気候区分と関連付けて凍害環境の地域性を評価するために、Köppen の気候区分をもとに図 4.5.3 および表 4.5.1 に示す 39 地点を選定した。ただし、Cwa や Dfd などの一部の気候帯に関しては、ごく限られた地域にのみ存在する気候帯であるため計算地点に含まれていない。

気象データは、世界各地の特別値の温湿度観測値が同一フォーマットで入手可能という観点から、NOAA National Centers for Environmental Information (アメリカ海洋大気局) が公開している Integrated Surface Dataset^{4.25)} (ISD) を使用し、2015 年から 2019 年の 5 年間の観測値を用いた。

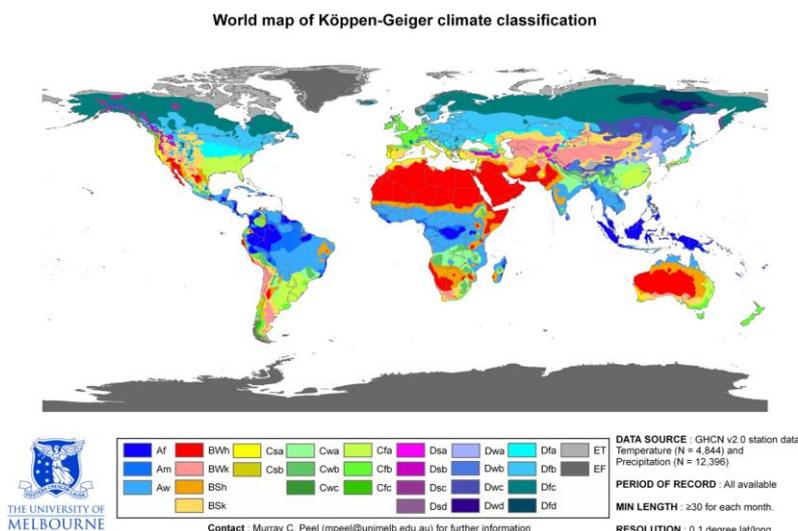


図 4.5.2 Köppen の気候区分^{4.24)}

樹木が存在する地域—熱帯, 温帯, 亜寒帯

- **熱帯(A)** - 最寒月平均気温が18°C以上
- **温帯(C)** - 最寒月平均気温が0°C以上18°C未満, 最暖月平均気温が10°C以上
- **亜寒帯(D)** - 最寒月平均気温が0°C未満, 最暖月平均気温が10°C以上

樹木が存在しない地域—乾燥帯, 寒帯

- **乾燥帯(B)** - 無樹木の原因が乾燥
- **寒帯(E)** - 無樹木の原因が寒冷, 最暖月平均気温が10°C未満

熱帯(A)の気候区分

- f-(湿潤) 最少雨月降水量が60mm以上
- m-(中間) 最少雨月降水量が60 mm未満 かつ
(100-0.04×年平均降水量) mmを超える
- w-(冬に乾燥) 最少雨月降水量60 mm未満 かつ
(100-0.04×年平均降水量) mm以下

乾燥帯(B)の気候区分

- BW-(砂漠気候) 年降水量が乾燥限界の半分未満
- BS-(ステップ気候) 年降水量が乾燥限界の半分以上で, 乾燥限界に達しない
 - h 年平均気温が18°C以上
 - k 年平均気温が18°C未満

温帯(C), 亜寒帯(D)の気候区分

- w-(冬季乾燥) 最多雨月が夏にあり, $10 \times$ 最少雨月降水量 \leq 最多雨月降水量
- s-(夏季乾燥) 最多雨月が冬にあり, $3 \times$ 最少雨月降水量 $<$ 最多雨月降水量
かつ 最少雨月降水量が30mm未満
- f-(年中湿潤) wではない
 - a 最暖月が22°C以上
 - b 最暖月が22°C未満かつ月平均気温10°C以上の月が4ヶ月以上
 - c 最暖月が22°C未満かつ月平均気温10°C以上の月が3ヶ月以下
 - d 最暖月が22°C未満かつ月平均気温10°C以上の月が3ヶ月以下
かつ最寒月が \geq -38°C未満

寒帯(E)の気候区分

- ET-(ツンドラ気候) 最暖月平均気温が0 °C以上10 °C未満
- EF-(氷雪気候) 最暖月平均気温が0 °C未満

図 4.5.3 Köppen の気候区分の区分方法 ^{4.24)}

表 4.5.1 選定地点とその気候区分

気候区分		国名	地名
熱帯	熱帯雨林 (Af)	日本	石垣島
		マレーシア	クアラルンプール
	熱帯モンスーン (Am)	オーストラリア	ケアンズ
		アメリカ	マイアミ
	サバナ (Aw)	ベトナム	ホーチミン
		ブラジル	リオデジャネイロ
乾燥帯	ステップ気候 (BS)	アルゼンチン	リオガレゴス
		中国	北京
		アメリカ	ホノルル
		モンゴル	ウランバートル
		カナダ	カルガリー
	砂漠気候 (BW)	エジプト	カイロ
		アメリカ	ラスベガス
温帯	温帯夏雨気候 (Cw)	b	イギリス エディンバラ
		c	チリ エバンヘリスタス
	地中海性気候 (Cs)	a	南アフリカ ケープタウン
		b	チリ ピチョイ
		アメリカ ロスアラミトス	
	温帯湿潤, 西岸海洋性気候 (Cf)	a	日本 東京
		b	ニュージーランド インバーカーギル
		オーストラリア メルボルン	
		c	アイスランド レイキャビク
		アルゼンチン ウシュアイア	
亜寒帯	亜寒帯湿潤気候 (Dw)	a	韓国 ソウル
		韓国 プサン	
		b	ロシア ウラジオストク
		c	中国 漠河市
	d	ロシア ベルホヤンスク	
	高地地中海性気候 (Ds)	b	トルコ エルジンジャン
	亜寒帯冬期少雨気候 (Df)	a	韓国 テグ
			アメリカ ニューヨーク
		b	スウェーデン ストックホルム
			ロシア モスクワ
			日本 室蘭
		c	アメリカ フェアバンクス
ロシア ニケリ			
寒帯	ツンドラ (ET)	カナダ イカルイト	
		ロシア アナディル	
	氷雪 (EF)	南極 昭和基地	

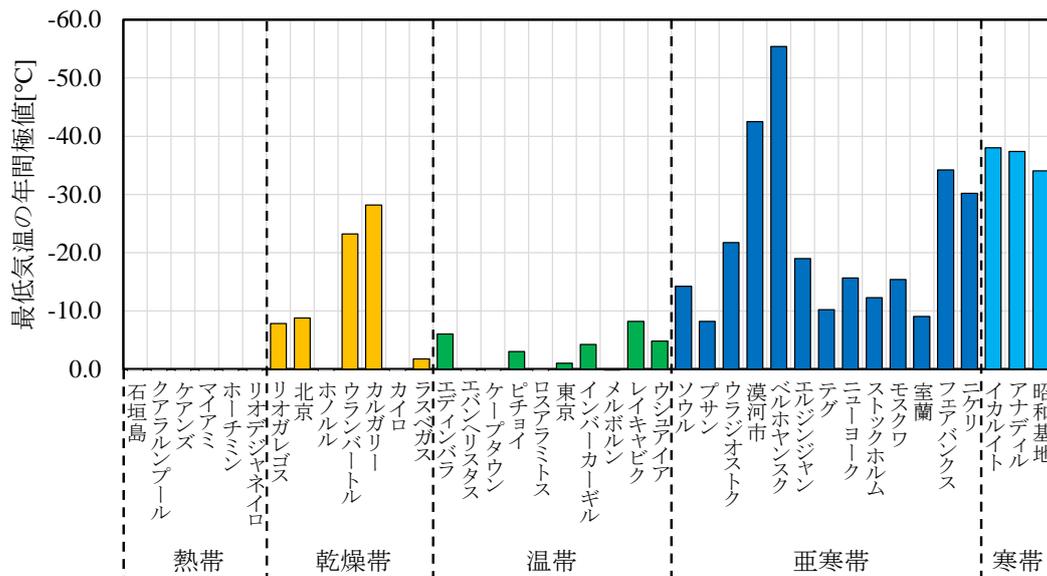
2) 各地点の温度特性

各地点における凍結融解に関わる温度特性を図 4.5.5 に示す。最低気温の年間極値が最も低いのは亜寒帯のベルホヤンスクであり、寒帯の3地点よりも低くなっている。また、温帯と亜寒帯は最寒月の平均気温によって分類されている気候区分であるため、気候帯内では最低気温の年間極値はおおよそ類似した値になっている。加えて、寒帯の3地点の最低気温の年間極値は、Dfcの2地点(フェアバンクス・ニケリ)と同等である。

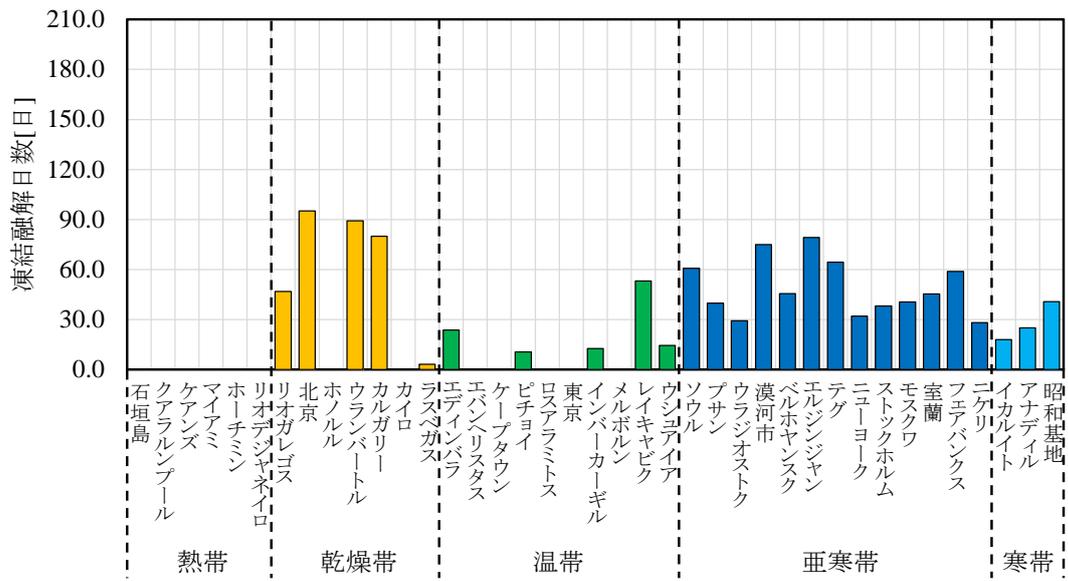
続いて、凍結融解日数に関しては基本的に亜寒帯全域で高い値になっている。寒帯においては、亜寒帯の凍結融解日数の少ない地域(ウラジオストク・ニケリ等)と同程度である。温帯では多くの地域で凍結融解は発生しておらず、発生している都市でもレイキャビク以外の都市ではさほど大きな日数ではなく、レイキャビクに関しては亜寒帯と同等の凍結融解日数となっている。

凍結持続日数は、寒帯で非常に多く、亜寒帯でも最低気温の年間極値が低かった4地点では4か月以上の日数になっている。

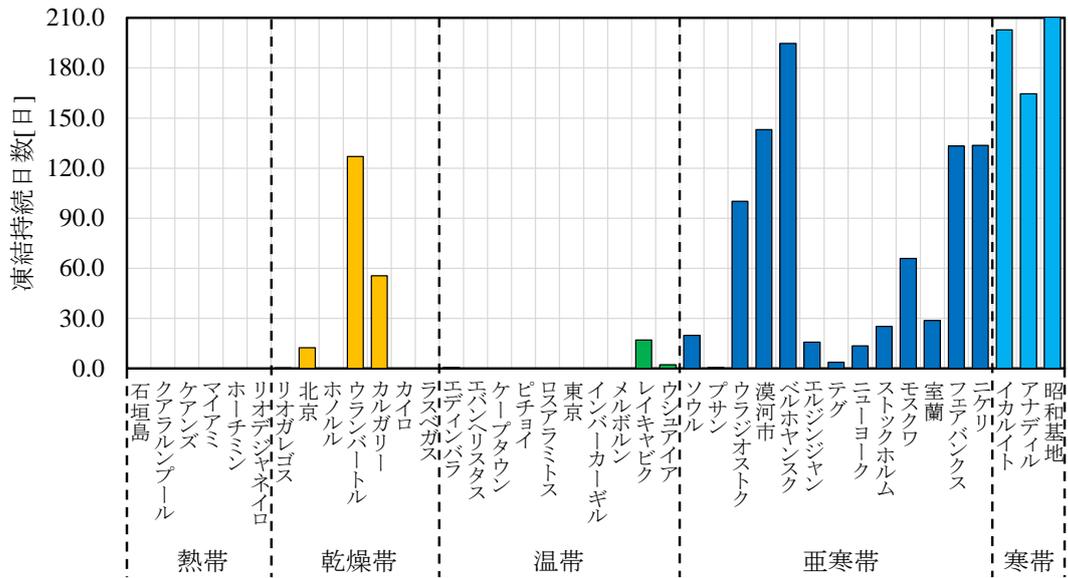
一方で、乾燥帯は降水量で分類されている気候帯であるため、気候帯内の温度特性の一致は見られない。



a) 最低気温の年間極値



b) 凍結融解日数

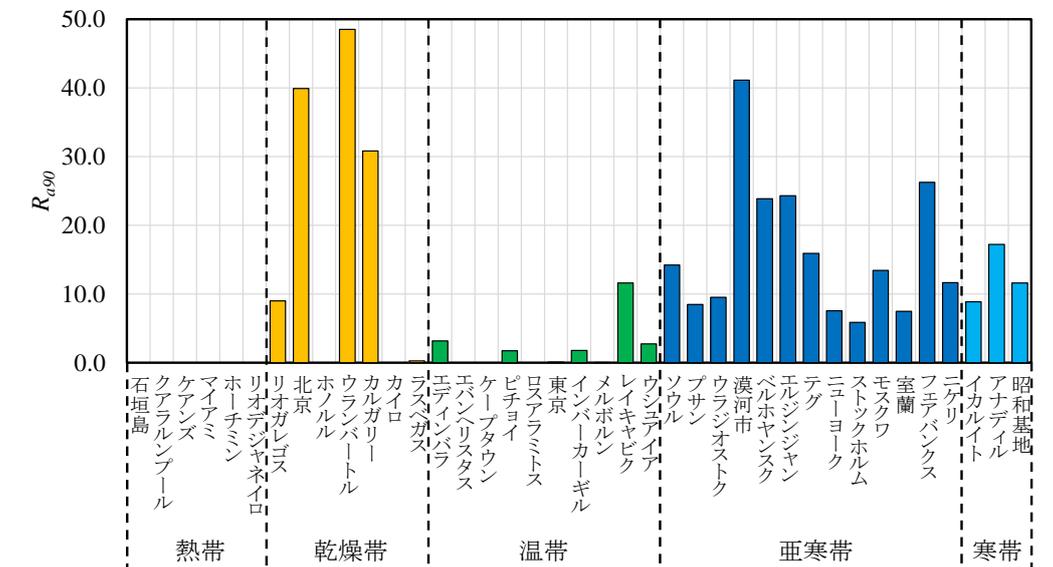


c) 凍結持続日数

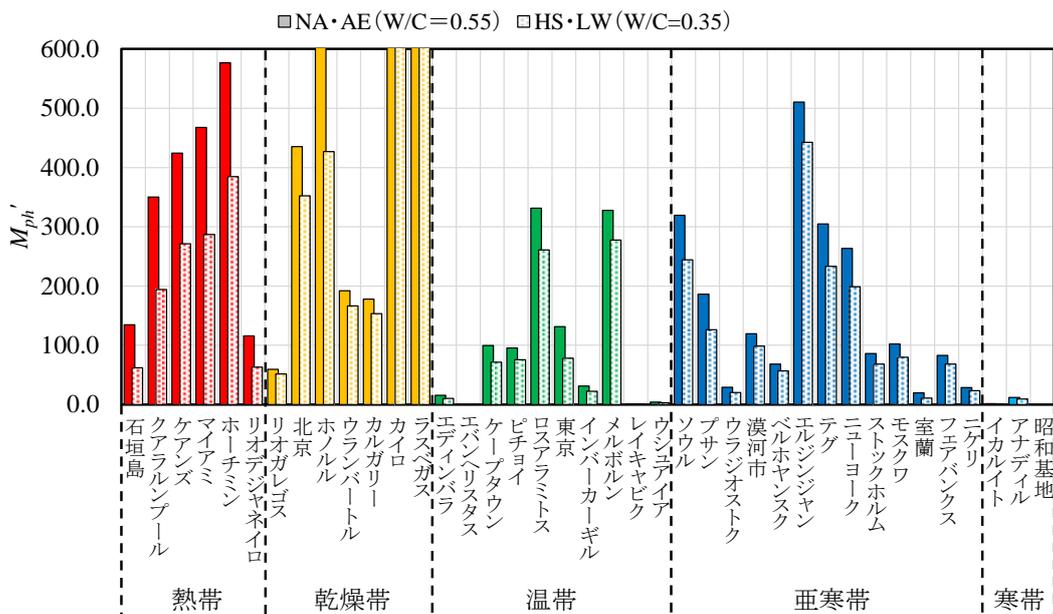
図 4.5.5 凍結融解にかかわる温度特性

3) 凍害環境の計算結果

各都市におけるFDELの諸係数を図4.5.6に示す。 R_{a90} は、おおよそ凍結融解日数の結果と対応する結果であり、亜寒帯と寒帯、乾燥帯で高い値となっている。一方で、 M_{ph} 'に関しては亜寒帯に高い地域が集中しており、 M_{ph} 上限年数も低くなっている。特に夏期乾燥の地域(Ds)に分類されているエルジンジャンの M_{ph} が非常に高くなっている。それに対し、寒帯は M_{ph} が0に近く、乾燥の影響をほとんど受けないという結果となった。これは、寒帯の分類条件の一つに「最暖月平均気温が10°C以下」という条件があり、基準温度である16°Cを上回る日がほとんど存在しないためである。また、熱帯と乾燥帯においても M_{ph} が高くなっているが、熱帯は気温が高いため、乾燥帯は湿度が極端に低いためである。



a) R_{a90}



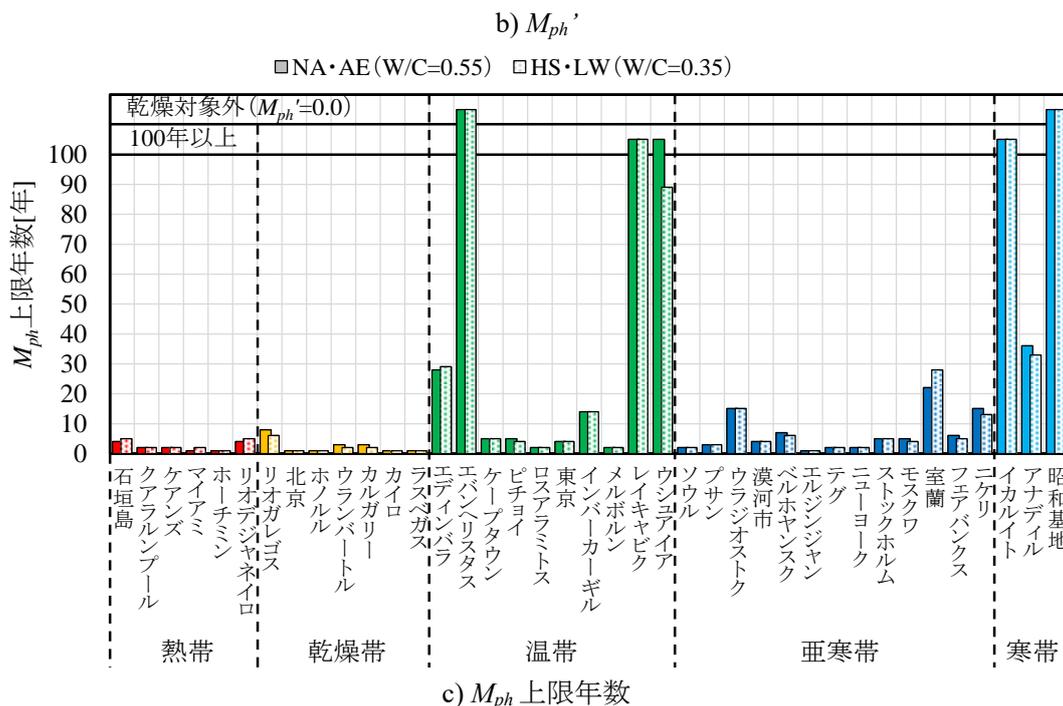


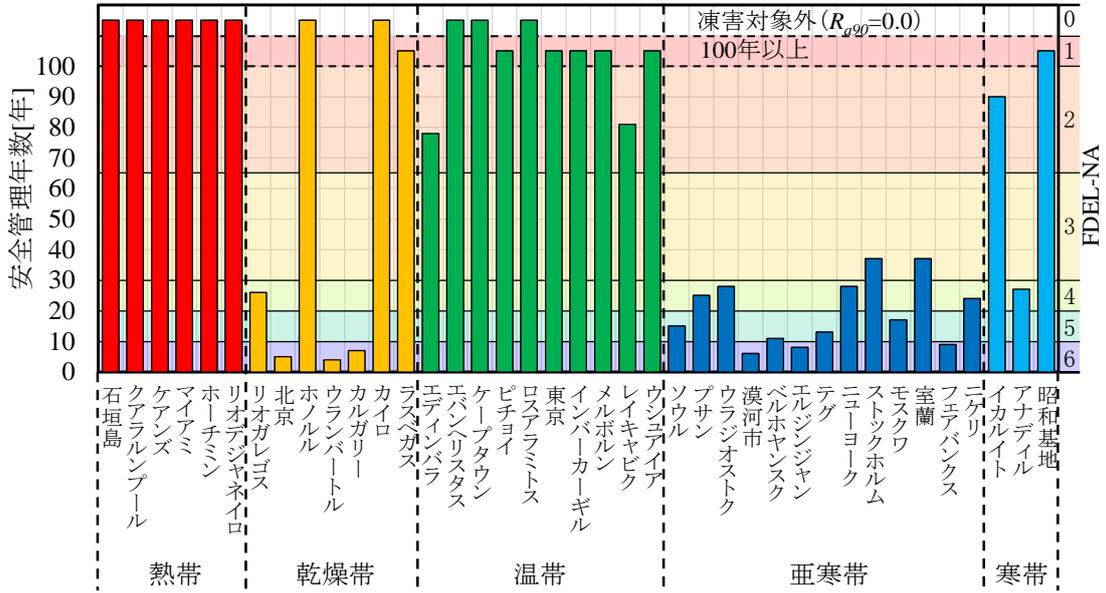
図 4.5.6 FDEL の諸係数

図 4.5.7 に各都市における安全管理年数および FDEL を示す。熱帯と乾燥帯が凍害環境ではないことは自明であるが、乾燥帯には最低気温の年間極値が -5°C 以下の低温環境となる地点もあり、そのような地点では、凍害の発生に必要な水分の供給があることが前提となっている本計算手法では、条件によらずレベル 5~6 と算出されている。しかし、一般的な環境下において乾燥帯は水分の供給が発生することが少ないことから、非凍害環境と考えるのが妥当である。

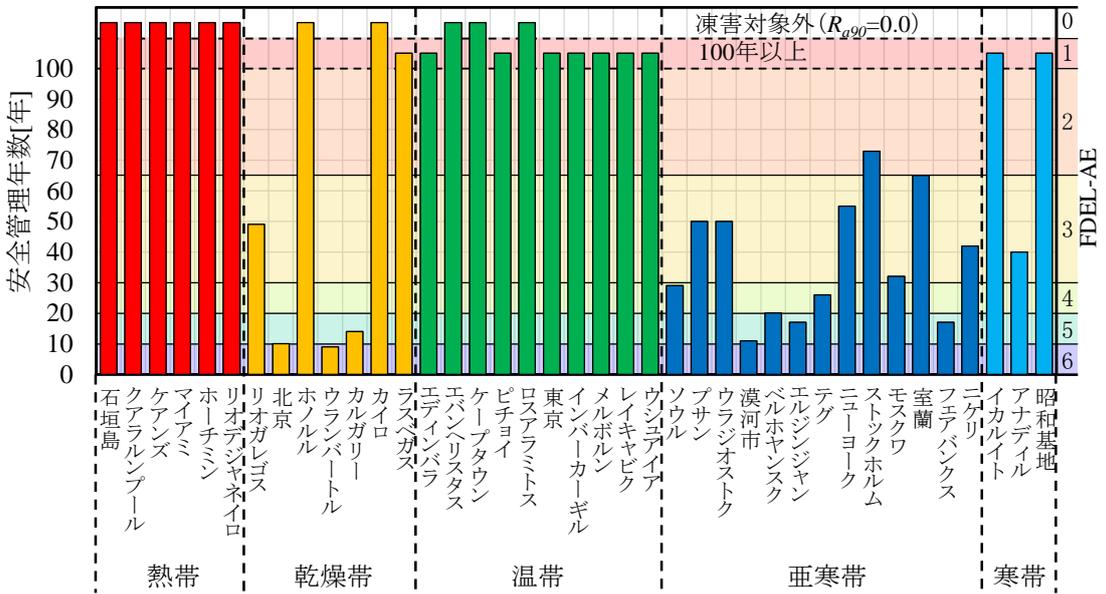
温帯は基本的に R_{a90} が 0 もしくは小さい値であることから、モデル AE においてはレベル 0 か 1 となり、凍害環境ではないと言える。しかし、モデル NA においては、エディンバラやレイキャビクの温帯の中では寒冷な 2 都市においてレベルが 2 となっており、これらの地域は軽い凍害環境下であると言える。一方、乾燥による耐凍害性低下が発生しやすい低水セメント比かつ耐凍害性の高くないコンクリートを想定したモデル LW においては、一部地域を除き M_{ph} 上限年数が短いことから、耐凍害性の低下が速く、凍害リスクが高くなる地域がある。したがって、温帯に関しては、凍結融解が発生する地域において、耐凍害性の低いもしくは低水セメント比かつ耐凍害性が高くないコンクリートに対しては凍害環境である。

亜寒帯は、 R_{a90} 、 M_{ph} 上限年数共に厳しい条件下であることから、どの条件においても凍害リスクが高くなっている。したがって亜寒帯は、コンクリートの条件によらず凍害リスクの高い地域である。

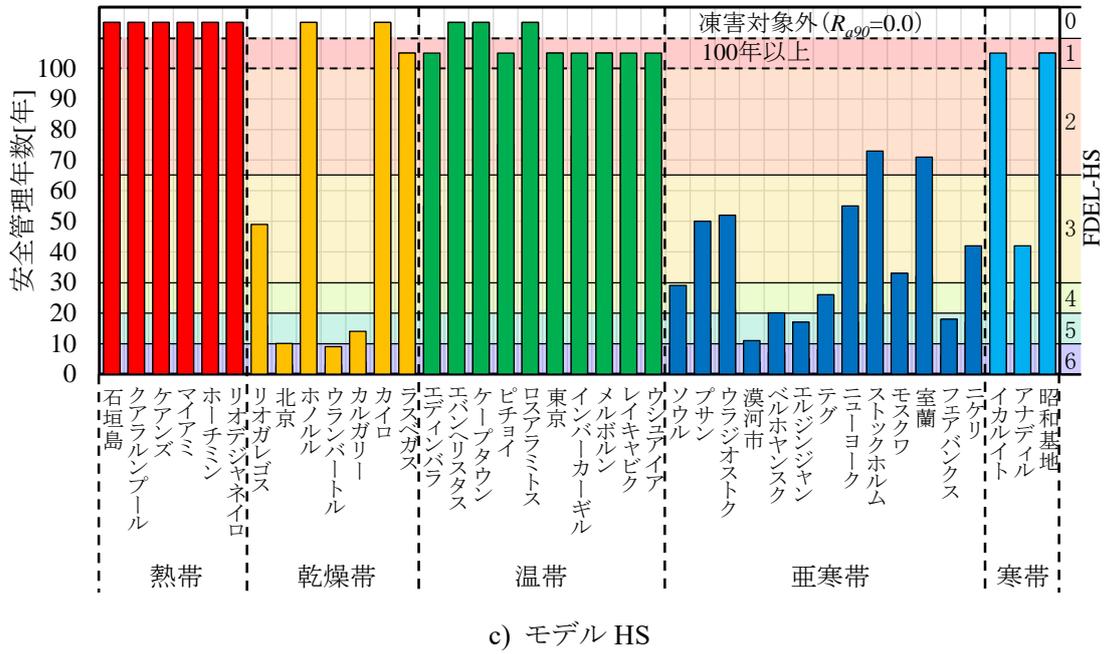
寒帯は、 M_{ph} 上限年数が亜寒帯の地域と同程度であるアナディルのみ凍害リスクが亜寒帯と同程度の厳しい環境下となっている。したがって、厳しい低温環境である寒帯は、イメージ的には凍害環境と考えることが一般的のように思われるが、凍害リスクは M_{ph} 上限年数で表される夏期の乾燥の影響の大小によって決まる。



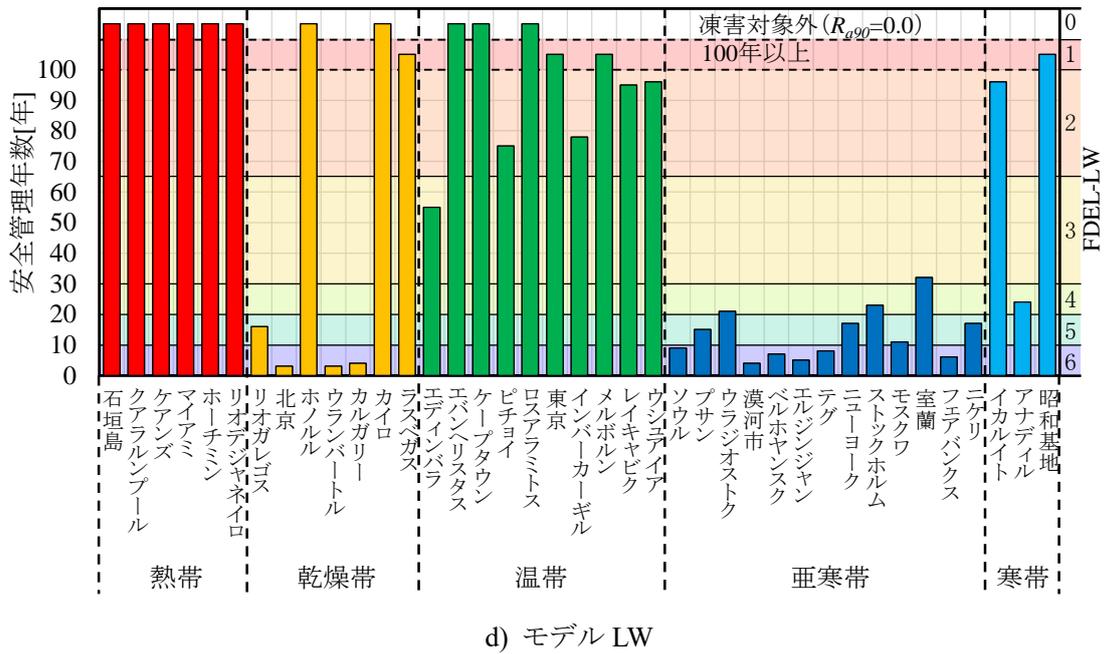
a) モデル NA



b) モデル AE



c) モデル HS



d) モデル LW

図 4.5.7 各地点における安全管理年数

また、図 4.5.8 にモデル AE における安全管理年数と最低気温の年間極値の関係を示す。亜寒帯の地域においては、おおよそ最低気温の年間極値が低下するにしたがって安全管理年数が低下する傾向がある。寒帯の地域に関しては、前述の通り、夏期の乾燥の影響の大小によって安全管理年数が決まるため、同程度の最低気温の年間極値でも安全管理年数が大きく異なる。しかし、寒帯の夏期に乾燥を受けない地点を除けば、気候帯によらず最低気温の年間極値が下がるにつれて安全管理年数が低下、凍害リスクの高い地域であると言える。また、最低気温の年間極値が -5°C 以下の乾燥帯において、安全管理年数が亜寒帯と同等以下になっているが、前述の通り乾燥帯では自然環境下での水分供給が乏しいため凍害環境ではないと言える。しかし、温湿度条件では厳しい凍害環境下であるため、人為的な水分供給などが生じた場合などでは凍害が発生するリスクがある。

以上の結果から、気候帯ごとに凍害環境を整理した結果を表 4.5.2 に示す。熱帯と乾燥帯は明らかに非凍害環境であり、温帯も若干の凍結融解が生じるが、その回数が少ないため、十分な耐凍害性を確保・維持できる条件では非凍害環境と言える。ただし、乾燥帯においては、温度条件としては凍害が生じる環境であるため、水分供給があれば凍害が発生するリスクがある。続いて、亜寒帯は凍害環境であり、その中でも最低気温の年間極値が低いほどリスクレベルが高い傾向にある。最後に寒帯は、凍結融解回数が高くなく、必ずしも凍害環境とは言えず、凍害リスクは夏期の乾燥の影響が大きい。

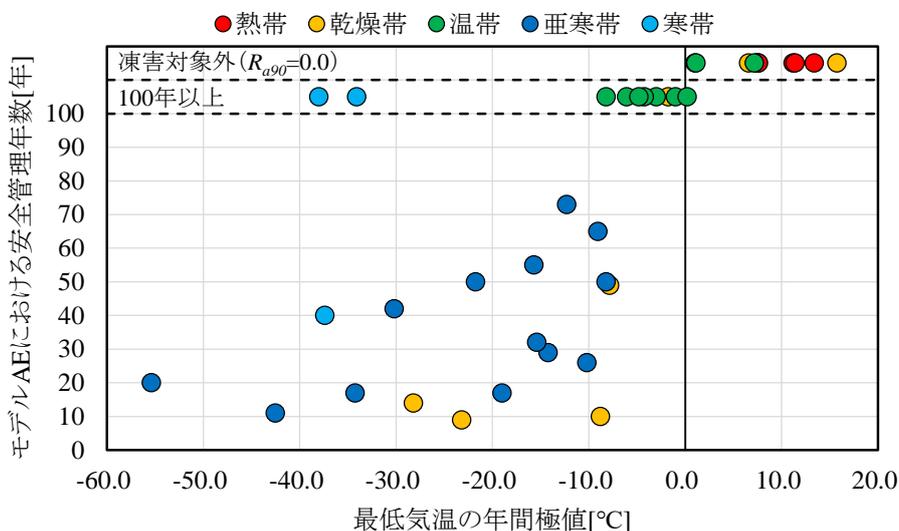


図 4.5.8 モデル AE における安全管理年数と最低気温の年間極値の関係

表 4.5.2 気候帯ごとの凍害リスク

	熱帯	乾燥帯	温帯	亜寒帯	寒帯
凍害リスク	無	無※	条件による (低 or 無)	高	夏期高温: 高 夏期低温: 低

※水分の供給がある場合は年極値最低気温 -5°C 以下の場合に高

4.6 まとめ

本章では乾燥を考慮した凍害劣化予測計算手法を用いて凍害環境の地域性の評価を行った。以下にその結果を示す。

- 1) R_{a90} の算出には時別値, 平滑化されていない日別値では Σ 法, 平滑化されている日別値では T 法を用いるのが適切である。ただし, 時別値によって算出する場合は 1.26 倍する必要がある。一方, M_{ph} の算出には, 時別値もしくは 6 時間別値を用いる必要がある。
- 2) 評価方法によらず, 50 年間の気候変動により凍害リスクは低下している。しかし, FDEL-AE による評価では, 凍結持続日数が多い北海道などの地域における凍害リスクはほとんど変化していない。一方で, リスクが減少した地域においても非凍害環境と言えるまでリスクが減少していないことから, 引き続き凍害対策を施す必要がある。
- 3) メッシュ平年値を利用して FDEL の分布図を作成した結果, 本州・四国・九州においても海岸線付近の地域以外では北海道や東北などの寒冷地と同程度の凍害リスクの高さである。特に, 乾燥による耐凍害性低下の影響を受けやすい低水セメント比のコンクリートで耐凍害性が低い条件では, 凍害環境と判定される地域のほとんどが凍害リスクの高い地域となっている。
- 4) Köppen の気候区分による気候帯ごとに凍害環境リスクを算出した結果, 亜寒帯と夏期に乾燥を受ける寒帯が凍害環境であった。耐凍害性の低いもしくは低水セメント比のコンクリートを対象とした場合, 温帯のうち凍結融解が生じる地点も凍害環境と言える。また, 乾燥帯は非凍害環境下であるが, 水分の供給があれば凍害が発生するリスクのある地域も存在する。

【参考文献】

- 4.1) 長谷川 寿夫:コンクリートの凍害に対する外的要因の研究, 北海道大学学位論文, 1975
- 4.2) 長谷川 寿夫:コンクリートの凍害危険度算出と水セメント比限界値の提案, セメント技術年報 XXIX, pp.248-253, 1975
- 4.3) 日本建築学会:建築工事標準仕様書・同解説 JASS 5 鉄筋コンクリート工事 2015, pp.6-9, 99-101, 632-644, 2015
- 4.4) 気象庁:世界の年平均気温偏差の経年変化(1891~2020年),
URL: https://www.data.jma.go.jp/cpdinfo/temp/an_wld.html (2021.9.22 最終閲覧)
- 4.5) 成田 健, 小山 慎一郎, 三橋 博三:実構造物群の調査結果に基づく凍害損傷リスクマップの作製に関する研究, コンクリート工学論文集, 第19巻, 第1号, pp.29-38, 2008
- 4.6) 中村 成春:近年の気象データを適用した凍害危険値および凍害危険度の算定 2012年から2015年における札幌と帯広に対する試算, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 材料施工, pp.227-228, 2016
- 4.7) 中村 成春:2011年から2016年の寒半期の気象データに基づくコンクリートの凍害危険度の全国マップ作成に関する研究, 日本建築学会近畿支部研究報告集, pp.9-12, 2017
- 4.8) 浜 幸雄, 濱田 英介, 千歩 修, 友澤 史紀:7~12年間の屋外暴露によるコンクリートの耐凍害性の変化, 第56回セメント技術大会講演要旨, pp.216-217, 2002
- 4.9) 浜 幸雄, 濱田 英介, 千部 修, 友澤 史紀:高強度・高流動コンクリートの耐凍害性におよぼす凍結融解試験前の養生条件の影響, セメント・コンクリート論文集, No.56, pp.425-430, 2003
- 4.10) 青野 義道, 松下 文明, 柴田 純夫, 濱 幸雄:乾燥による硬化セメントペーストのナノ構造変化と耐凍害性への影響, コンクリート工学論文集, 第19巻, 第2号, pp.21-34, 2008
- 4.11) 青野 義道, 松下 文明, 柴田 純夫, 濱 幸雄:乾湿繰り返し及ぼすコンクリートの耐凍害性への影響とその劣化メカニズムに関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第607号, pp.15-22, 2006
- 4.12) Aono, Y. Matsushita, F. Shibata, S. and Hama, Y.: Nano-structural Changes of C-S-H in Hardened Cement Paste during Drying at 50°C, Journal of Advanced Concrete Technology, Vol. 5, No. 3, pp.313-323, 2007
- 4.13) 本多 大希, 金 志訓, 濱 幸雄:コンクリートの耐凍害性確保のための櫃小空気用に関する文献調査, コンクリート工学年次論文集, Vol.42, No.1, 2020
- 4.14) 日本コンクリート学会:自然環境下のコンクリート劣化に関するシンポジウム委員会報告書・論文集, pp.5-81, 2018
- 4.15) 気象庁:過去の気象データ・ダウンロード,
URL: <http://www.data.jma.go.jp/gmd/risk/obsdl/index.php> (2021.9.22 最終閲覧)
- 4.16) 気象庁:気象観測統計, pp.119-133, 2021
- 4.17) 気象庁:平年値 統計期間 1981~2010年 第11版, 2010

- 4.18) 国土交通省:国土数値情報ダウンロードサービス, URL:<http://nlftp.mlit.go.jp/ksj/index.html> (2017.10.18 最終閲覧)
- 4.19) 清野 豁:アメダスデータのメッシュ化について, 農業気象, 第 48 巻, 第 4 号, pp.379-383, 1993
- 4.20) (株)気象データシステム:拡張アメダス標準年データファイル 2001-2010, 2016
- 4.21) (株)気象データシステム:拡張アメダス標準年データ 基礎知識 インストールマニュアル, 2017
- 4.22) 菅原 広史, 近藤 純正:飽和水蒸気圧の計算誤差, 水文・水資源学会誌, 第 7 巻 第 1 号, pp.440-443, 1994
- 4.23) 浜 幸雄, 松村 光太郎, 田畑 雅幸, 富板 崇, 鎌田 英治:気象因子を考慮したコンクリートの凍害劣化予測, 日本建築学会構造系論文集, 第 523 号, pp.9-16, 1999
- 4.24) M. C. Peel, B. L. Finlayson, T. A. McMahon: Updated world map of the Köppen-Geiger climate classification, Hydrology and Earth System Sciences, Vol.11, pp.1633-1644, 2007
- 4.25) NOAA National Centers for Environmental Information: Integrated Surface Dataset (Global), URL : <https://www.ncei.noaa.gov/access/search/data-search/global-hourly> (2020.10.5 最終閲覧)

第 5 章

乾燥を考慮した凍害劣化予測手法の活用手法

第5章 乾燥を考慮した凍害劣化予測の活用方法

5.1 はじめに

実環境下におけるコンクリートの凍害劣化の進行状況は、気象条件や対象部材の曝される環境条件だけでなく、そのコンクリートが持つ耐凍害性が大きく影響する。本研究で提案している乾燥を考慮した凍害劣化予測手法において、この耐凍害性は JIS A 1148 A 法(以後 A 法と記す)の試験結果から ΔE_{90} と ΔE_{60} を算出し利用する必要がある。A 法の試験結果が得られているコンクリートであれば、その結果から ΔE_{90} と ΔE_{60} を求めることができるため、問題なく劣化予測が行える。しかしながら、既存構造物を始めとして、実際に構造物に使用されているコンクリートにおいては、A 法の試験結果が得られていることはまれである。そのため、そのようなコンクリートに対して本手法による劣化予測を行うためには類似したコンクリートの A 法の試験結果から ΔE_{90} と ΔE_{60} を推定するという手法を取らざるおえない。しかしながら、耐凍害性に影響を与える関係因子として、連行空気や水セメント比、使用骨材、養生条件、混和材(剤)、練り上り温度などが挙げられ^{5.1)}、様々な要因が影響することから図 5.1.1 に示すように、類似した調合条件や空気量であっても、A 法の試験結果は変化する。そのため、類似したコンクリートの試験結果からの ΔE_{90} と ΔE_{60} の推定値を用いた予測は必ずしも適当ではない。

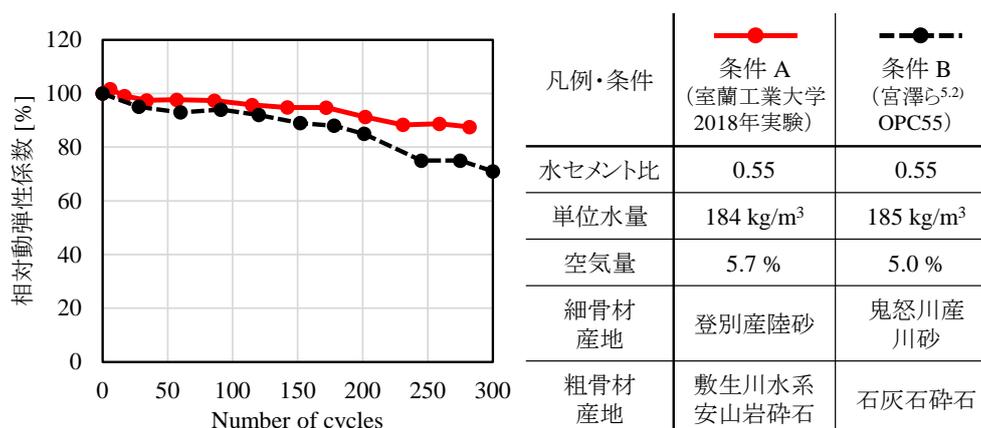


図 5.1.1 骨材産地による JIS A 1148 A 法試験結果の違い

一方で、近年では様々な分野で機械学習を用いた効率化や予測が活用されており、コンクリート分野においても活用の試みがなされている。その一例として、コンクリート中の塩化物イオン量の予測^{5.3)}や、塩害による鉄筋の腐食速度や腐食程度の予測^{5.4), 5.5)}、画像解析を用いたひび割れ・劣化診断^{5.6), 5.7), 5.8)}などや高流動コンクリートのフレッシュ性状の推定^{5.9), 5.10)}が行われている。そこで、耐凍害性に関してもフレッシュ性状と同様に、調合条件や使用材料によって左右されることから、凍結融解試験結果に関しても機械学習によって予測できる可能性がある。

したがって、凍結融解試験結果が未知の条件においても本研究で提案している凍害劣化予測手法を適用可能とするために、機械学習を用いてコンクリートの調合条件等の基本的な情報から JIS A 1148 A 法に準拠した凍結融解試験結果の推定モデルの作成を試みた後に、凍害劣化予測

手法の活用方法を検討した。

5.2 LightGBM を用いた JIS A 1148 A 法試験結果の推定

5.2.1 試験結果推定モデルの作成

1) 学習条件

本研究では LightGBM による機械学習を用いて凍結融解試験結果の推定モデルを構築する。LightGBM とは図 5.2.1 に示すような Life-Wise による勾配ブースティングを採用した決定木による機械学習である。この手法は、他の機械学習アルゴリズムと比べ、膨大なデータの扱いに長けていることや、推定精度が高い傾向を持つといった特徴がある^{5.11)}。

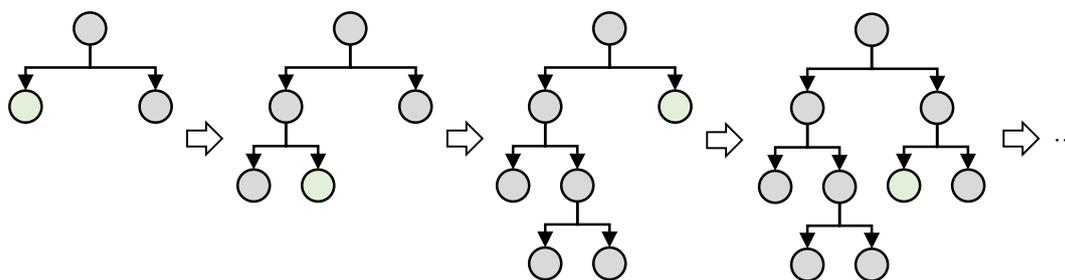


図 5.2.1 Life-Wise による決定木の成長過程の概要図

本研究では A 法の試験結果推定モデルの作成という目的から、目的変数を相対動弾性係数とし、説明変数の中に凍結融解回数を含めることで任意のサイクル数における A 法の試験結果を推定できるようにした。説明変数は、最大で凍結融解サイクル数を含め表 5.2.1 に示す 31 項目とし、高性能 AE 減水剤 (SP) 種類は該当種類の SP を使用していた場合は 1, 使用していない場合は 0 とした。また、細骨材と粗骨材の産地に関しては、産地ごとに説明変数を用意し、SP 種類と同様に 1 と 0 で表した。また、スランブとスランブフローに関しては、普通コンクリートではスランブ、高強度・高流動コンクリートではスランブフローのみの計測しか行わない。そのため、どちらのデータもそろっている水準はほとんど存在しないため、スランブの測定のみ水準ではスランブフローの値として 20.0cm, スランブフローの測定のみ水準ではスランブの値として 25.0cm を代入した。

表 5.2.1 説明変数一覧

W/C [%]		Value	産地	登別産陸砂	[1 or 0]
s/a [%]		Value		鹉川産陸砂	[1 or 0]
単位水量(W) [kg/m ³]		Value	細骨材に関する情報	表乾密度 [g/cm ³]	Value
単位量 [kg/m ³]	セメント(C)	Value		吸水率 [%]	Value
	高炉スラグ微粉末(BFS)	Value		実積率 [%]	Value
	フライアッシュ(FA)	Value		粗粒率	Value
	細骨材(S)	Value		産地	敷生川水系 安山岩碎石
粗骨材(G)	Value	常盤産碎石	[1 or 0]		
使用量		粗骨材に関する情報	表乾密度 [g/cm ³]		Value
AE 剤(AE) [g/m ³]			吸水率 [%]	Value	
AE 減水剤(AEWR) [ml/m ³]			実積率 [%]	Value	
SP [kg/m ³]			粗粒率	Value	
SP 種類	ポリカルボン酸系	[1 or 0]	フレッシュ	空気量[%]	Value
	アミノスルホン酸系	[1 or 0]		スランプ[cm]	Value
	ナフタレン系	[1 or 0]		スランプフロー[cm]	Value
圧縮強度 (28 日標準養生) [N/mm ²]		Value	性状	練り上り温度[°C]	Value
凍結融解回数		Value			

表 5.2.2 に学習データを示す。学習データは、A 法に準拠した試験結果かつ表 5.2.1 に示す値がすべて入手可能であった 1992～1993 年に北海道大学で行われた 2 実験(8 水準)と 2017～2020 年に室蘭工業大学で行われた 4 実験(19 水準)の合計 6 実験, 349 データとした。

機械学習によるモデルの作成と、作成したモデルによる凍結融解試験結果の推定には MatrixFlow 社の MatrixFlow を用いて検討を行い、学習パラメータは AutoFlow (学習パラメータをランダムに変更して学習を行い、最も高い精度のパラメータを求める手法)の結果を参考に葉数 40, 学習率 0.2, 決定木の数 2000 を基本的なパラメータとして検討を行った。

表 5.2.2 学習データ

a) 調査情報

水準名	W/C	s/a	W	C	BFS	FA	S	G
2017_室工大_NA-N	55.0	43.8	204	371	0	0	769	988
2017_室工大_NA-BA	55.0	43.8	202	312	55	0	770	990
2017_室工大_NA-BB	55.0	43.8	200	200	164	0	770	990
2017_室工大_NA-BC	55.0	43.8	198	126	234	0	772	992
2017_室工大_AE-N	55.0	43.9	184	335	0	0	761	973
2017_室工大_AE-BA	55.0	44.2	180	278	49	0	771	975
2017_室工大_AE-BB	55.0	44.2	178	178	146	0	772	975
2017_室工大_AE-BC	55.0	73.7	176	112	208	0	774	997
2018_室工大_NA-N	55.0	44.7	204	371	0	0	801	991
2018_室工大_NA-FA	55.0	44.7	193	325	0	26	818	1012
2018_室工大_NA-FB	55.0	44.7	193	298	0	53	813	1006
2018_室工大_NA-FC	55.0	44.7	193	263	0	88	808	999
2018_室工大_AE-N	55.0	44.0	184	335	0	0	779	991
2018_室工大_AE-FA	55.0	44.7	185	311	0	25	785	971
2018_室工大_AE-FB	55.0	44.7	181	280	0	49	788	975
2018_室工大_AE-FC	55.0	44.7	178	242	0	81	790	977
2019_室工大_AE	52.9	20.8	185	350	0	0	900	871
2020_室工大_AE	35.0	74.5	175	500	0	0	798	883
2020_室工大_NA	35.0	49.5	175	500	0	0	866	883
1992_北大_35-3-E	35.0	44.7	172	492	0	0	761	942
1992_北大_35-5-E	35.0	43.4	172	492	0	0	721	942
1993_北大_6A-2-B	35.9	55.4	173	217	265	0	954	768
1993_北大_6A-4-B	35.9	53.5	165	207	253	0	906	789
1993_北大_6P-2-B	33.7	55.4	163	218	266	0	967	776
1993_北大_6P-4-B	33.7	53.4	155	207	253	0	919	803
1993_北大_6N-2-B	34.3	55.3	163	214	261	0	970	784
1993_北大_6N-6-B	34.3	53.3	158	207	253	0	914	800
最大値	55.0	55.4	204	500	266	88	970	1012
最小値	33.7	43.4	155	112	0	0	721	768

b) 混和剤情報

水準名	AE	AEWR	SP	DA	ポリカルボ ン酸系	アミノスルホ ン酸系	ナフタレン 系
2017_室工大_NA-N	0	0	0	0	0	0	0
2017_室工大_NA-BA	0	0	0	0	0	0	0
2017_室工大_NA-BB	0	0	0	0	0	0	0
2017_室工大_NA-BC	0	0	0	0	0	0	0
2017_室工大_AE-N	0	836	0	0	0	0	0
2017_室工大_AE-BA	0	818	0	0	0	0	0
2017_室工大_AE-BB	0	809	0	0	0	0	0
2017_室工大_AE-BC	0	800	0	0	0	0	0
2018_室工大_NA-N	0	0	0	0	0	0	0
2018_室工大_NA-FA	0	0	0	0	0	0	0
2018_室工大_NA-FB	0	0	0	0	0	0	0
2018_室工大_NA-FC	0	0	0	0	0	0	0
2018_室工大_AE-N	13	0	0	0	0	0	0
2018_室工大_AE-FA	101	0	0	0	0	0	0
2018_室工大_AE-FB	148	0	0	0	0	0	0
2018_室工大_AE-FC	194	0	0	0	0	0	0
2019_室工大_AE	0.7	0	1.750	0	1	0	0
2020_室工大_AE	5	0	8.500	0	1	0	0
2020_室工大_NA	0	0	8.500	10	1	0	0
1992_北大_35-3-E	19.68	0	0	0	0	0	0
1992_北大_35-5-E	59.04	0	0	0	0	0	0
1993_北大_6A-2-B	0	0	5.425	0	0	1	0
1993_北大_6A-4-B	8.68	0	5.175	0	0	1	0
1993_北大_6P-2-B	21.8	0	3.270	0	1	0	0
1993_北大_6P-4-B	10.35	0	3.105	0	1	0	0
1993_北大_6N-2-B	0	0	3.852	0	0	0	1
1993_北大_6N-6-B	144.9	0	3.726	0	0	0	1
最大値	194	836	8.500	10	1	1	1
最小値	0	0	0.000	0	0	0	0

c) 細骨材情報

水準名	登別産 陸砂	鶴川産 陸砂	表乾密度	吸水率	実積率	粗粒率
2017_室工大_NA-N	1	0	2.67	1.57	65.6	2.76
2017_室工大_NA-BA	1	0	2.67	1.57	65.6	2.76
2017_室工大_NA-BB	1	0	2.67	1.57	65.6	2.76
2017_室工大_NA-BC	1	0	2.67	1.57	65.6	2.76
2017_室工大_AE-N	1	0	2.67	1.57	65.6	2.76
2017_室工大_AE-BA	1	0	2.67	1.57	65.6	2.76
2017_室工大_AE-BB	1	0	2.67	1.57	65.6	2.76
2017_室工大_AE-BC	1	0	2.67	1.57	65.6	2.76
2018_室工大_NA-N	1	0	2.68	2.17	67.5	2.66
2018_室工大_NA-FA	1	0	2.68	2.17	67.5	2.66
2018_室工大_NA-FB	1	0	2.68	2.17	67.5	2.66
2018_室工大_NA-FC	1	0	2.68	2.17	67.5	2.66
2018_室工大_AE-N	1	0	2.68	2.17	67.5	2.66
2018_室工大_AE-FA	1	0	2.68	2.17	67.5	2.66
2018_室工大_AE-FB	1	0	2.68	2.17	67.5	2.66
2018_室工大_AE-FC	1	0	2.68	2.17	67.5	2.66
2019_室工大_AE	1	0	2.73	1.72	66.2	2.78
2020_室工大_AE	1	0	2.73	1.72	66.2	2.78
2020_室工大_NA	1	0	2.73	1.72	66.2	2.78
1992_北大_35-3-E	0	1	2.69	1.45	70.3	2.38
1992_北大_35-5-E	0	1	2.69	1.45	70.3	2.38
1993_北大_6A-2-B	0	1	2.68	1.17	70.6	2.43
1993_北大_6A-4-B	0	1	2.68	1.17	70.6	2.43
1993_北大_6P-2-B	0	1	2.68	1.17	70.6	2.43
1993_北大_6P-4-B	0	1	2.68	1.17	70.6	2.43
1993_北大_6N-2-B	0	1	2.68	1.17	70.6	2.43
1993_北大_6N-6-B	0	1	2.68	1.17	70.6	2.43
最大値	1	1	2.73	2.17	70.3	2.78
最小値	0	0	2.67	1.17	65.6	2.38

d) 粗骨材情報

水準名	敷生川水系 安山岩碎石	常盤産 碎石	表乾密度	吸水率	実積率	粗粒率
2017_室工大_NA-N	1	0	2.57	2.98	60.6	6.53
2017_室工大_NA-BA	1	0	2.57	2.98	60.6	6.53
2017_室工大_NA-BB	1	0	2.57	2.98	60.6	6.53
2017_室工大_NA-BC	1	0	2.57	2.98	60.6	6.53
2017_室工大_AE-N	1	0	2.57	2.98	60.6	6.53
2017_室工大_AE-BA	1	0	2.57	2.98	60.6	6.53
2017_室工大_AE-BB	1	0	2.57	2.98	60.6	6.53
2017_室工大_AE-BC	1	0	2.57	2.98	60.6	6.53
2018_室工大_NA-N	1	0	2.68	1.78	61.0	6.59
2018_室工大_NA-FA	1	0	2.68	1.78	61.0	6.59
2018_室工大_NA-FB	1	0	2.68	1.78	61.0	6.59
2018_室工大_NA-FC	1	0	2.68	1.78	61.0	6.59
2018_室工大_AE-N	1	0	2.68	1.78	61.0	6.59
2018_室工大_AE-FA	1	0	2.68	1.78	61.0	6.59
2018_室工大_AE-FB	1	0	2.68	1.78	61.0	6.59
2018_室工大_AE-FC	1	0	2.68	1.78	61.0	6.59
2019_室工大_AE	1	0	2.68	1.78	61.0	6.59
2020_室工大_AE	1	0	2.68	1.78	61.0	6.59
2020_室工大_NA	1	0	2.68	1.78	61.0	6.59
1992_北大_35-3-E	0	1	2.66	1.99	58.2	6.68
1992_北大_35-5-E	0	1	2.66	1.99	58.2	6.68
1993_北大_6A-2-B	0	1	2.64	2.82	57.3	6.69
1993_北大_6A-4-B	0	1	2.64	2.82	57.3	6.69
1993_北大_6P-2-B	0	1	2.64	2.82	57.3	6.69
1993_北大_6P-4-B	0	1	2.64	2.82	57.3	6.69
1993_北大_6N-2-B	0	1	2.64	2.82	57.3	6.69
1993_北大_6N-6-B	0	1	2.64	2.82	57.3	6.69
最大値	1	1	2.68	2.98	58.2	6.59
最小値	0	0	2.57	1.78	57.3	6.53

e) フレッシュ性状・圧縮強度・試験サイクル数

水準名	空気量	スランプ	スランプ フロー	練り上り 温度	圧縮強度	凍結融解 回数
2017_室工大_NA-N	2.0	19.6	20.0*	18.0	45.0	0~300
2017_室工大_NA-BA	1.8	18.7	20.0*	19.0	41.4	0~300
2017_室工大_NA-BB	1.5	18.4	20.0*	18.0	39.3	0~300
2017_室工大_NA-BC	1.4	17.6	20.0*	18.0	33.9	0~206
2017_室工大_AE-N	4.1	19.0	20.0*	19.0	37.7	0~300
2017_室工大_AE-BA	4.5	18.3	20.0*	19.0	37.1	0~300
2017_室工大_AE-BB	4.6	18.6	20.0*	18.0	33.8	0~300
2017_室工大_AE-BC	3.8	18.2	20.0*	18.0	32.9	0~300
2018_室工大_NA-N	0.4	19.4	20.0*	18.5	44.2	0~272
2018_室工大_NA-FA	0.4	18.0	20.0*	18.0	42.8	0~173
2018_室工大_NA-FB	0.2	19.5	20.0*	19.6	36.9	0~150
2018_室工大_NA-FC	0.2	19.8	20.0*	19.8	32.3	0~120
2018_室工大_AE-N	5.7	18.6	20.0*	18.0	32.3	0~282
2018_室工大_AE-FA	5.2	19.7	20.0*	18.5	28.2	0~282
2018_室工大_AE-FB	5.6	19.7	20.0*	18.0	24.1	0~258
2018_室工大_AE-FC	4.9	18.9	20.0*	18.0	20.1	0~258
2019_室工大_AE	6.3	18.6	20.0*	15.0	38.9	0~300
2020_室工大_AE	3.7	25.0**	60.5	23.0	70.9	0~300
2020_室工大_NA	1.6	25.0**	59.5	26.0	77.8	0~300
1992_北大_35-3-E	3.1	18.5	28.2	24.0	55.5	0~300
1992_北大_35-5-E	4.7	20.9	31.6	22.5	55.5	0~300
1993_北大_6A-2-B	1.4	25.0**	65.3	21.5	63.7	0~300
1993_北大_6A-4-B	4.9	25.0**	66.0	21.0	53.4	0~300
1993_北大_6P-2-B	2.1	25.0**	64.3	23.0	64.6	0~300
1993_北大_6P-4-B	4.7	25.0**	63.3	20.0	59.3	0~300
1993_北大_6N-2-B	4.0	25.0**	65.4	21.0	56.3	0~300
1993_北大_6N-6-B	5.4	25.0**	68.2	21.0	49.6	0~300
最大値	6.3	25.0	20.0	26.0	77.8	300
最小値	0.2	17.6	68.2	15.0	20.1	0

* スランプフロー未測定のため 20.0cm を代入

** スランプ未測定のため 25.0cm を代入

2) 説明変数の検討

まず、凍結融解試験結果の推定に適切な説明変数の検討を行った。表 5.2.1 の説明変数の内、AE 剤、AE 減水剤、SP、消泡剤の混和剤添加量はフレッシュ性状の空気量とスランプ、もしくはスランプフローの調整のため加えられることから独立した変数ではないと言える。したがって、これらの変数の有無が推定精度に与える影響の検討を行った。

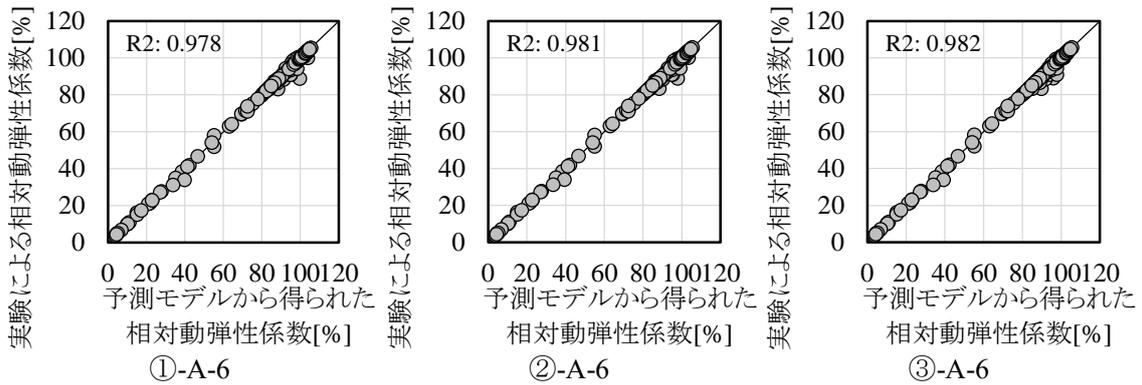
表 5.2.3 に検討水準を示す。①-A-6 を基準として、②-A-6 は混和剤添加量を、③-A-6 はフレッシュ性状を説明変数から除外して学習を行った。

表 5.2.3 混和剤添加量およびフレッシュ性状の必要性検討水準

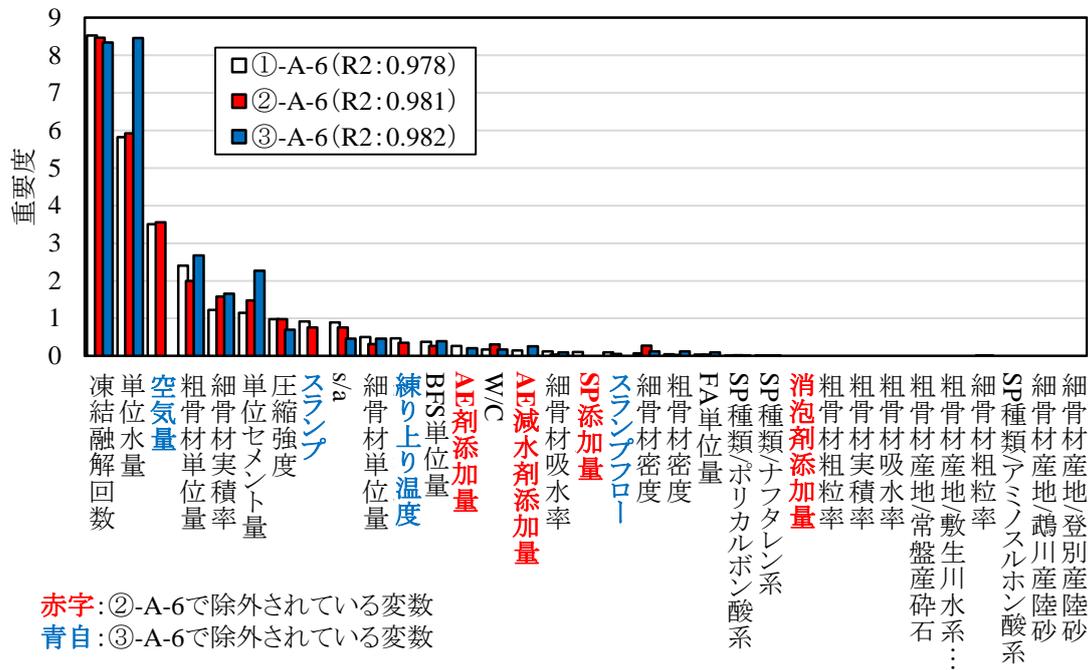
水準名	除外変数
①-A-6	なし
②-A-6	AE, AEWR, SP, DA
③-A-6	空気量, スランプ, スランプフロー, 練り上り温度

図 5.2.2 に学習結果を示す。どの条件においても実験値と推測値の差はほとんどなく、決定係数もほぼ同等となる結果となった。その中でも、全データを使用した①-A-6 が最も決定係数が低く、フレッシュ性状を除いた③-A-6 が最も高くなった。

一方で、重要度に着目すると、③-A-6 では、他の 2 条件における空気量に相当する混和剤の添加量関係の変数に対する重要度が低い。耐凍害性に影響を与える因子として、空気量は非常に大きな影響を与えることが周知の事実であることを踏まえると、この学習結果は適切では無いと言える。そのため、フレッシュ性状を説明変数から除外することは避けることが好ましい。それに対し、②-A-6 では単位セメント量や粗骨材および細骨材単位量などで多少の重要度の変動はあるものの、大きく①-A-6 の重要度と変わらず、混和剤添加量を説明変数から除外することは問題ないと言える。したがって、混和剤添加量およびフレッシュ性状に関しては、混和剤添加量を除いた②-A-6 の条件で学習することが最適である。したがって、以後の検討では混和剤添加量は説明変数から除外する。



a) 予測精度



b) 重要度

図 5.2.2 混和剤添加量およびフレッシュ性状の必要性検討水準学習結果の比較

混和剤添加量とフレッシュ性状以外に表 5.2.1 の説明変数の中の重複情報として W/C, s/a と各種単位量が挙げられる。また、圧縮強度は W/C によって管理・調整されることからこの重複情報の中に圧縮強度も含まれる。これらの重複情報についても同様に学習結果に与える影響の検討を行った。表 5.2.4 に検討水準を示す。

表 5.2.4 重複情報の必要性検討水準

水準名	除外変数
②-A-6	AE, AEWR, SP, DA
④-A-6	AE, AEWR, SP, DA, W/C, s/a, 圧縮強度

図 5.2.3 に学習結果を示す。重複情報を除外した場合でも、予測精度や決定係数に変化は見られなかった。重要度に関しても、さほど大きな変化は無く、これらの重複情報は説明変数から除外することは問題ないと言える。したがって W/C, s/a, 圧縮強度の 3 項目は以後の検討では説明変数から除外する。

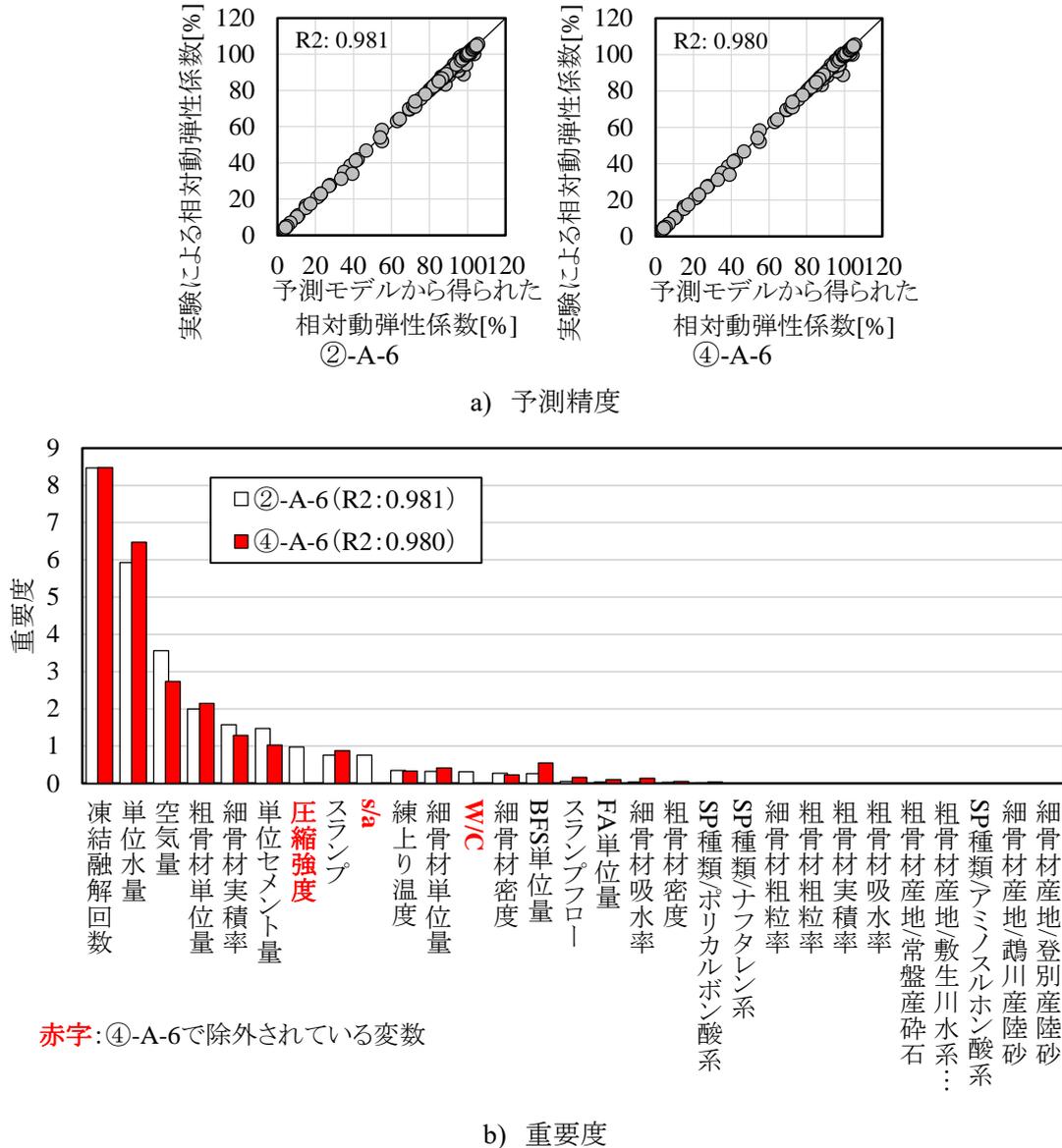


図 5.2.3 重複情報の必要性検討水準学習結果の比較

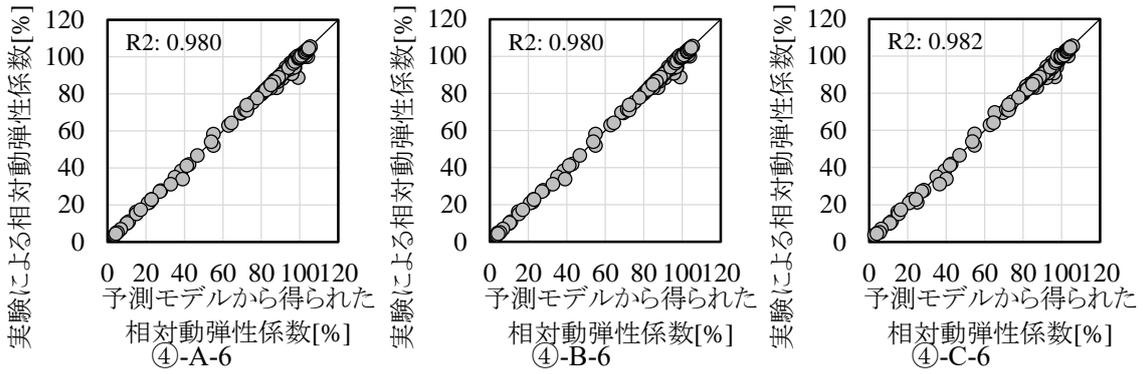
3) パラメータの検討

本研究で A 法試験結果推定モデルの作成のためにデータ収集を行っている際に、予備検討として AutoFlow による予測モデルを作成したが、その際の学習パラメータは葉数 800, 学習率 0.1, 決定木の数 1300 程度と、本項 1) の条件での AutoFlow による学習パラメータとは大きく異なる結果であった。そのため、それらのパラメータが学習精度に与える影響を確認し、より適切なパラメータを検討した。表 5.2.5 に検討水準を示す。④-A-6 は先の検討で使用した学習パラメータを、④-B-6 は先の検討で使用したパラメータから決定木の数のみを予備検討時の値に変更した学習パラメータを、④-C-6 予備検討時の結果から定めた学習パラメータを用いた。

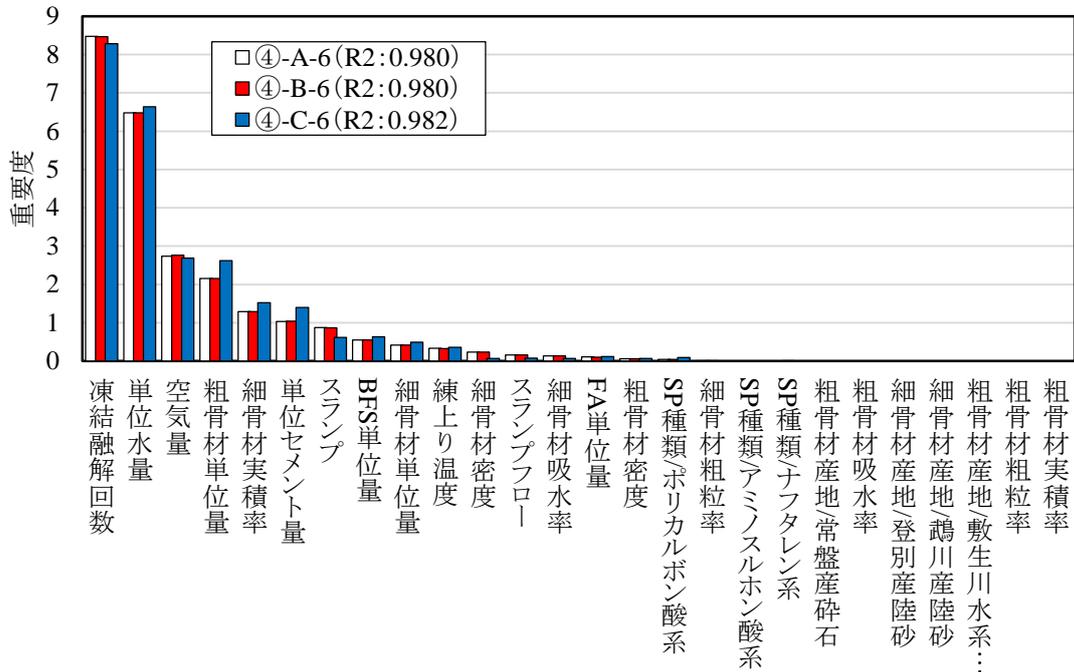
表 5.2.5 学習パラメータ検討水準

水準名	葉数	学習率	決定木の数
④-A-6	40	0.2	2000
④-B-6	40	0.2	1300
④-C-6	800	0.1	1300

図 5.2.4 に学習結果を示す。どのパラメータを用いた場合においても予測精度や決定係数にほとんど差はなく、重要度に関してもおおむね一致している。そのため、この 3 条件における学習パラメータの範囲であれば予測精度には影響を及ぼさないとと言える。しかしながら、葉数が多すぎる場合は過学習のリスクが上昇し、決定木の数が多い場合は推定モデル作成時の負荷が増加するため、両パラメータ共に精度に影響しない範囲で低い方が望ましい。したがって本研究では④-B-6 の条件で学習した予測モデルを A 法の試験結果推定モデルとして取り扱う。



a) 予測精度



b) 重要度

図 5.2.4 学習パラメータ検討水準学習結果の比較

ここで、図 5.2.5 に改めて④-B-6 の重要度を示す。重要度は高い順に凍結融解回数，単位水量，空気量，粗骨材単体量，細骨材単体量と続いている。単位水量の重要度が高い理由に関しては，低水セメント比のコンクリートにおいてほとんど相対動弾性係数が低下しない現象に対して，単位水量の値から判断していると推測される。また，粗骨材単体量の重要度が高い原因に関しては，粗骨材単体量が増加するとコンクリート硬化体中の組織が粗になる遷移帯の量が増加し，耐凍害性が低下するためと考えられる。細骨材実積率に関しても，この値が小さくなると遷移帯割合が増加する^{5,12)}ことから粗骨材単体量と同様の理由で重要度が高くなっていると考えられる。一方で，一般的に耐凍害性に与える影響が大きいと考えられる骨材産地に関しては，本モデルにおいては影響が見られない。これは，本モデルの学習データ内の骨材産地は細骨材，粗骨材ともに 2 種類のみであり，耐凍害性に与える影響度合いがほぼ同程度であったためであり，その結果，本研究における学習では影響を考慮することができなかつたと予想される。

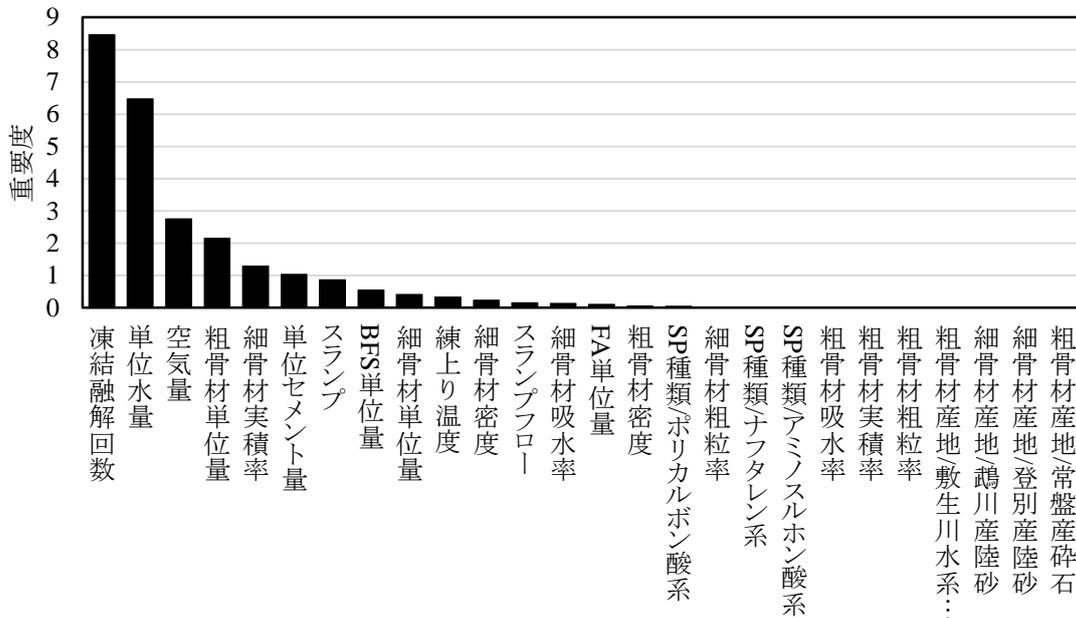


図 5.2.5 ④-B-6における重要度

5.2.2 予測精度・汎用性の検討

1) 検証データ条件

作成した A 法試験結果予測モデルの推定精度を検証するために学習に使用していない A 法試験結果を用いて予測モデルによる推定結果と実験結果の比較を行った。検証用のデータとしては、学習データに含まれている骨材産地のコンクリートによる結果(以後グループ I と記す)と含まれていない骨材産地のコンクリートによる結果(以後グループ II と記す)それぞれ用意した。

グループ I のデータは、検証用実験として表 5.2.6 に示す調合条件でコンクリートを作成し、A 法による凍結融解実験を行い、データを用意した。

表 5.2.6 検証用実験調合表

	W/C	s/a	単位量 [kg/m ³]				AE 減水剤 [ml/m ³]	SP [kg/m ³]	消泡剤 [g/m ³]
			W	C	S	G			
55NA	55.0	44.0	211	384	794	1010	0	0	0
50AE	50.0	47.1	175	350	853	958	875	0	0
40AE	40.0	47.1	175	438	825	910	0	3.504	0
30NA	30.0	38.6	175	583	621	988	0	6.996	5.83

検証用実験の使用材料として、セメントは表 5.2.7 に示すセメントの物理試験結果(JIS R 5201)および化学分析結果(JIS R 5202)が得られた普通ポルトランドセメントを使用した。細骨材は登別産陸砂、粗骨材は敷生川水系安山岩砕石を使用した。表 5.2.8, 表 5.2.9 に細骨材の物理試験結果とふるい分け試験結果を、図 5.2.6 に細骨材の粒度分布を、表 5.2.10, 表 5.2.11 に粗骨材の物理試験結果と部類分け試験結果を、図 5.2.7 に粗骨材の粒度分布を示す。

表 5.2.7 セメントの物理試験結果

品質	種類	普通 ポルトランドセメント	
		JIS規格値	試験成績
密度(g/cm ³)		-	3.17
比表面積(cm ² /g)		2500以上	3500
凝結	水量(%)	-	28
	始発(h-mm)	60min以上	1-45
	終結(h-mm)	10h以下	3-00
安定性	バット法	良	良
圧縮強さ (N/mm ²)	1d	-	-
	3d	12.5以上	32.9
	7d	22.5以上	51
	28d	42.5以上	65.8
	91d	-	-
化学成分 (%)	二酸化けい素	-	21.37
	酸化アルミニウム	-	5.5
	酸化第二鉄	-	2.79
	酸化カルシウム	-	64.25
	酸化マグネシウム	5.0以下	2.06
	三酸化硫黄	3.5以下	1.9
	酸化ナトリウム	-	0.29
	酸化カリウム	-	0.42
	二酸化チタン	-	0.27
	酸化マンガン(Ⅲ)	-	0.06
	塩化物イオン	0.035以下	0.012
	強熱減量	5.0以下	0.56
	全アルカリ量	0.75以下	0.25

表 5.2.8 細骨材物理試験結果

密度 [g/cm ³]		吸水率	単位容積質量	実積率	粗粒率
表乾	絶乾	[%]	[kg/l]	[%]	
2.73	2.68	1.72	1.78	66.2	2.78

表 5.2.9 細骨材ふるい分け試験結果

ふるいの呼び寸法(mm)	ふるいを通るものの質量百分率(%)						
	0.15	0.3	0.6	1.2	2.5	5	10
細骨材	3	17	43	68	91	100	100

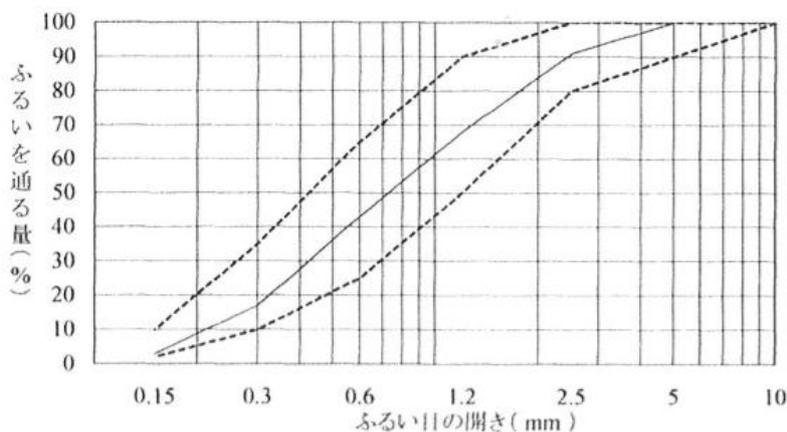


図 5.2.6 細骨材粒度分布

表 5.2.10 粗骨材物理試験結果

密度 [g/cm ³]		吸水率 [%]	単位容積質量 [kg/l]	実積率 [%]	粗粒率
表乾	絶乾				
2.68	2.63	1.78	1.61	61.0	6.59

表 5.2.11 粗骨材ふるい分け試験結果

ふるいの呼び寸法(mm)	ふるいを通るものの質量百分率(%)					
	2.5	5	10	15	20	25
細骨材	1	3	38	80	99	100

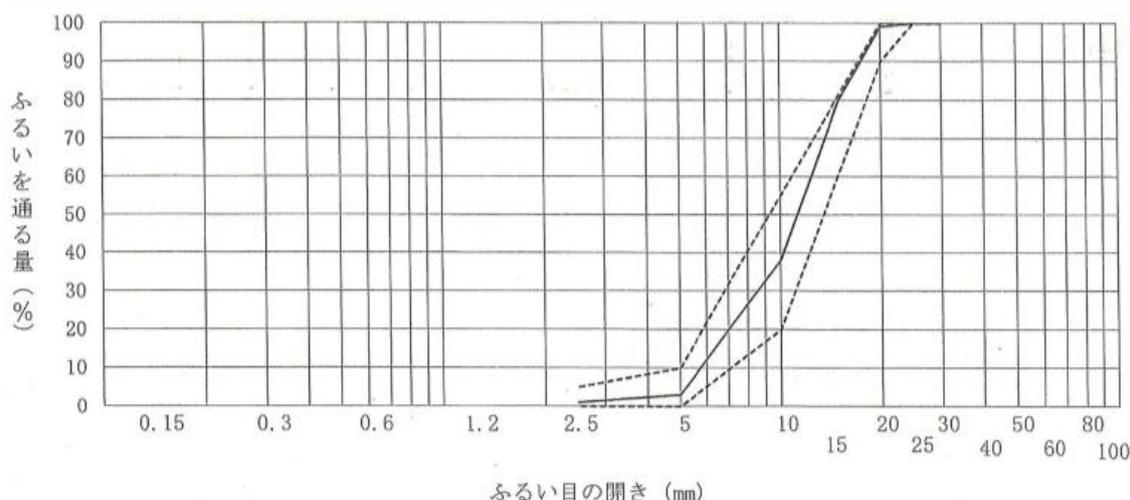


図 5.2.7 粗骨材粒度分布

混和剤は 50AE では AE 減水剤(ポゾリス ソリューションズ社製 マスターポゾリス No.70)を、40AE ではポリカルボン酸系高性能 AE 減水剤(株式会社フローリック製 フローリック SF500S)、30NA では 40AE で使用したものと異なるポリカルボン酸系高性能 AE 減水剤(ポゾリス ソリューションズ社製 SP-8SV)と消泡剤(ポゾリス ソリューションズ社製 マスターエア 404)を使用した。練り混ぜ水には本学の上水道を使用した。試験体寸法は凍結融解試験用供試体を 75×75×400mm、圧縮強度用供試体を φ100×200mm とし、20℃封緘養生を 24 時間行った後に脱型、その後材齢 28 日まで水中養生を行った。表 5.2.12 に上記以外の説明変数の値を、図 5.2.8 に得られた凍結融解試験結果を示す。

表 5.2.12 調合条件・骨材情報以外の説明変数

水準名	空気量 [%]	スランプ [cm]	スランプフロー[cm]	練り上り温度[°C]	サイクル数
55NA	1.3	19.5	41.3	19.0	0~300
50AE	3.4	8.2	20.5	18.5	0~300
40AE	4.9	21.0	34.6	24.2	0~300
30NA	1.4	25.0**	55.8	19.0	0~300

** スランプ 25.0cm を超えて測定不能のため 25.0cm を代入

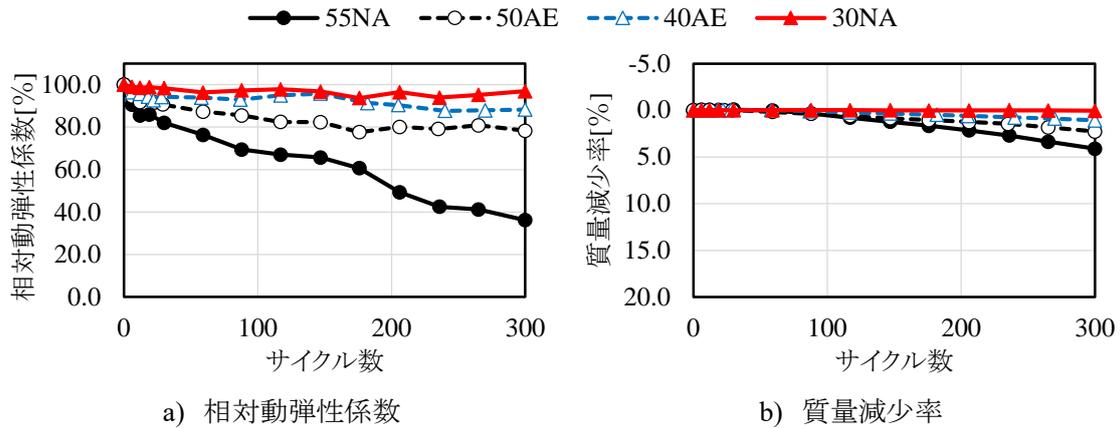


図 5.2.8 検証用実験 凍結融解試験結果

グループ II のデータは北海道大学、室蘭工業大学以外の研究機関で行われた実験の内、調合条件と骨材の表乾密度および吸水率が入手可能な実験から 4 件^{5.2), 5.13)-5.15)}を選定した。また、その実験の中から、特殊な混和材(剤)や骨材を使用しておらず、JIS A 1148 A 法に記載されている養生条件を満たす水準を選定した(11 水準, 116 データ)。図 5.2.9 に各実験における試験結果を、表 5.2.13 に各水準における説明変数を示す。

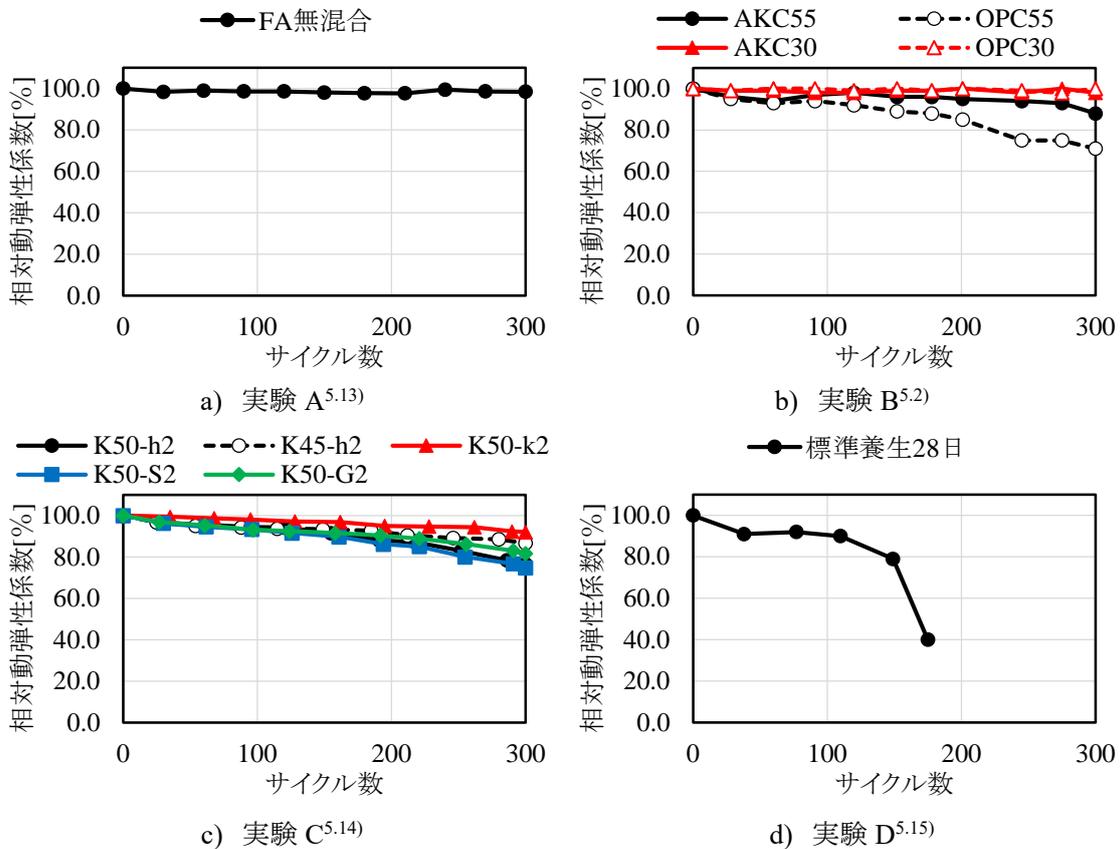


図 5.2.9 グループ II 凍結融解試験結果

表 5.2.13 グループⅡ実験における説明変数

a) 調合情報

水準名	W	C	BFS	FA	S	G
実験 A_FA 無混合	178	414	0	0	762	971
実験 B_AKC55	180	268	59	0	807	980
実験 B_OPC55	185	336	0	0	800	971
実験 B_AKC30	165	451	99	0	696	994
実験 B_OPC30	165	550	0	0	700	1000
実験 C_K50-h2	143	286	0	0	720	1207
実験 C_K45-h2	143	318	0	0	692	1208
実験 C_K50-k2	140	280	0	0	830	1114
実験 C_K50-S2	143	286	0	0	824	1118
実験 C_K50-G2	143	286	0	0	720	1194
実験 D_標準養生 28 日	175	350	0	0	925	944

b) 混和剤使用量および SP 種類

水準名	AE	AEWR	SP	DA	SP 種類
実験 A_FA 無混合	37.26	1035	0	0	—
実験 B_AKC55	0	817.5	0	0	—
実験 B_OPC55	0	840	0	0	—
実験 B_AKC30	0	0	9.35	0	ポリカルボン酸系
実験 B_OPC30	0	0	13.2	0	ポリカルボン酸系
実験 C_K50-h2	114.4	0	0	0	—
実験 C_K45-h2	127.2	0	0	0	—
実験 C_K50-k2	84	0	0	0	—
実験 C_K50-S2	114.4	0	0	0	—
実験 C_K50-G2	85.8	0	0	0	—
実験 D_標準養生 28 日	0	0	0.875	0	ポリカルボン酸系

c) 細骨材に関する情報

水準名	産地	表乾密度	吸水率	実積率	粗粒率
実験 A_FA 無混合	大井川産川砂	2.61	1.08	69.2	2.87
実験 B_AKC55	鬼怒川産川砂	2.62	2.49	(65.6)	2.68
実験 B_OPC55	鬼怒川産川砂	2.62	2.49	(65.6)	2.68
実験 B_AKC30	鬼怒川産川砂	2.62	2.49	(65.6)	2.68
実験 B_OPC30	鬼怒川産川砂	2.62	2.49	(65.6)	2.68
実験 C_K50-h2	羽幌産	2.67	0.79	(65.6)	(2.76)
実験 C_K45-h2	羽幌産	2.67	0.79	(65.6)	(2.76)
実験 C_K50-k2	苫小牧樽前産	2.70	0.89	(65.6)	(2.76)
実験 C_K50-S2	苫小牧樽前産	2.70	0.89	(65.6)	(2.76)
実験 C_K50-G2	羽幌産	2.67	0.79	(65.6)	(2.76)
実験 D_標準養生 28 日	硬質砂岩砕砂 (産地不明)	2.65	1.70	(65.6)	3.04

d) 粗骨材に関する情報

水準名	産地	表乾密度	吸水率	実積率	粗粒率
実験 A_FA 無混合	美山産硬質砂岩砕石	2.70	0.51	58.6	6.69
実験 B_AKC55	石灰石砕石(産地不明)	2.71	0.59	(60.6)	(6.53)
実験 B_OPC55	石灰石砕石(産地不明)	2.71	0.59	(60.6)	(6.53)
実験 B_AKC30	石灰石砕石(産地不明)	2.71	0.59	(60.6)	(6.53)
実験 B_OPC30	石灰石砕石(産地不明)	2.71	0.59	(60.6)	(6.53)
実験 C_K50-h2	羽幌産	2.71	2.68	(60.6)	(6.53)
実験 C_K45-h2	羽幌産	2.71	2.68	(60.6)	(6.53)
実験 C_K50-k2	小樽見晴産	2.69	1.09	(60.6)	(6.53)
実験 C_K50-S2	羽幌産	2.71	2.68	(60.6)	(6.53)
実験 C_K50-G2	小樽見晴産	2.69	1.09	(60.6)	(6.53)
実験 D_標準養生 28 日	硬質砂岩砕石 (産地不明)	2.74	0.64	(60.6)	6.87

e) フレッシュ性状・凍結融解回数に関する情報

水準名	空気量	スランプ	スランプフロー	練り上り温度	凍結融解回数
実験 A_FA 無混合	4.6	17.5	20.0*	(20.0)	0~300
実験 B_AKC55	5.6	17.0	20.0*	22.7	0~300
実験 B_OPC55	5.0	16.5	20.0*	22.6	0~300
実験 B_AKC30	1.5	25.0**	61.0	27.0	0~300
実験 B_OPC30	1.5	25.0**	58.8	28.5	0~300
実験 C_K50-h2	(4.5)	(5.0)	20.0*	(20.0)	0~300
実験 C_K45-h2	(4.5)	(5.0)	20.0*	(20.0)	0~300
実験 C_K50-k2	(4.5)	(5.0)	20.0*	(20.0)	0~300
実験 C_K50-S2	(4.5)	(5.0)	20.0*	(20.0)	0~300
実験 C_K50-G2	(4.5)	(5.0)	20.0*	(20.0)	0~300
実験 D_標準養生 28 日	2.7	(5.0)	20.0*	(20.0)	0~175

※ 赤字の箇所は論文から得られなかった物性値(括弧内に記載した値は代入値)

* スランプフロー未測定のため 20.0cm を代入

** スランプ未測定のため 25.0cm を代入

ここで、グループ II のデータは公開されている論文から試験結果や試験体条件を得ている関係から、骨材の実積率や粗粒率、一部のフレッシュ性状などの説明変数に使用する情報が得られない。しかし、予測モデルによって試験結果の推定を行うためにはすべての説明変数が必要となるため、骨材の物性値は学習条件の 1 つである 2017 年室蘭工業大学実験で使用した骨材の物性値(細骨材実積率:65.6, 細骨材粗粒率:2.76, 粗骨材実積率:60.6, 粗骨材粗粒率:6.53)を代入し、フレッシュ性状は目標値もしくは想定される目標値、練り上り温度に関しては 20.0°C を代入した。また、骨材産地に関しては該当する選択肢が予測モデルの説明変数中に存在しないため、登別産陸砂と敷生川水系安山岩砕石の説明変数に 1 を代入した。

2) 検証結果

図 5.2.10 に検証用データにおける実験結果と予測結果の比較を、図 5.2.11 に水準ごとの相対動弾性係数の変化の比較を示す。グループ I における比較結果では、すべてのデータで±20%以内の誤差範囲に収まっており、概ね試験結果の予測は行えていると言える。しかし、各水準の相対動弾性係数の経時変化を比較してみると、3 水準すべてにおいて予測結果の 88 サイクルで相対動弾性係数増加もしくはその前後のサイクルで見られる相対動弾性係数の低下現象が見られないと言った結果が得られている。学習データ中にも 88 サイクル前後で相対動弾性係数の回復や、低下現象の鈍化などがみられる水準はなく、このような現象が発生した原因は不明である。また、高強度コンクリートに分類される 30NA の結果において、実験結果では一般的な高強度コンクリートと同様に 300 サイクルでは明確な劣化は見られず、相対動弾性係数は 90%以上を維持している。一方で予測モデルによる推定結果では、誤差範囲は±20%以内に収まっているものの、相対動弾性係数が若干低下する結果となっており、300 サイクルで 90%以上の相対動弾性係数を維持可能であるところまでは予測できていないことに留意する必要がある。

一方で、グループ II においては実験 A と実験 B の AKC55, OPC55 の水準においてはグループ I と同様に±20%以内の誤差範囲に収まっているが、それ以外の水準においては、誤差範囲が 20%を超えており、十分な精度での予測が行えているとは言えない状況である。誤差が生じる方向に関しても、実験 B と実験 C の結果に対しては過小評価をする傾向がみられ、実験 D の結果に対しては過大評価をしている傾向が得られており、条件によって変化している。機械学習によって作成された予測モデルにおいて、十分な予測精度を確保できない原因として、予測しようとする水準の説明変数が学習データの範囲から逸脱しているということが一般的に考えられる。グループ II の予測において、学習データの範囲を逸脱している説明変数は主に骨材の物性値となる。しかしながら、誤差範囲が±20%以内に収まっている実験 A と実験 B の KAC55, OPC55 においてもそれらの値は学習データの範囲外となっている。そのため、骨材の物性値に関しては十分な予測を行えない決定的な要因ではないと考えられる。一方で、骨材の産地に関しては耐凍害性に影響を与える因子であるにもかかわらず、学習データ中には細骨材、粗骨材で 2 種類ずつしかなく、その影響も重要度から反映できていないことが分かっている。したがって、グループ II において十分な精度での予測が行えなかった原因として、学習データ中の骨材種類の不足が考えられる。また、実験 C に関しては粗骨材単位量が学習データの範囲よりも高い値となっている。学習データ中で粗骨材単位量が高い水準は、水セメント比が高いコンクリートであるため、学習データ中では相対的に相対動弾性係数の低下は早い水準となる。その影響が予測モデルには強く反映されていると考えられ、耐凍害性を過小評価していると考えられる。

以上のことから本研究で作成した予測モデルは、学習データに使用した骨材およびそれらの骨材と耐凍害性に与える影響が類似した骨材においては十分な精度での試験結果予測が可能であるが、汎用性はまだ乏しいといえる。

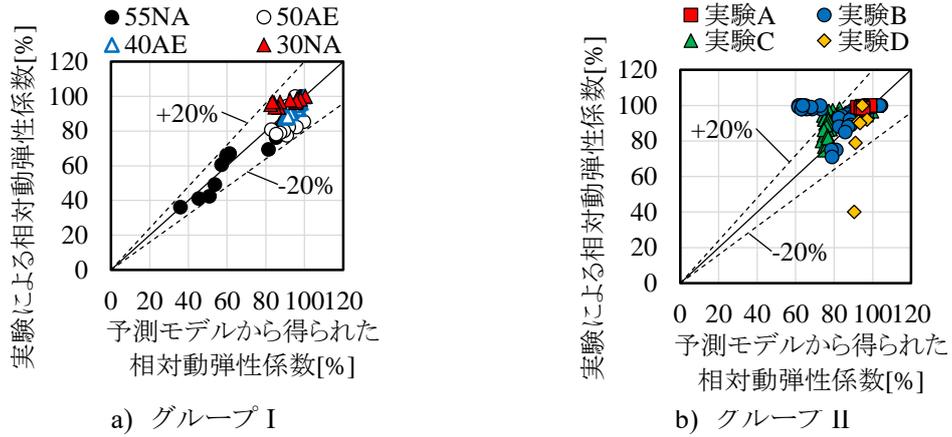
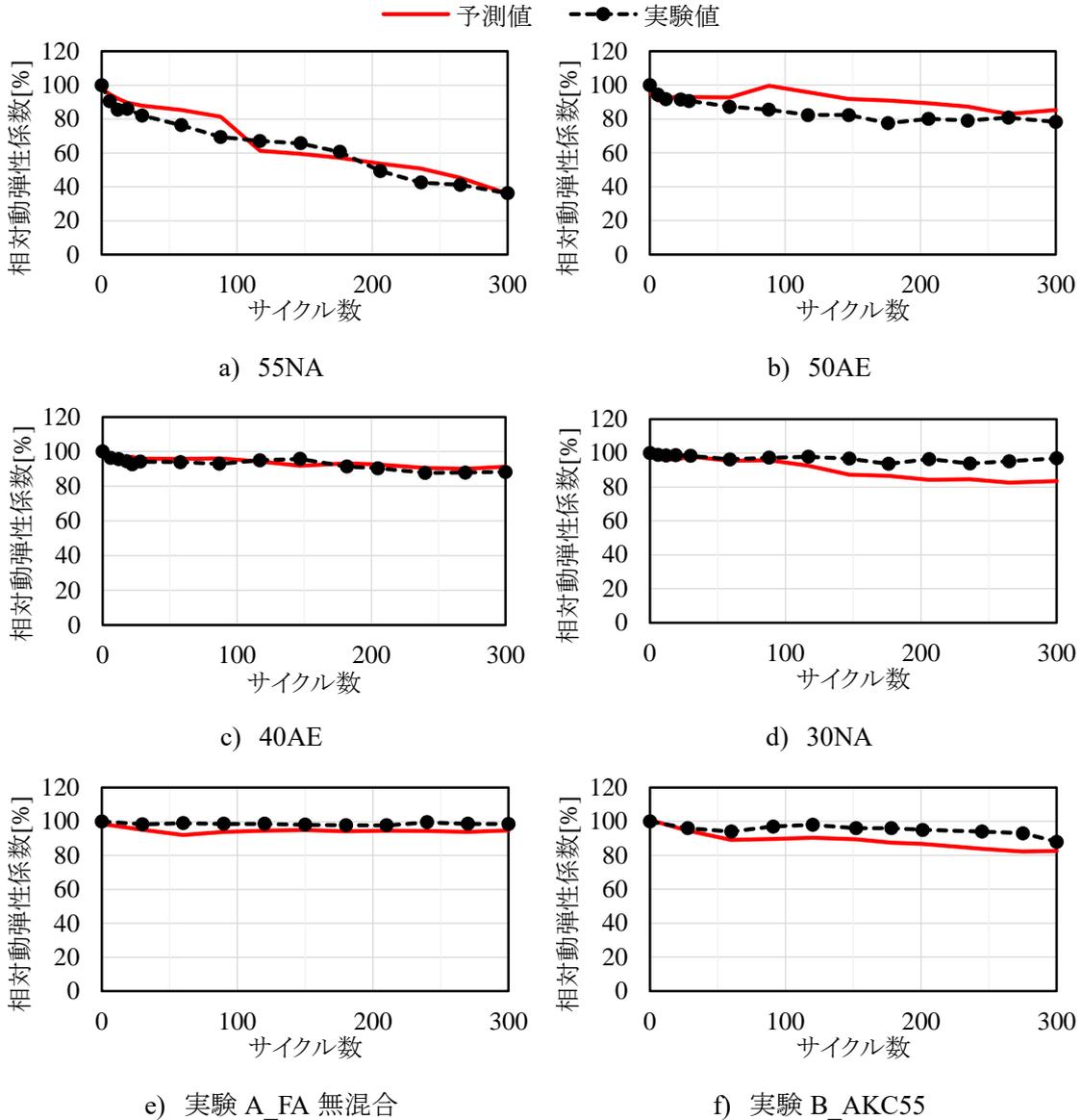


図 5.2.10 検証用データにおける予測精度



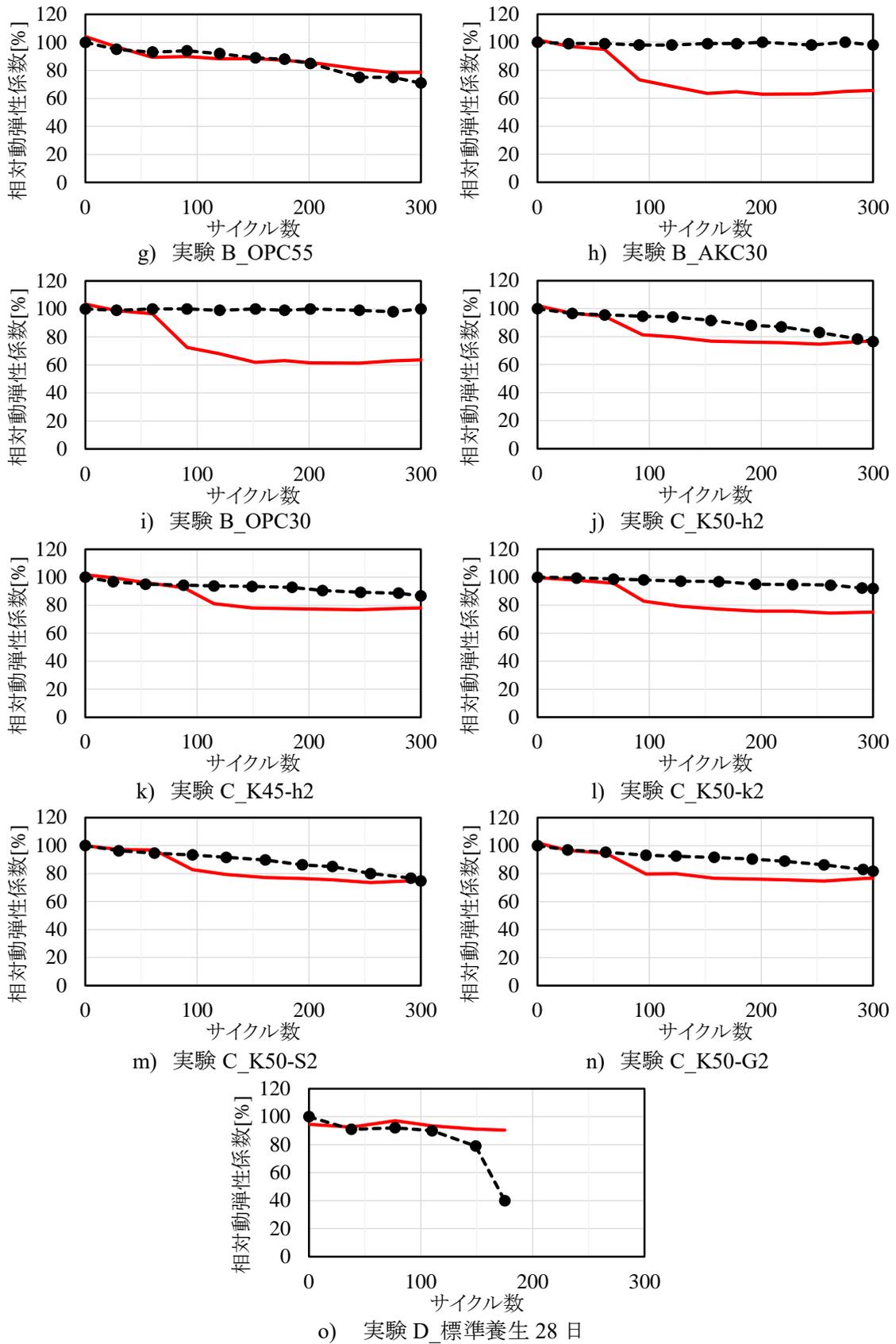


図 5.2.11 予測結果の水準ごとの比較

3) 学習データ数を変化させた学習結果

検証結果から幅広く凍結融解試験結果の推定を行うには、学習データ不足であると推定されるため、学習データ数が学習および推定精度に与える影響を検討した。表 5.2.14 に作成した予測モデルの学習条件を示す。学習条件は④-B-6 を基本として、室蘭工業大学での 4 実験のみを学習データとした④-B-4 と、予測精度・汎用性検討に使用したグループ II の 4 実験のデータを加えた④-B-10 とする。グループ II の 4 実験データにおけるいくつかの不明な説明変数に関しては、予測精度・汎用性検討で用いた代入値をそのまま使用し、骨材産地に関しては説明変数を追加して学習を行った。

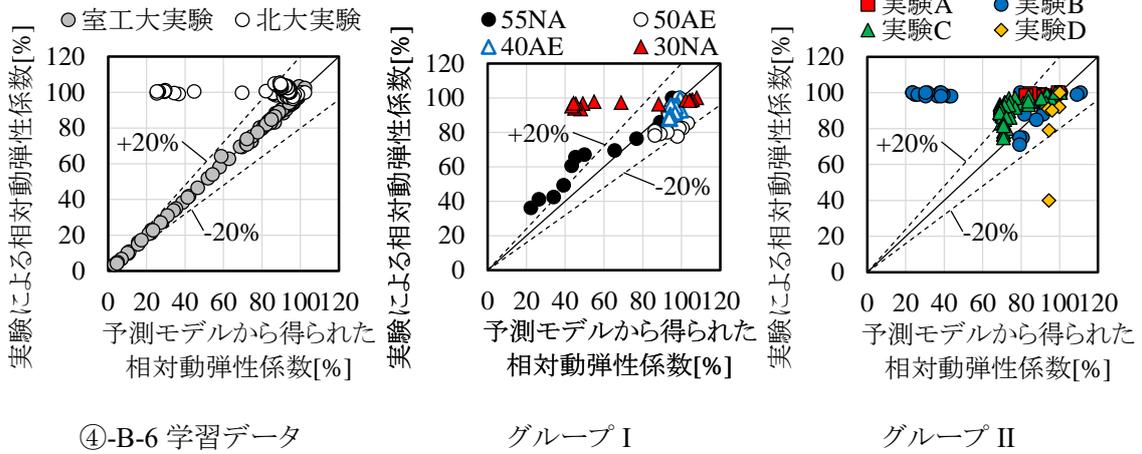
表 5.2.14 学習データ数の与える影響の検討水準

水準名	学習データに採用した実験	データ数
④-B-4	2017~2020 室工大実験	247(4 水準)
④-B-6	1992~1993 北大実験+2017~2020 室工大実験	349(6 水準)
④-B-10	1992~1993 北大実験+2017~2020 室工大実験+グループ II 4 実験	465(10 水準)

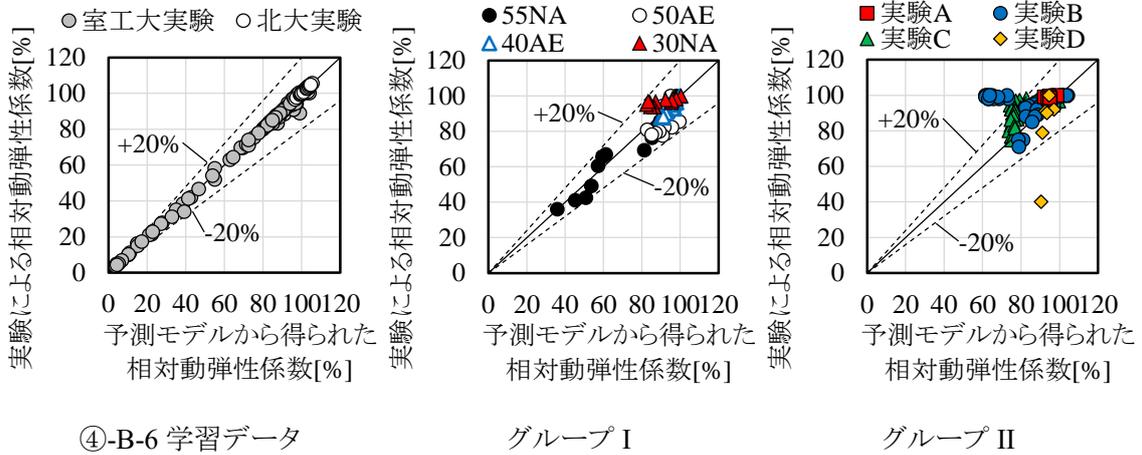
図 5.2.12 に学習結果を示す。④-B-4 では、実験ではほとんど相対動弾性係数が低下していないにも関わらず推論値では大きく相対動弾性係数が低下している結果が数多く存在している。これは、すべて低水セメント比の高強度コンクリートの結果である。室蘭工業大学の実験水準では低水セメント比の水準は 1 水準しか存在しておらず、高強度コンクリートでは空気量によらず高い相対動弾性係数を維持するという特徴を予測することができていないと考えられる。

続いて、④-B-10 では、④-B-6 で十分な精度で予測できなかった水準に関してもほとんど誤差なく予測することが可能となっている。一方で、グループ I の 55NA に対する誤差は増加している。ここで、図 5.2.13 に示す④-B-4、④-B-6、④-B-10 の重要度に注目すると、スランプフローの重要度が上昇し、凍結融解回数の重要度が低下しており、これによって普通強度領域の NonAE コンクリートの予測精度が低下しているのと考えられる。また、実験 D の 1 点だけは推論値が実験値よりも大幅に高い相対動弾性係数となっており、それに伴い決定係数も低下している。これは、実験 D では 150 サイクルから相対動弾性係数が急激に低下し、60%を下回っているが、このような挙動は他の学習データでは見られず、さらにはそれ以降の試験結果が得られない都合から、学習の際にエラー値として判断され、相対動弾性係数の低下が予測できていないののだと考えられる。さらに④-B-10 では、他の条件では重要度が 0 となっていた骨材産地の説明変数に関して、細骨材産地/登別陸砂の重要度が上昇している。このことから、多彩な骨材産地の凍結融解試験結果をはじめとした幅広い学習データに取り込むことにより、予測モデルの汎用性を向上させることが可能であると考えられる。

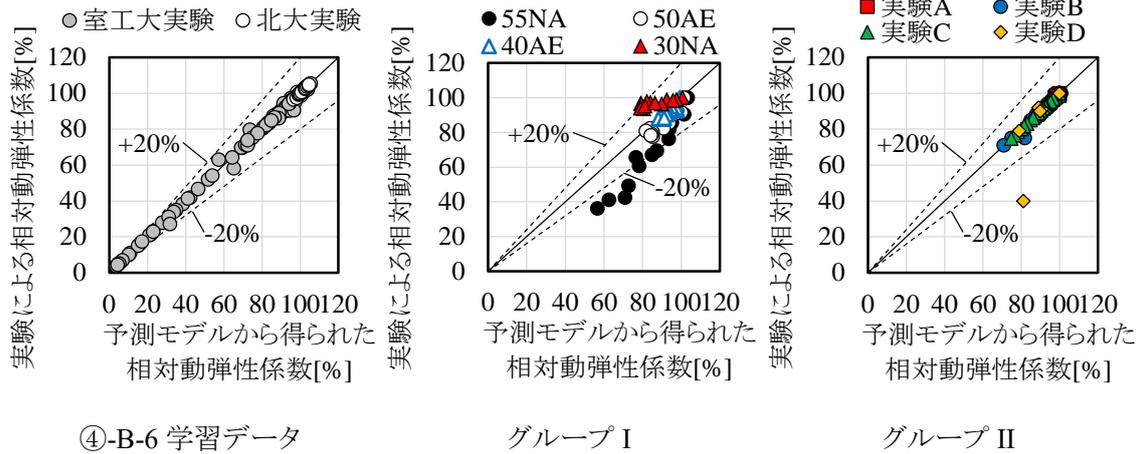
これらの検討結果から、機械学習を用いた凍結融解試験結果予測モデルでは、学習データで取り扱っている産地の骨材を利用したコンクリートの試験結果の予測は可能であるが、汎用性は十分ではない。しかし、様々な骨材産地のコンクリートの試験結果をはじめとした多彩な学習データでの学習を行うことで、汎用性を向上させることが可能である。



a) ④-B-4 ($R^2 = 0.982$)



b) ④-B-6 ($R^2 = 0.980$)



c) ④-B-10 ($R^2 = 0.820$)

図 5.2.12 学習データ数の与える影響の検討水準における予測精度

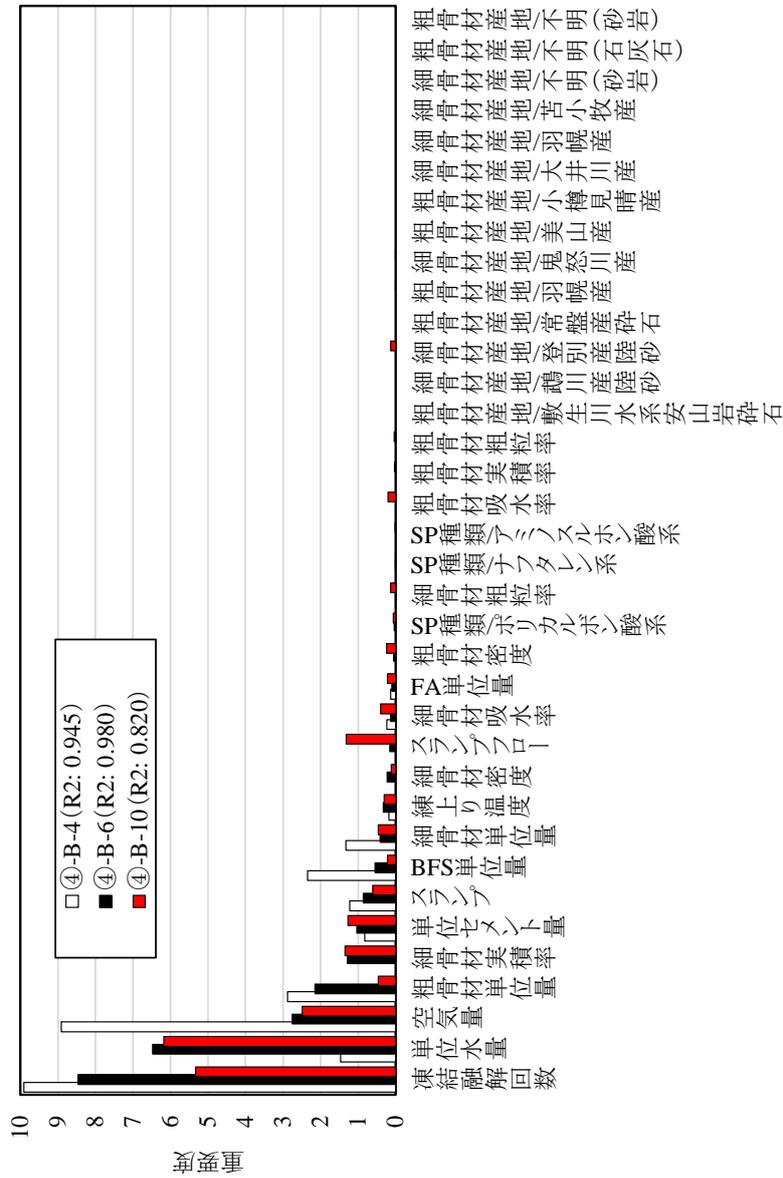
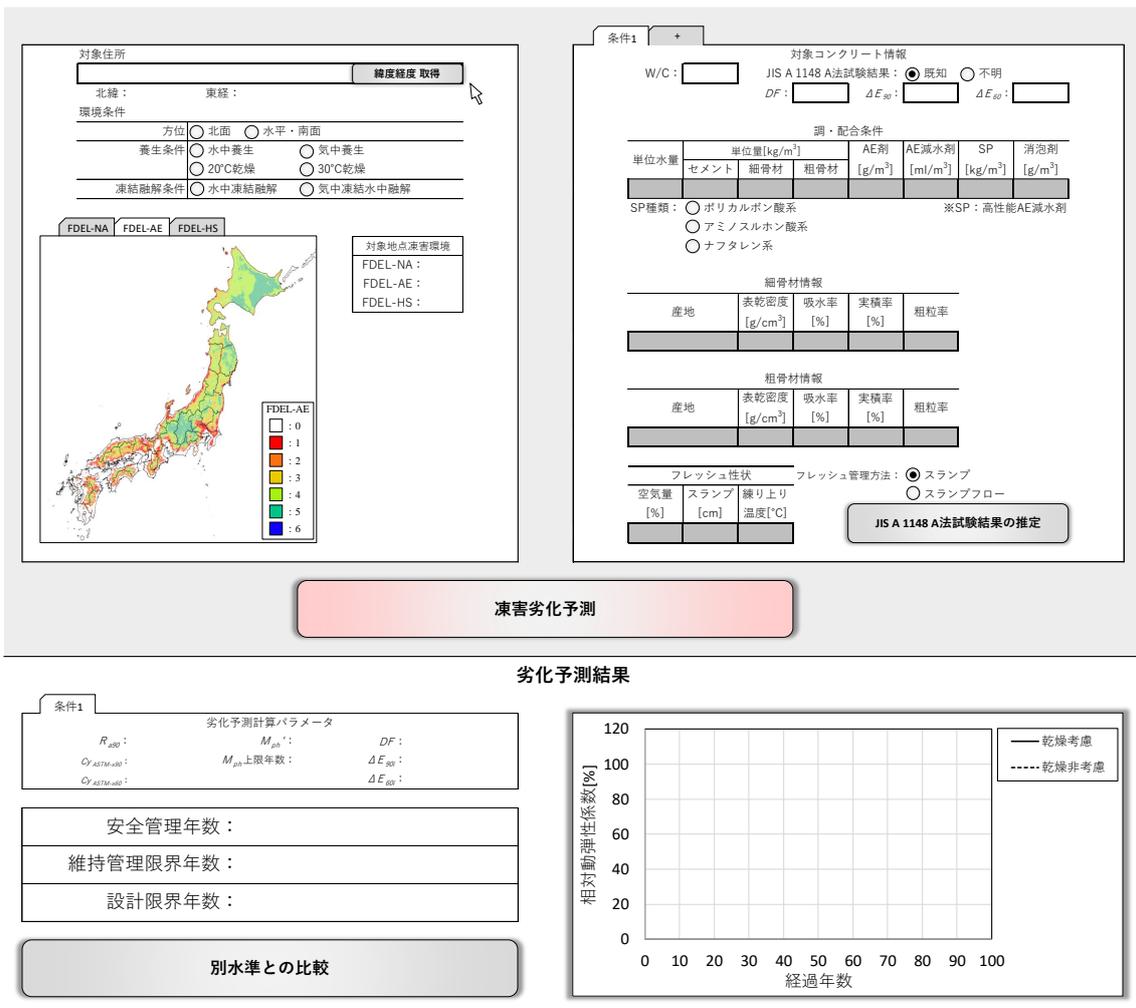


図 5.2.13 学習データ数の与える影響の検討水準における重要度

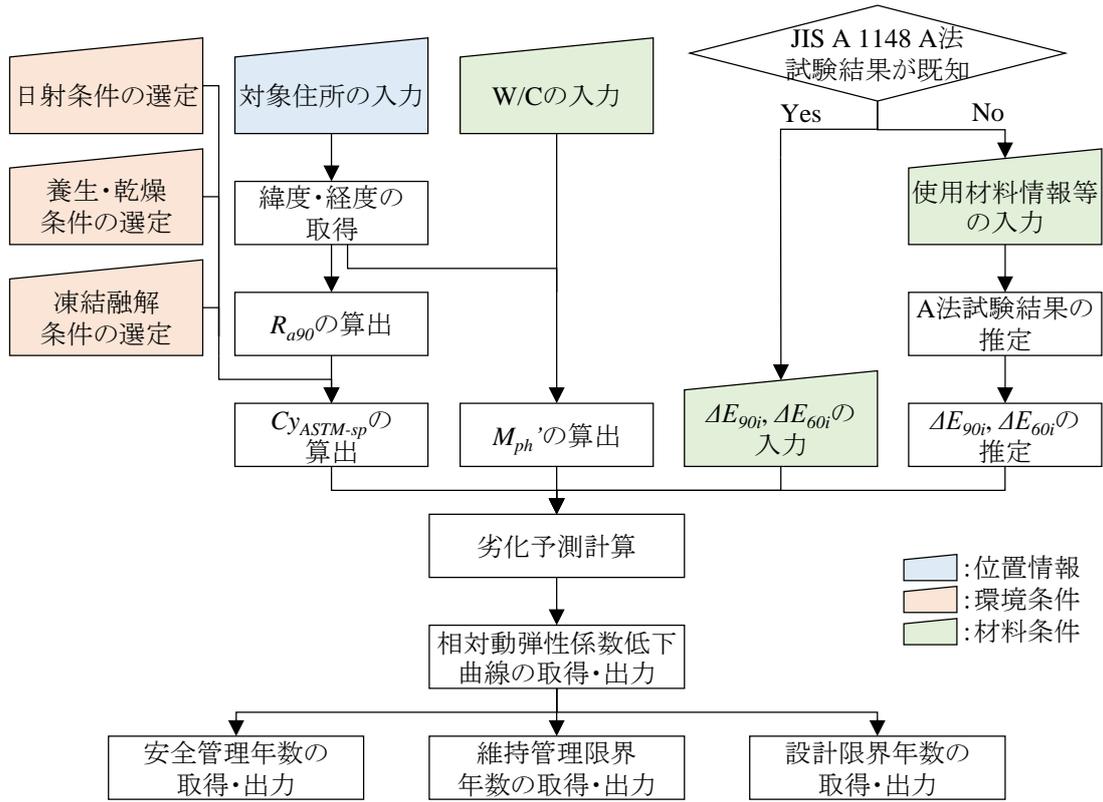
5.3 乾燥を考慮した凍害劣化予測手法の活用例

機械学習による A 法試験結果の予測モデルの作成により、本研究で提案した乾燥を考慮した凍害劣化予測手法の課題であった既存構造物をはじめとした凍結融解試験結果が未知のコンクリートに対しても劣化予測が可能となる。以上のことを踏まえ、安全管理年数、維持管理限界年数、設計限界年数の予測結果から、凍害を受けやすい部材を基準とした予防的な補修計画の立案や、重点的に劣化調査を行うべき構造物の選定、調査時期の選定といった活用が可能である。このような保守管理への活用以外にも、建築予定地や計画共用期間、補修周期などを考慮したうえで使用するコンクリート調合を決定するなどといった調合計画などに生かすことも可能である。

このような劣化予測の活用をより簡便に行えるようにする補助ツールとして実環境下におけるコンクリートの凍害劣化予測システムを提案する。このシステムは、図 5.3.1 に示す手順で位置情報、環境条件、材料条件を入力することにより、劣化予測結果の出力および可視化を行うものである。本システムの活用手法の例をいくつか提示する。



a) 凍害劣化予測システムのイメージ図



b) 凍害劣化予測システムのフロー図

図 5.3.1 実環境下におけるコンクリートの凍害劣化予測システム

活用手法 1) 既存構造物の劣化診断・補修計画の立案

以下に示す条件のコンクリート構造物の劣化診断や補修を行う時期の選定をする。

- ①対象構造物建造地点:北海道室蘭市水元町 27-1
- ②対象構造物方位:指定なし
- ③水分供給状況:降雨・融雪など(常に水分供給を受けるわけではない)
- ④調合条件:W/C=0.55, AE コンクリート(表 5.3.1 に詳細情報を示す。)
- ⑤A 法試験結果:不明

表 5.3.1 対象コンクリート材料条件

a) 調合表									
W/C	s/a	単体量 [kg/m ³]				AE 剤 [g/m ³]	AE 減水剤 [ml/m ³]	SP [kg/m ³]	消泡剤 [g/m ³]
		W	C	S	G				
55.0	44.0	184	335	779	991	0	836	0	0
b) 骨材に関する情報									
細骨材					粗骨材				
産地	表乾密度 [g/cm ³]	吸水率 [%]	実積率 [%]	粗粒率	産地	表乾密度 [g/cm ³]	吸水率 [%]	実積率 [%]	粗粒率
登別産陸砂	2.68	1.72	66.2	2.78	敷生川水系 安山岩碎石	2.68	1.78	61.0	6.59
c) フレッシュ性状									
空気量 [%]	スランプ [cm]	スランプフロー [cm]	練り上り温度 [°C]						
4.3	18.2	未測定	19.8						

図 5.3.2 に本検討での凍害劣化予測システムの使用手順のイメージを示す。まず、対象構造物の建造地点の情報を「対象住所」に入力し、緯度および経度を得る。続いて、対象構造物の方位や水分供給状況から環境条件を設定する。今回の条件では、方位の指定はないため、「北面」と「水平・南面」の2条件で検討する必要があるが、本検討では安全側の検討という観点で「水平・南面」の条件を選択する。続いて、水分の供給状況および対象地点の気象条件から、養生条件は「20°C 乾燥」、凍結融解条件は「気中凍結水中融解」を選択する。次に材料条件を入力する。水セメント比は条件④から「50.0」を入力する。耐凍害性は、今回の対象コンクリートの A 法試験結果が不明であるため、「JIS A 1148 A 法試験結果」の選択肢は「不明」を選択し、調合条件や骨材の物性値、フレッシュ性状などを入力し、「JIS A 1148 A 法試験結果の推定」を選択し、 ΔE_{90i} および ΔE_{60i} を得る。これらの情報を入力し終わったら「凍害劣化予測」を選択する。すると、凍害劣化の予測結果と安全管理年数や、維持管理限界年数、設計限界年数が出力される。

①対象住所の入力・環境条件の選択

②W/C・JIS A 1148A法試験結果の入力
(試験結果の既知/不明の選択)

③(JIS A 1148 A法試験結果不明の場合)
調査等のコンクリート条件の入力・JIS A 1148 A法試験結果の推定

④必要情報の入力後「凍害劣化予測」を選択

⑤劣化予測結果の表示

対象住所
北海道室蘭市水元町27-1 緯度取得
北緯: 42.38 東経: 141.03

環境条件
方位: 北面 水平・南面
養生条件: 水中養生 気中養生
 20°C乾燥 30°C乾燥
凍結融解条件: 水中凍結融解 気中凍結水中融解

対象コンクリート情報
W/C: 55.0 JIS A 1148 A法試験結果: 既知 不明
DF: [] ΔE₃₀: [] ΔE₆₀: []

単位水量	単位量[kg/m ³]			AE剤 [g/m ³]	AE減水剤 [ml/m ³]	SP [kg/m ³]	消泡剤 [g/m ³]
	セメント	細骨材	粗骨材				
184	335	779	991	0	836	0	0

SP種類: ポリカルボン酸系 アミノスルホン酸系 ナフタレン系 ※SP: 高性能AE減水剤

細骨材情報		粗骨材情報	
産地	表乾密度 [g/cm ³]	吸水率 [%]	実積率 [%]
登別産陸砂	2.68	1.72	66.2
敷生川水系安山岩砕石	2.68	1.78	61

フレッシュ性状 フレッシュ管理方法: スランプ スランプフロー

空気量 [%]	スランプ [cm]	繰り上がり温度 [°C]
4.3	18.2	19.8

JIS A 1148 A法試験結果の推定

敷生川水系安山岩砕石 2.68 1.78 61 6.59

フレッシュ性状 フレッシュ管理方法: スランプ スランプフロー

空気量 [%]	スランプ [cm]	繰り上がり温度 [°C]
4.3	18.2	19.8

JIS A 1148 A法試験結果の推定

凍害劣化予測

劣化予測結果

劣化予測計算パラメータ			
R ₃₀ : 9.3	M ₃₀ : 22.7	DF: 84	
C _{YAS7M-30} : 0.5	M ₃₀ 上限年数: 19	ΔE ₃₀ : 0.045	
C _{YAS7M-60} : 2.8		ΔE ₆₀ : 0.072	

安全管理年数: 57
維持管理限界年数: 60
設計限界年数: 75

別水準との比較

相対動弾性係数 [%]

経過年数

— 乾燥考慮
- - - 乾燥非考慮

図 5.3.2 凍害劣化予測システム使用手順(A 法試験結果未知の場合)

本検討では安全管理年数が 57 年, 維持管理限界年数が 60 年, 設計限界年数が 75 年という結果が得られる。これらの結果から, 劣化診断を行う時期は, 安全管理年数に到達する 2 年前である築 55 年から行い, 維持管理限界年数に到達する以前の築 60 年を目途に劣化発生個所の重点的な補修を行う計画の立案や資金の確保などを進めることが可能である。

活用手法 2) 新築構造物に対するコンクリート調合の選定

以下に示す 2 つの条件から凍害対策を考慮したコンクリート調合の選定をする。

- ①対象敷地:北海道札幌市中央区北 3 条西 6 丁目
- ②対象構造物方位:指定なし
- ③水分供給状況:降雨・融雪など(常に水分供給を受けるわけではない)
- ④調合条件:条件 1:W/C=0.45, 条件 2:W/C=0.35
- ⑤A 法試験結果:条件 1: $\Delta E_{90i}=0.050$, $\Delta E_{60i}=0.055$, 条件 2: $\Delta E_{90i}=0.010$, $\Delta E_{60i}=0.010$
- ⑥計画供用年数:65 年(長期)

図 5.3.3 に本検討での凍害劣化予測システムの使用手順のイメージを示す。住所の入力と環境条件の設定は活用方法 1)と同様に行う。材料条件としてまず条件 1 を入力する。条件④より水セメント比を「45」,「JIS A 1148 A 法試験結果」は「既知」を選択した後に「 ΔE_{90i} 」と「 ΔE_{60i} 」をそれぞれ入力する。これらの情報の入力後に「凍害劣化予測」を選択し,劣化予測結果と各種年数を得る。続いて「別水準との比較」を選択し,条件 2 の材料条件をそれぞれ入力し,同様の手順で予測結果と各種年数を得る。その結果,図 5.3.3 ⑤に示す比較結果が得られる。比較結果から,条件 1 では,最短 20 年で維持管理限界状態に至る可能性があり,計画供用年数までの間に維持管理限界状態を下回らないようにするには,2 回以上の補修・補強が必要になる可能性がある。一方で,条件 2 では維持管理限界年数が 53 年であることから,築 45~50 年程度での 1 度の補修で維持管理限界状態を下回らずに利用できる。このことから,上記の事例であれば条件 2 のコンクリート調合を利用することが好ましい。

以上の事例のように,凍害予測結果をコンクリート構造物の維持管理や調合の選定への活用が可能であり,本システムはコンクリート構造物の効率的な長期利用に貢献することができる。

対象住所
北海道札幌市中央区北3条西6丁目 緯度経度取得

北緯: 43.06 東経: 141.35

環境条件

方位 北面 水平・南面

養生条件 水中養生 気中養生

20°C乾燥 30°C乾燥

凍結融解条件 水中凍結融解 気中凍結水中融解

条件1 +

対象コンクリート情報

W/C: 45.0 JIS A 1148 A法試験結果: 既知 不明

DF: 85 ΔE_{90} : 0.050 ΔE_{60} : 0.055

調・配合条件

単位水量	単位量[kg/m ³]		AE剤	AE減水剤	SP	消泡剤
	セメント	細骨材	[g/m ³]	[ml/m ³]	[kg/m ³]	[g/m ³]

SP種類: ポリカルボン酸系 ※SP: 高性能AE減水剤

①対象住所・環境条件・W/C・JIS A 1148 A法試験結果の入力

空気量 [%] スランプ [cm] 練り上り温度 [°C]

スランプフロー

JIS A 1148 A法試験結果の推定

凍害劣化予測

②「凍害劣化予測」を選択

劣化予測結果

条件1

劣化予測計算パラメータ

R_{90} : 13.6 M_{90} : 76.1 DF: 85

$C_{y_{ASTM-90}}$: 0.7 M_{90} 上限年数: 5 ΔE_{90} : 0.050

$C_{y_{ASTM-60}}$: 4.1 ΔE_{60} : 0.055

安全管理年数: **18**

維持管理限界年数: **20**

設計限界年数: **27**

別水準との比較

相対動弾性係数[%]

経過年数

— 乾燥考慮
- - - 乾燥非考慮

③予測結果の取得後「別水準との比較」を選択

対象住所
北海道札幌市中央区北3条西6丁目 緯度経度取得

北緯: 43.06 東経: 141.35

環境条件

方位 北面 水平・南面

養生条件 水中養生 気中養生

20°C乾燥 30°C乾燥

凍結融解条件 水中凍結融解 気中凍結水中融解

条件1 条件2

対象コンクリート情報

W/C: 35.0 JIS A 1148 A法試験結果: 既知 不明

DF: 97 ΔE_{90} : 0.010 ΔE_{60} : 0.010

調・配合条件

単位水量	単位量[kg/m ³]		AE剤	AE減水剤	SP	消泡剤
	セメント	細骨材	[g/m ³]	[ml/m ³]	[kg/m ³]	[g/m ³]

SP種類: ポリカルボン酸系 ※SP: 高性能AE減水剤

④条件2の材料情報を入力, 入力後「劣化予測」を選択

条件1 条件2

劣化予測計算パラメータ

R_{90} : 13.6 M_{90} : 62.6 DF: 97

$C_{y_{ASTM-90}}$: 0.7 M_{90} 上限年数: 5 ΔE_{90} : 0.010

$C_{y_{ASTM-60}}$: 4.1 ΔE_{60} : 0.010

安全管理年数: **48** 条件1: 18

維持管理限界年数: **53** 条件1: 20

設計限界年数: **74** 条件1: 27

別水準との比較

相対動弾性係数[%]

経過年数

— 乾燥考慮
- - - 乾燥非考慮

— 条件1
— 条件2

⑤予測結果の取得・比較結果の出力

図 5.3.3 凍害劣化予測システム使用手順(A 法試験結果既知・複数条件の比較を行う場合)

5.4 まとめ

本章では JIS A 1148 A 法の試験結果が得られていないコンクリートでも劣化予測を行えるように LightGBM を用いた機械学習によって A 法試験結果の予測モデルを作成し、乾燥を考慮した凍害劣化予測手法の活用手法を検討した。以下にその結果を示す。

- 1) LightGBM を用いて JIS A 1148 A 法凍結融解試験結果の予測モデルを作成するにあたり、調査条件として各種単位量、SP 種類、骨材の物性値として産地、表乾密度、吸水率、実積率、粗粒率、フレッシュ性状として空気量、スランプ、スランプフロー、練り上り温度、試験条件として凍結融解回数の 24 項目を説明変数とするのが適当である。また、学習パラメータとして葉数は 40、学習率は 0.2、決定木の数は 1300 が適当である。
- 2) LightGBM によって作成した A 法試験結果予測モデルでは凍結融解回数、単位水量、空気量の重要度が特に高く、次いで粗骨材単位量、細骨材実積率、単位セメント量が高い。これらの中で粗骨材単位量と細骨材実積率の重要度が高い理由として、粗骨材単位量の増加および細骨材実積率の低下による遷移帯の増加による影響であると推測される。
- 3) 一般的に耐凍害性に与える影響が大きいと考えられている骨材の産地に関しては、本研究で作成した予測モデルにおいて影響がみられない。この原因として、本研究で学習データに含まれる骨材産地の種類が少ないためであると予想される。
- 4) 作成したモデルの学習データ以外の条件に対する予測精度として、学習データに含まれる骨材を利用した条件ではおおよその試験結果の推定が可能である。しかし、それ以外の条件では十分な精度とは言えず、これらに対応するためにはより多種類の骨材を利用した学習データを用意する必要がある。
- 5) 劣化予測の活用をより簡便に行えるようにする補助ツールとして実環境下におけるコンクリートの凍害劣化予測システムを提案した。本システムを利用することにより、劣化予測結果から補修計画の立案や調合の決定など、コンクリート構造物の長寿命化に寄与するような活用方法が可能である。

【参考文献】

- 5.1) 日本建築学会:建築工事標準仕様書・同解説 JASS 5 鉄筋コンクリート工事 2015, pp.632-644, 2015
- 5.2) 宮澤 伸吾, 横室 隆, 藤原 浩巳, 鯉淵 清:化学組成を調整した高炉セメント A 種を用いたコンクリートの基礎性状, セメント・コンクリート論文集, No.64, pp.244-250, 2010
- 5.3) 新垣 貴祐, 山田 義智, 大城 武, 梶田 佳寛:コンクリート中への塩分信徒予測に関するニューラルネットワークの適用性, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.417-418, 1998
- 5.4) 武田 均, 丸屋 剛:ニューラルネットワークを用いたコンクリート構造物中の鉄筋の腐食進行予測, コンクリート工学論文集, 第 9 巻, 第 1 号, pp.133-142, 1998
- 5.5) 松田 耕作, 横田 優, 中川 裕之, 松島 学:曝露試験結果に基づいた外部塩害を受けるコンクリート構造物の鉄筋腐食進行予測法の提案, 土木学会論文集 E2, Vol.72, No.3, pp.289-300, 2014
- 5.6) 藤田 悠介, 中村 秀明, 浜本 義彦:画像処理によるコンクリート構造物の高精度なひび割れ自動抽出, 土木学会論文集 F, Vol.66, No.3, pp.459-470, 2010
- 5.7) 野村 泰稔, 村尾 彩希, 阪口 幸広, 吉田 均:深層畳み込みニューラルネットワークに基づくコンクリート表面のひび割れ検知システム, 土木学会論文集 F6, Vol.73, No.2, pp.189-198, 2017
- 5.8) 竹内 誠一郎:NEDO 事業による道路構造物ひび割れモニタリングシステムの研究開発, 地質と調査, Vol.151, pp.41-44, 2018
- 5.9) 清水 寛太, 山田 義智, 古賀 志門, 平野 修也:ランダムフォレストによる高流動コンクリートのフレッシュ性状推定の試み, セメント・コンクリート論文集, Vol.74, pp.265-272, 2020
- 5.10) 清水 寛太, 肖 春彦, 安室 梨乃, 山田 義智:LightGBM を用いた沖縄県における暑中期の生コンクリート温度予測の試み, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 材料施工, pp.529-530, 2021
- 5.11) Microsoft Corporation: LightGBM's documentation – Features,
URL: <https://lightgbm.readthedocs.io/en/latest/Features.html> (2021.7.15 最終閲覧)
- 5.12) 加藤 佳孝, 魚本 健人:遷移帯の特性に着目した硬化体の物質移動特性のモデル化, 土木学会論文集, No.655/V-48, pp.13-21, 2000
- 5.13) 全 洪珠, 嵩 英雄:コンクリートの強度および耐久性に及ぼすフライアッシュの種類・置換率の影響に関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 602 号, pp.1-7, 2006
- 5.14) 遠藤 裕丈, 田口 史雄, 嶋田 久俊, 阿部 勝彦, 大沢 義之:羽幌港消波ブロックコンクリートの凍害劣化抑制対策の検討, 北海道開発土木研究所月報, No.591, pp.41-46, 2002
- 5.15) 綾野 克紀, 藤井 隆史:高炉スラグ細骨材を用いたコンクリートの凍結融解抵抗性に関する研究, 土木学会論文集 E2(材料・コンクリート構造), Vol.70, No.4, pp.417-427, 2014

第 6 章

結論

第 6 章 結論

本研究では、ASTM 相当サイクル数を発展させる形で、乾燥による細孔構造の粗大化に起因する耐凍害性低下を考慮した劣化予測手法の確立のために、鎌田らの実験結果を用いて凍結融解試験 1 サイクルあたりの相対動弾性係数低下量 (ΔE) と区間細孔量との関係式を作成し、温湿度時間積と温湿度条件から乾燥後の ΔE を算出し、ASTM 相当サイクル数と掛け合わせることで相対動弾性係数を予測する手法を確立した。また、この劣化予測手法を用いて凍害環境の地域性を日本国内と世界の代表的な都市で評価した。加えて、本劣化予測手法を活用手法および活用を補助するシステムの考案を行った。以下に本研究の成果を取りまとめる。

第 1 章では、本研究の背景と目的を述べるとともに、凍害の発生メカニズムに関する既往研究や実環境下における凍害劣化事例を示し、日本国内における凍害対策に関する基準を整理し、凍害環境評価や凍害劣化予測の重要性を示すとともに、本研究の構成を記した。

第 2 章では、日本国内における耐凍害性や凍害劣化の評価手法を示した後に、凍害環境評価・凍害劣化予測手法に関する既往研究を整理し、経年による耐凍害性低下現象に関する研究の変遷について示した。日本国内では凍結融解による内部損傷に対する評価は一次共鳴振動数から算出された相対動弾性係数を用いて評価しており、既往の凍害劣化予測手法に関しても相対動弾性係数を指標として用いている傾向にあることを示した。また、凍害環境の評価手法に関しては、気象要素からその地域性を評価する凍害危険度、凍害危険値を用いて実環境下における損傷程度を表し、指標化・可視化した凍害損傷リスクマップ、その地域の気象条件および対象部材の状態からそれらの条件を ASTM C666 A 法 (JIS A 1148 A 法) の凍結融解回数に変換する ASTM 相当サイクル数があることを示した。一方で、低水セメント比の高強度・高流動コンクリートでは長期の屋外曝露によって耐凍害性が低下し、その原因は乾燥による直径 40~2000nm 細孔量の増加であり、実環境下における凍害劣化を予測する際には、この耐凍害性低下の影響を考慮する必要があることを示し、乾燥条件による直径 40~2000nm 細孔量の予測手法の変遷を示し、本研究の立ち位置を明確にした。

第 3 章では、ASTM 相当サイクル数を用いた乾燥による耐凍害性低下を考慮した凍害劣化予測手法を確立するために、凍結融解試験 1 サイクルあたりの相対動弾性係数低下量と区間細孔量との関係性を鎌田らの実験結果を用いて検討し、直径 40~2000nm 細孔量と凍害劣化の兆候が現れる過程および明確な劣化が現れる過程における 1 サイクルあたりの相対動弾性係数低下量との関係式を導出した。加えて、初期状態に対する乾燥後の直径 40~2000nm 細孔量の比と温湿度時間積の関係式を導出し、冬期の凍結融解作用の大きさを 1 年間の凍結融解回数として ASTM 相当サイクル数を用い、乾燥による耐凍害性低下の影響を温湿度時間積から求めた乾燥後の 1 サイクルあたりの相対動弾性係数低下量を用いて表現し、両者を掛け合わせることで任意の年の相対動弾性係数を予測する劣化予測計算手法を確立した。確立した劣化予測手法に対

して既往の長期曝露試験結果と比較することにより、曝露試験環境では乾湿繰り返しを受けることを踏まえ、本劣化予測手法は最も危険側の乾燥状態を表す予測手法であり、予測結果に妥当性があることを示した。

第4章では、本劣化予測手法を用いた凍害環境評価手法として、特定のモデルによる安全管理年数の予測結果を用いる手法を提案し、その計算に使用する気象データの時間間隔と統計処理手法に対する適切な適用方法について検討を行った。その結果、ASTM 相当サイクル数の計算において、平滑化処理がされていない気象データでは凍結温度を積算する手法、平滑化処理がされた気象データでは地域係数を利用した計算手法を用いる必要があり、年間温湿度時間積の算出においては、特別値の気象データを使用する必要があることを明らかにした。また、この地域性評価手法を用いて50年間における凍害環境の地域性の変化の検討と日本国内における凍害環境の分布図作成、世界各地の凍害環境の地域性を気候区分に絡めて評価した。その結果、気候変動による凍害環境の変化に関しては、日本国内の凍害リスクは減少傾向にあるが、北海道のような寒さが厳しい地域ではその変化が乏しいことを確認し、作成した分布図からは、北海道などの寒冷地と本州・九州の山岳部ではほぼ同等の凍害環境であることが確認された。また、世界各地の凍害環境の地域性を評価した結果、基本的に亜寒帯が厳しい凍害環境であり、寒帯に関しては夏期の気温が比較的高く乾燥の影響を受ける地点では凍害環境であることが明らかとなった。

第5章では、本劣化予測手法を活用するにあたり、最大の問題であるJIS A 1148 A法の試験結果が予測に必須であるという問題を解決するために、LightGBMを用いた機械学習によるJIS A 1148 A法試験結果予測モデルの作成を試みた。北海道大学と室蘭工業大学で行われた凍結融解試験結果を用いた学習で作成された予測モデルは、学習データ中の骨材産地などの情報の種類が少なかったため、汎用性は得られなかったものの、学習データに含まれる骨材産地であれば、十分な精度で試験結果の推定が行えることを確認し、これによりJIS A 1148 A法の試験結果が未知のコンクリートを対象としても本劣化予測手法を適用できる可能性を示した。さらに、学習データを拡充させることによって元のモデルでは十分な精度で予測できなかった水準においても、高い精度で試験結果が推定できるようになることを示した。また、本劣化予測手法を活用した維持管理・調査選定を行うための補助ツールとしてのシステムを提案し、その使用例を示した。

これらの研究結果から、気象条件および環境条件が得られれば、特定のモデルにおける材料条件を用いることによって乾燥による耐凍害性低下を考慮した凍害環境の評価が行える。日本国内における凍害環境の分布を可視化したことにより、温暖な地域においても凍害リスクの高い地域が分布していることが明らかとなり、国際的に凍害リスクの高い気候帯や条件についても明らかとなった。また、凍結融解試験結果もしくはコンクリートの調査条件、使用材料、フレッシュ性から乾燥を考慮した凍害劣化予測を行うことが可能となり、その予測結果を活用することにより、維持管理計画の立案や、調査の選定の判断基準の一つとすることが可能となった。

一方で、本手法では普通ポルトランドセメントを利用したコンクリートのみが適用範囲となっているが、近年では高炉スラグ微粉末やフライアッシュなどの混和材を利用した混合セメントの利用が一般的になっている。これらを利用したコンクリートは耐凍害性や乾燥による影響が普通コンクリートとは異なっていることから、本手法による地域性評価および劣化予測に関しても混合セメントを用いたコンクリートへの適用範囲拡大は必要不可欠である。また、本手法で対象としている劣化現象は内部損傷であるが、近年では凍結融解による劣化現象としてスケーリングが大きな問題となっている。スケーリングに関しても、内部損傷と同様に凍結融解を受けることにより発生することから、その発生リスクには地域性があり、コンクリート表面が剥落していくことから美観や他の劣化現象の誘発などの問題から構造物の長期的な利用のためには予測も重要となってくる。このようなことから、使用する材料だけでなく対象とする劣化現象に対しても適用範囲拡大の余地があり、今後の課題であるといえる。

また、本研究の過程で作成された機械学習を用いた凍結融解試験結果予測モデルでは、学習データの偏りによる影響が少なからず見受けられた。第5章でも述べたように、機械学習による凍結融解試験結果の予測をより汎用的なものにするためには、より幅広いデータの収取およびそれを用いた検証が必須である。凍害劣化予測システムの汎用性確保のためにも、この問題は解決すべき課題であり、更なる検討が必要である。

関連発表論文

- 1) Nguyen Xuan Quy, Takumi Noguchi, Seunghyun Na, Jihoon Kim and Yukio Hama: Distribution Map of Frost Resistance for Cement-Based Materials Based on Pore Structure Change, Materials, Vol.13, No.14, Article Number: 2506, 2020.5
- 2) 野口巧巳, 濱幸雄: 夏期の乾燥の影響を考慮した凍害劣化予測手法, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.419-420, 2019.9
- 3) 野口巧巳, 濱幸雄: 乾燥を考慮した凍害劣化予測手法における劣化形態モデルの整合化, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.145-146, 2020.9
- 4) 野口巧巳, 濱幸雄: 乾燥による細孔構造変化を考慮した凍害劣化予測, 日本建築学会構造系論文集, Vol.86, No.781, pp.343-351, 2021.3
- 5) 福田悠人, 野口巧巳, 濱幸雄: コンクリートの凍害環境の国際比較と気候変動の影響, 日本建築学会北海道支部研究報告集, No.94, pp.7-10, 2021.6
- 6) 野口巧巳, 濱幸雄: LightGBM を用いた凍結融解試験結果の推定の試み, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.197-198, 2021.9
- 7) 福田悠人, 野口巧巳, 濱幸雄: コンクリートの凍害に関する気象環境リスクの国際比較, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.199-200, 2021.9

謝辞

本論文は、著者が室蘭工業大学大学院教授 濱幸雄先生のご指導のもと、2017年から2022年にかけて同大学博士前期課程および後期課程にて執り行った研究成果を取りまとめたものであります。

本論文の執筆にあたり、暖かく時には厳しくご指導していただいた濱先生に心より感謝申し上げます。濱先生が長年取り組んで来られた乾燥による耐凍害性低下現象に対する一連の研究における一つの集大成となる本研究を私に任せていただき、誠に嬉しく思います。さらに、本研究の成果が濱先生の日本建築学会賞受賞の一助となったことを光栄に思います。さらに、私の今後を見据えて様々な研究に関わらせていただいた上に、研究以外におきましても様々な経験ができるよう気を使っただき、機会も提供して下さったことに非常に感謝しております。濱先生のお気遣いのおかげで非常に充実した、密度の濃い5年間となりました。重ねて感謝申し上げます。

室蘭工業大学大学院助教 金志訓先生におかれましても、様々な場面で貴重なご意見をいただきました。金先生のご意見は非常に的確であり、時に厳しいものでしたが、そのようなご意見をいただけたからこそ、無事学位取得にたどり着くことができたと思います。心から感謝申し上げます。さらには、ご多忙の中、本論文の審査や貴重なご意見をいただいた室蘭工業大学教授 溝口先生、同大学准教授 高瀬裕也先生に謹んで感謝申し上げます。

また、室蘭工業大学濱研究室および金研究室の数多くの先輩方や同期、後輩たちに支えられ、研究を進めることができました。中でも、2020年卒業生の満園航大氏と2021年卒業生の福田悠人氏には、本論文の中でも重大な位置を占める部分における分析・計算に大きな貢献をしていただきました。満園氏には過去の実験データを用いて、非常に多くの回数の重回帰分析を行っていただき、本論文における基礎となる計算式の立式に尽力していただきました。福田氏には凍害環境の評価に用いるための50年前や世界各国の気象データの収集に加え、それらを用いた凍害劣化予測計算、さらにはその結果の整理に尽力していただきました。心より感謝申し上げます。ハノイ建築大学 Nguyen Xuan Quy 氏と室蘭工業大学博士研究員 Nguyen Duc Van 氏には、英語論文執筆の際に多大なる協力をしていただきました。深く感謝申し上げます。陳鳳氏、株式会社鴻池組 山下紘太郎氏は修士としては先輩でありながら、同時期に博士課程の学生として共に研究を行えるという貴重な経験をさせていただきました。お二人に劣らぬ博士論文を作成しようという意識を強く持つことにより、本論文の完成度を向上させることができました。心から感謝申し上げます。

北海道大学准教授 北垣亮馬氏および岩田地崎建設株式会社 田中宏和氏には本研究において非常に重要な分析に必要な貴重な実験データの提供をしていただきました。深く感謝申し上げます。

株式会社南組 高井修氏や東洋建設株式会社 岸本豪太氏には、研究の進捗や論文の執筆状況など様々な点を気にかけていただいた上に、自分では気づいていなかった観点からの意見をいただきました。心より感謝申し上げます。

国立研究開発法人土木研究所寒地土木研究所 島多昭典氏, 長谷川諒氏, および国立研究開発法人土木研究所 野々村佳哲氏を始めとする寒地土木研究所耐寒材料チームの皆様には 2021 年 2 月からの 1 か月間, 研究のご指導をしていただきました。さらにはご指導だけではなく, 本研究に対する貴重なご意見やデータの提供をしていただきました。深く感謝を申し上げます。

最後に, 博士後期課程への進学を許可していただいた上に, 今まで暖かく支えてくださった両親(父 和弘, 母 加奈枝)に心より感謝申し上げます。

2022 年 3 月